

**ZESZYTY NAUKOWE**

**WYŻSZA SZKOŁA INŻYNIERSKA  
W KOSZALINIE**

**PRACE  
WYDZIAŁU MECHANICZNEGO**

**Nr 6**

[21]



**KOSZALIN 1984**

**Zeszyt niniejszy powstał z połączenia  
PRAC INSTYTUTU BUDOWY MASZYN  
I PRAC INSTYTUTU INŻYNIERII MATERIAŁOWEJ**

WYŻSZA SZKOŁA INŻYNIERSKA W KOSZALINIE

PRACE  
WYDZIAŁU MECHANICZNEGO

Nr 6

KOSZALIN 1984

ZESZYT NAUKOWY  
WYDZIAŁU MECHANICZNEGO

OPINIODAWCY:  
ANDRZEJ KOZIARSKI  
STANISŁAW PROWANS  
ANDRZEJ SZYMAŃSKI

REDAKTOR:  
JERZY IGNACIUK

Wydano za zgodą Rektora  
Wyższej Szkoły Inżynierskiej w Koszalinie

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

---

Koszalin 1984, nakład 100 + 75 egz., format B-5, ark, wyd. 4,9, Cena 92,- zł

SZGra? III 2490/11.10/83 100+75+20 C-12 X

Spis treści

str.

1. G.W.Bokučava., R.S.Turmanidze., T.Karpiński., Badania procesu szlifowania spieków ściernicami diamentowymi.....	4
2. J.Plichta., Określenie długości odcinka pomiarowego roboczej powierzchni ściernicy w badaniach tej topografii .....	15
3. Z.Pluta.: Modelowe urządzenia do wzajemnego docie- rania płytek ceramicznych .....	24
4. Z.Pluta.: Konstrukcja i przeznaczenie głowicy do mechanicznej obróbki wygładzającej.....	37
5. K.Woźniak.: Materiały magnetyczno-ścierne i ich zastosowanie.....	48
6. B.Słowiński.: Podstawy wyznaczania twardości ściernic metodami akustycznymi.....	59
7. T.Nykiel.: Budowa strukturalna wyżarzanej zmiękcza- jąco stali NCWV .....	89

G.W. Bokučava, R.S. Turmanidze  
Instytut Politechniczny  
w Tbilisi -G.S.S.R

Tadeusz Karpiński  
Wyższa Szkoła Inżynierska  
w Koszalinie

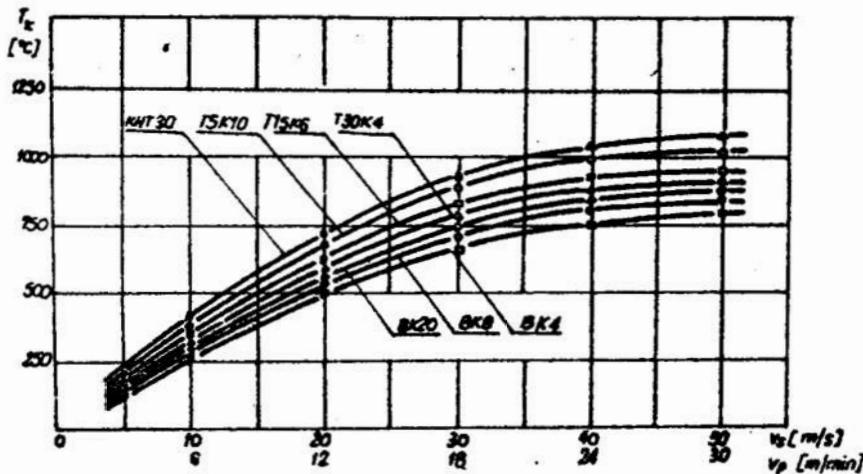
## BADANIA PROCESU SZLIFOWANIA SPIEKÓW ŚCIERNICAMI DIAMENTOWYMI

### 1. Wstęp

Zjawiska fizyko-chemiczne występujące w strefie szlifowania mają silny wpływ na trwałość narzędzia ściernego, obrabialność ścierną oraz własności eksploatacyjne przedmiotów obrabianych. Intensywność tych zjawisk potęgowana jest występującą w strefie skrawania wysoką temperaturą. Szczęólnego znaczenia nabierają te zjawiska przy szlifowaniu spieków metalicznych i metalowo-ceramicznych. Wynika to głównie z trudnej obrabialności tych materiałów spowodowanej ich własnościami mechanicznymi. Stąd niezbędność ustalenia precyzyjnych zasad doboru materiału ściernego do szlifowania odpowiedniego rodzaju spieku w oparciu o zbadany mechanizm zużycia ziarna, jak też ustalenie najważniejszych parametrów obróbki. Celem badań, których wyniki w części zostaną w tym artykule podane, było naukowe wyjaśnienie pewnych zasad stosowanych w praktyce, jak też ułatwienie doboru narzędzi ściernych dla operacji szlifowania odpowiednich węglików spiekanych.

## 2. Temperatura w strefie szlifowania spieków

Autorzy niniejszej publikacji, wielkość i rozkład temperatury w przedmiocie szlifowanym badali metodą eksperymentalno-obliczeniową [1]. Istotą tej metody jest określenie /przy użyciu termokolorów/ głębokości zalegania określonej temperatury. Na rys. 1 przedstawiono zależność temperatury panującej w strefie szlifowania od szybkości szlifowania, dla obróbki różnych spieków. W warunkach doświadczenia, zachowano stałą głębokość szlifowania i stały przekrój warstwy skrawanej.



Rys. 1. Zależność temperatury w strefie szlifowania (różnych gatunków spieków) od  $V_s$  i  $V_p$  przy głębokości szlifowania  $10 \mu m$

Z wykresu na rys. 1 łatwo zauważyć, że dla wszystkich badanych materiałów charakter zależności jest podobny. Wraz ze zwiększeniem prędkości obwodowej ściernicy, intensywność wzrostu temperatury jest różna. Do ok. 20-25 m/sek intensywność ta jest duża. Powyżej tej prędkości intensywność wzrostu temperatury zmniejsza się. Wyniki powyższe uzyskano przy użyciu ściern-

nicy diamentowej typu ACP 125/100 KI 100%. W przypadku użycia ściernic na spoiwie metalowym, temperatury w strefie szlifowania osiągają jeszcze większe wartości /w niektórych przypadkach są to temperatury topienia podłoża w spieku/.

Wysoka temperatura w strefie szlifowania wywołuje również nagrzanie powierzchni styku ziarna do takich temperatur, że ma miejsce częściowe zmiękczenie powierzchni ziarna. Wywołuje to utratę własności wytrzymałościowych i skrawanych ziaren. Aby tego dowieść autorzy postanowili przeprowadzić badania, jak zmieniają się własności plastyczne materiałów ściernych pod wpływem temperatury. W badaniach tych zastosowano metodykę opisaną w pracach [2,3]. Chodziło o uzyskanie informacji ilościowych, jak zmienia się twardość narzędzia i obrabianego przedmiotu w temperaturach charakterystycznych dla procesu szlifowania. Aby wnioskować o zdolności skrawającej narzędzia ściernego z danego materiału, autorzy wprowadzili współczynnik  $n_T$ . Został on zdefiniowany, jako:

$$n_T = \left( \frac{H_N}{H_M} \right) \tau_{\text{szlif.}}$$

gdzie:

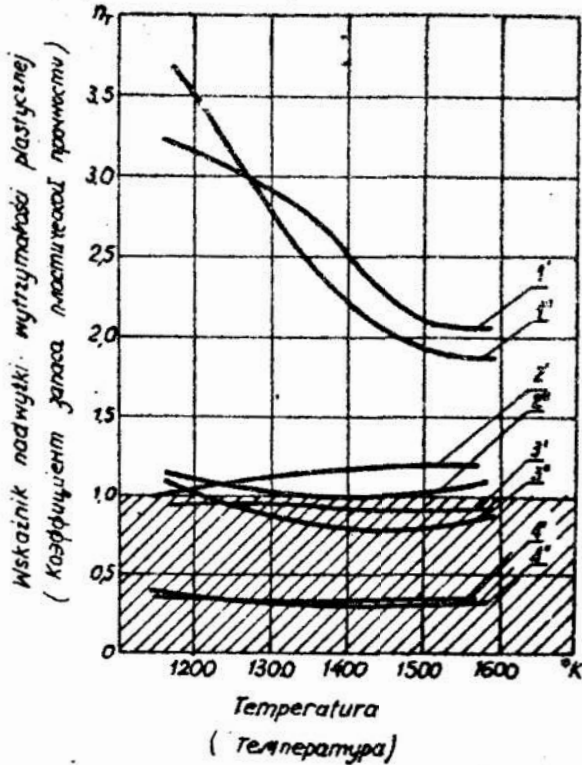
$H_N$  - twardość materiału narzędzia w temperaturze szlifowania  $\tau$

$H_M$  - twardość materiału obrabianego w temperaturze szlifowania  $\tau$

Jeżeli  $n_T > 1$ , to krawędź skrawająca ziarna nie odkształca się plastycznie i skrawanie przebiega właściwie. Jeżeli  $n_T \leq 1$  ściernica nie posiada zdolności skrawania danego materiału.

Na rys. 2 przedstawiono zależność współczynnika  $n_T$  od temperatury dla diamentu, borazonu, SiC oraz  $Al_2O_3$ . Materiałem obrabianym był spiek gatunku TI5K<sub>6</sub>.





Rys.2. Zależności wskaźnika  $n_T$  od temperatury dla szlifowania szkła BKB krzywe  $z'$  i TI5K6 krzywe  $z''$ , przy użyciu diamentu krzywa 1, borazonu krzywa 2 zielonego SiC krzywa 3 i biały  $Al_2O_3$  krzywa 4.

Z rys. 2 wynika, że szkła tego typu najlepiej jest szlifować przy użyciu ściernic diamentowych. Jeżeli używamy ściernic z borazonu lub SiC to współczynnik  $n_T$  jest bliski 1. Dlatego proces szlifowania szkieł tymi materiałami nie posiada stabilnych własności. Dla ziaren elektrokorundu  $n_T < 1$ . Dlatego nie powinno się przyjmować do obróbki takich szkieł, ściernic z ziarnem elektrokorundowym.

### 3. Własności eksploatacyjne i mechanizm zużycia narzędzi ściernych

Badania kruchości ziarn materiałów ściernych wykazały, że diament w porównaniu do innych materiałów ma znacznie większą wytrzymałość. Główną więc przyczyną zużycia diamentowych narzędzi ściernych przy obróbce szkieł należy upatrywać w zużyciu powierzchni styku - powierzchni kontaktowych ziarn.

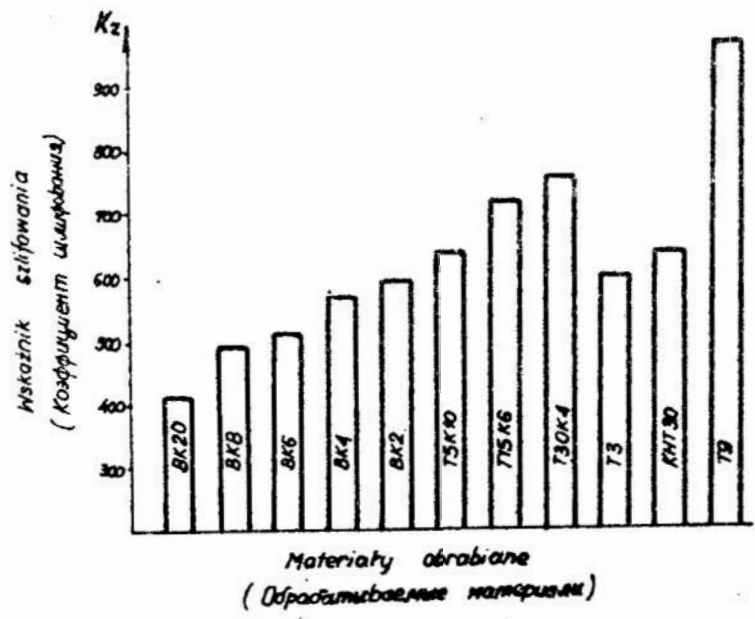
Należy rozróżniać jednostkowe zużycie materiałów ściernych przy skrawaniu pojedynczym ziarnem i skrawaniu wielu ziarnami utwierdzonymi spoiwem. Porównanie tych wielkości pozwala wnioskować nie tylko o efektywności ziarna danego materiału ściernego, ale i jakości spoiwa. Dla wyeliminowania wpływu spoiwa było przeprowadzone badanie zużycia pojedynczego ziarna spiekowego. Obróbce podlegały handlowe spieki różnych typów-rozposzechnione w praktyce, a także nowe spieki produkcji Gruzińskiego Instytutu Politechnicznego tzw. spieki bezwolframowe. Do oceny własności skrawających posłużono się w badaniach tych wskaźnikiem najprostszym, tj. Kz. Ma on postać:

$$Kz = \frac{V_M}{V_{ON}}$$

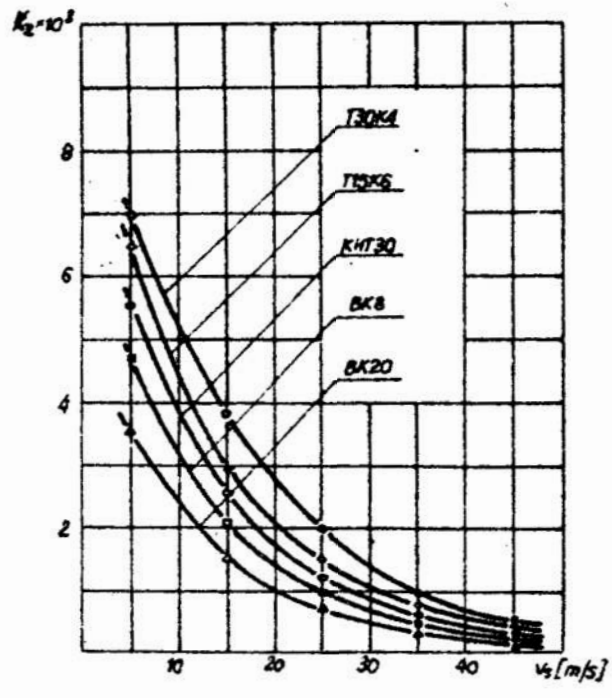
gdzie:  $V_M$  - objętość "zeszlifowanego" materiału

$V_{ON}$  - objętość zużytego narzędzia ściernego

Doświadczenia autorów pokazały, że w zależności od rodzaju obrabianego materiału wskaźnik Kz dla pojedynczego ziarna diamentowego zmienia się w szerokim zakresie. Na rys. 3 przedstawiono zmianę wskaźnika Kz dla obróbki pojedynczym ziarnem diamentowym przy obróbce spieków z szybkością 35 m/sek. i głębokości 0,5  $\mu$ m. Z rys.3 widać, że jednostkowe zużycie ziarna diamentu jest większe przy obróbce jednowęglkowych spieków niż przy obróbce dwuwęglkowych spieków. Dla bezwolframowego spieku KHT30 zużycie diamentu ma wartości pośrednie. Najlepsze wyniki uzyskano dla bezwolframowego spieku T9 opracowanego w Katedrze Technologii Budowy Maszyn G.P.I. Należy tu nadmienić, że wskaźnik Kz w znacznym stopniu zależy od prędkości obwodowej ściernicy.



Rys.3. Wielkość wskaźnika Kz dla różnych obrabianych materiałów.



Rys.4. Zależność wskaźnika Kz od  $v_s$  m/sek.

Na rys.4 pokazano zmianę wskaźnika Kz dla obróbki materiałów i różnej prędkości obwodowej ściernicy. Z rys.4 wynika, że przy obróbce spieków z szybkością 40 m/sek wielkość Kz nie przewyższa 1000. Przy zmniejszeniu szybkości do 5 m/sek Kz wzrasta do około 8000. Jeżeli więc chcemy podnieść trwałość ściernic diamentowych przy obróbce spieków, musimy obniżyć szybkość skrawania.

Dla szerszego wyjaśnienia otrzymanych wyników postanowiono przebadać mechanizm zużycia pojedynczych ziaren i zużycia powierzchni roboczej ściernic diamentowych. Badania te pozwoliły ustalić, że przy szlifowaniu spieków grupy BK przewagę ma zużycie dyfuzyjne. Intensywność tego zużycia dla jednowęglkowych jest różna. W miarę zwiększania ilości kobaltu w spieku, intensywność zużycia ziaren zwiększa się. Podobny przebieg ma też wzrost dyfuzji diamentu do spieku zachodzącej w warunkach próżni i temperaturach do temperatur szlifowania [4].

Jednocześnie z zużyciem dyfuzyjnym przy szlifowaniu spieków jednowęglkowych ma miejsce zużycie ściernic ziarn diamentu. Zużycie intensyfikowane jest procesem cieplnego zmiękania powierzchni ziarna. Węglki materiału obrabianego podczas obróbki zachowują swoją twardość, gdyż nie zdążą się nagrzać w tym czasie, aż do tak wysokich temperatur. Natomiast na płaszczyznach zużycia ziarna diamentowego mogą występować rysy. Na dnie tych rys widać wyraźnie odkształcenia plastyczne. Szerokość rysek jest współmierna z wielkością węglików wchodzących w skład spieku.

Przy szlifowaniu spieków dwuwęglkowych stwierdzono jednoczesne występowanie różnych rodzajów zużyć: dyfuzyjnego, ściernego i adhezyjno-zmęczeniowego.

Wyjaśnić to można tym, że adhezja diamentu do spieków dwuwęglkowych jest półtora razy większa niż do spieków jednowęglkowych. Odwrotnie jest z dyfuzją. Dyfuzja węgla z diamentu jest znacznie większa w odniesieniu do spieków jednowęglkowych niż dwuwęglkowych. Przy szlifowaniu dwuwęglkowych spieków na powierzchniach styku ziarn diamentu z materiałem obrabianym pojawiają się i znikają adhezyjne narosty. W wyniku okresowego pojawienia się i znikania narostów na powierzchni diamentu pojawiają się mikropęknięcia rys.5.



Rys.5. Mikrofotografia powierzchni zużycia ziarn diamentowych przy szlifowaniu różnych spieków TI5K6x3000 - widać wyraźnie mikropęknięcia.

W określonym stopniu powstawaniu mikropęknięć sprzyjają stropy termiczne (ziarno cyklicznie jest nagrzewane i chłodzone). Rozprzestrzenianie się mikropęknięć w obu kierunkach /po powierzchni i w głąb/ wywołuje wyłupywanie mikrocząstek diamentu. W wyniku tego procesu powierzchnia diamentu przyjmuje wygląd ciała chropowatego. Jest to typowy wygląd powierzchni zużytej w sposób adhezyjno-zmęczeniowy. Jednocześnie z zużycie adhezyjno-zmęczeniowy.występuje zużycie ściernie.Intensywność tego zużycia jest taka sama,jak przy szlifowaniu jednowęglkowych spieków.

Opis stanowiska badawczego i metodykę badań podano w pracy [5].

Mechanizm zużycia diamentowych ziarn ściernych w dużym stopniu zależy od szybkości szlifowania. Przy dużych szybkościach /40-50 m/sek/, kiedy w strefie styku ziarna występują duże temperatury dominującą postacią zużycia jest zużycie dyfuzyjne. Razem ze zmniejszeniem szybkości obróbki, zmniejsza się temperatura w strefie styku, zmniejsza się też dyfuzja, ale zaczyna się pojawiać zużycie adhezyjno-zmęczeniowe. Przy szybkości obróbki około 5 m/sek praktycznie cała powierzchnia ziarna przyjmuje postać powierzchni chropowatej.

#### 4. Podsumowanie

Jak wykazano powyżej wraz ze zmniejszeniem szybkości obróbki zmniejsza się intensywność zużycia ziarn pojedynczego diamentu. Analogiczną zależność obserwuje się przy pracy ściernicami. Wyjaśnić to należy wpływem temperatury panującej w strefie styku ściernicy ze spiekami. Zachodząca dyfuzja węgla powoduje powstanie na ziarnie błyszczących powierzchni. Wskazuje to na stopień krawędzi. Praca takim ziarnem powoduje zwiększenie normalnej i statycznej siły szlifowania. Rośnie w związku z tym prawdopodobieństwo wypadania-wykruszania ze spoiwa oddzielonych ziarn diamentu. Przy małych szybkościach obróbki inna jest postać zużywania się ziarn-dominuje zużycie adhezyjno-zmęczeniowe. Stopień stopienia krawędzi skrawających nie jest tak duży. Wyjaśnić to można tym, że powstający narost w postaci dużej ilości oddzielnych cząstek spełnia rolę aktywnych krawędzi skrawających. Dlatego istotnie zmniejszają się siły szlifowania i wypadanie ziarn jest mniejsze. Własności eksploatacyjne obrabianych spieków polepszają się. Wykonane badania wskazu-

ją wyraźnie na to, że rekomendowaną szybkością szlifowania jest szybkość 9-20 m/s. Przy doborze rodzaju materiału-ziarna ściernego należy kierować się wartością wskaźnika Kz.

## 5. Literatura

1. G.V.Bokučava, B.Słowiński, M.G.Tałakvadze., R.S.Turmanidze.  
"Metodyka określania rozkładu temperatury w przedmiocie szlifowanym", Mechanik nr 2, 1981r. str. 71-72.
2. T.N. Loladze, "Iznos rezuščego instrumenta", Mašinstrojenie, 1958 Moskva.
3. G.V.Bokučava., T.N.Loladze, "Iznos almazov i almaznych kru-gov", Moskva, Mašinstrojenie, 1967.
4. Turmanidze R.S., Bokučava G.V., Siradze A.M.Słowiński B.,-  
"Badanie zjawiska adhezji między diamentem a obrabianymi materiałami węglowymi i stalami". Postępy Technologii Maszyn i Urządzeń. Zeszyt 3/1982r. s.29-38.
5. Bokučava G.V., Siradze A.M., Turmanidze R.S., Słowiński B.:  
"Badanie dyfuzyjnego oddziaływania diamentu z węglkami epiekanyymi". Postępy Technologii Maszyn i Urządzeń, Zeszyt 1/1982r. s.51-56.

### Streszczenie

W niniejszej pracy autorzy omawiają wyniki badań szlifowania spieków ściernicami diamentowymi. Zajmują się szczegółowo badaniem temperatury w strefie szlifowania i mechanizmu zużycia ziarna diamentowego. Uzyskane wyniki pozwalają wnioskować na jakich zasadach dobierać materiał ziarna ściernego do szlifowania danego rodzaju spieku, jak też dobierać parametry obróbki dla uzyskania dobrej jakościowo warstwy wierzchniej przedmiotu szlifowanego.

### Summary

In the paper, authors discuss the results of investigation of the sinters using diamond wheels. A detailed study of the temperature in the grinding zone and mechanism of wear of the diamond grain are elaborated. The results obtained enable to withdraw conclusions on the principles of choosing the abrasive grain material to grind a given type of sinter as well as to select the grinding parameters to obtain a good quality surface layer on the ground workpiece.

### Резюме

В настоящей работе авторы представляют результаты исследований шлифования металлокерамических твердых сплавов алмазными абразивными кругами. Тщательно исследованы температура в зоне шлифования и механизм износа алмазного круга. Полученные данные позволяют судить о принципах подбора абразивного зерна для шлифования данного сорта металлокерамического сплава, а также подбирать параметры обработки для получения высококачественного поверхностного слоя шлифованной детали.



Jarosław Plichta  
Wyższa Szkoła Inżynierska  
w Koszalinie

OKREŚLENIE DŁUGOŚCI ODCINKA POMIAROWEGO  
ROBOCZEJ POWIERZCHNI ŚCIERNICY W BADANIACH JEJ  
TOPOGRAFII

1. Wprowadzenie

Jakość i dokładność oceny stanu topografii roboczej powierzchni ściernicy /RPS/ w dużej mierze zależy od właściwego wyboru badanego jej obszaru, rozumianego w sensie jego położenia, kierunku zbierania informacji i długości analizowanego odcinka.

Od wyboru miejsca i kierunku zbierania informacji zależy przede wszystkim ilość i istotność wydobytych informacji. Natomiast długość odcinka, z którego zbierane są te informacje, w dużym stopniu wpływa na ich dokładność [2], [4]. Od długości odcinka pomiarowego zależy bowiem ilość punktów pomiarowych, w oparciu o które wyznaczone są wartości estymatorów parametrów topografii RPS. Im więcej tych punktów, tym większa dokładność wartości estymatorów. Ze wzrostem długości odcinka pomiarowego, ich dokładność będzie więc wzrastać i dla nieskończonej długości, estymatory osiągną wartości rzeczywiste danych parametrów.

W praktyce, oczywiście niemożliwe jest posługiwanie się odcinkiem o nieskończonej długości, w związku z czym należy przyjąć jego długość skończoną.

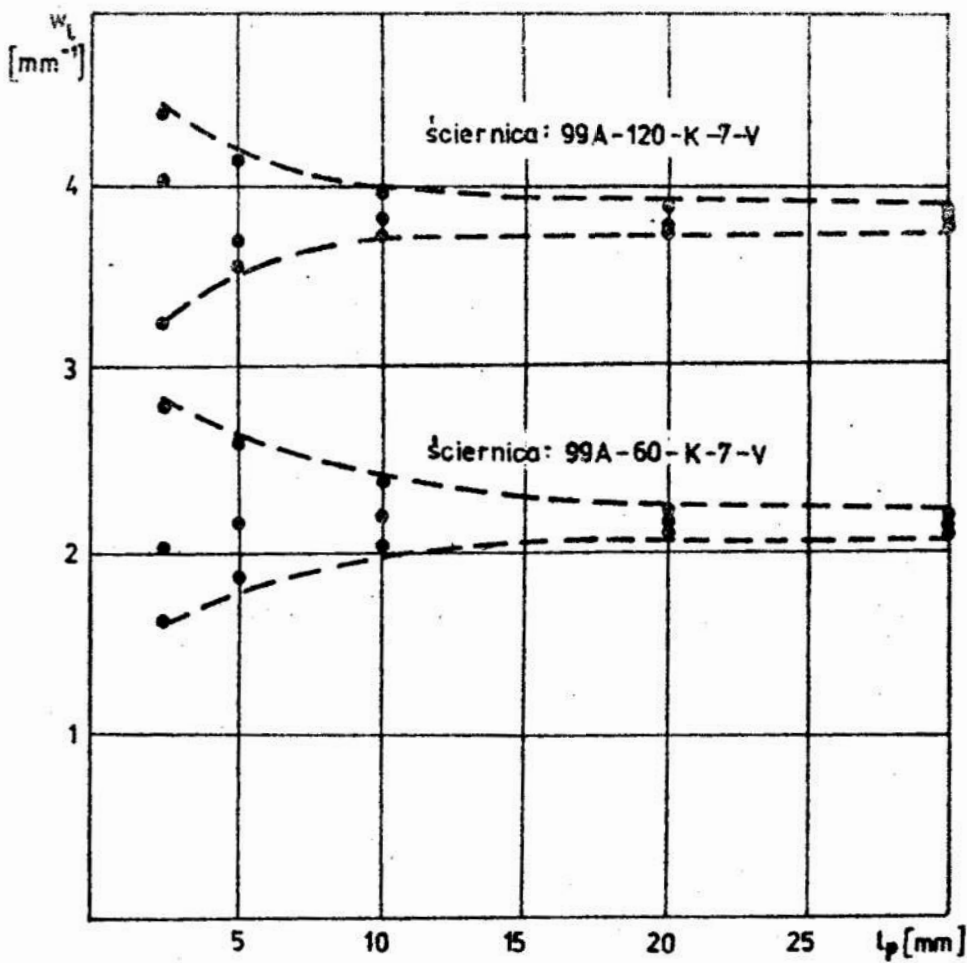
Powinno ono być jednak ściślej określone, szczególnie w odniesieniu do względu na zgodną dokładność prowadzonej oceny. W badaniach doświadczalnych często niekoniecznie jest bowiem znajomość rzeczywistej wartości danego parametru topografii RPS i dopuszcza się wyznaczenie wartości ich estymatorów z pewnym błędem. Ważne jest jednak, aby była znana wartość tego błędu.

Stąd też w niniejszej pracy przedstawiono zasady i metodykę wyznaczenia minimalnej długości odcinka pomiarowego RPS w badaniach jej topografii, w przypadku gdy są one prowadzone na drodze statystycznej analizy jej zarysu.

## 2. Wpływ długości odcinka pomiarowego na dokładność wartości estymatorów parametrów oceny topografii RPS

Praktyczną ocenę stanu topografii RPS prowadzi się najczęściej w odniesieniu do cech geometrycznych wierzchołków ziaren ściernych, charakteryzujących ich kształt ilość i położenie. Cechy te w największym stopniu determinują własności skrawne ściernicy, a zatem i jej przydatność technologiczną. Stąd też szczególną uwagę zwrócono na dokładność wyznaczenia wartości estymatorów parametrów charakteryzujących te cechy w funkcji długości odcinka pomiarowego.

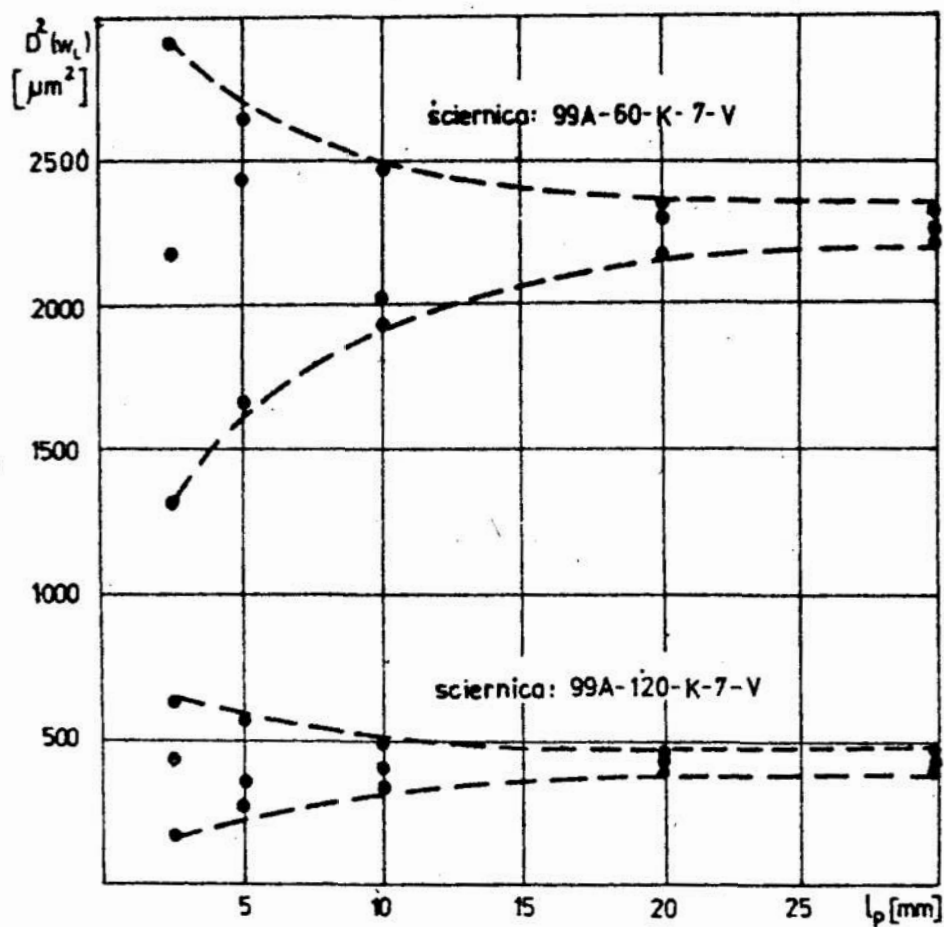
Przeprowadzone badania doświadczalne wykazały, że zależność ta w odniesieniu do parametrów charakteryzujących ilość " $w_L$ " i rozproszczenie " $D^2 \left( \frac{w_L}{L} \right)$ " wierzchołków ziaren ściernych na powierzchni ściernicy, jest charakterystyką obustronnie zbieżną w kierunku wzrostu długości odcinka pomiarowego  
rys./1,2/.



Rys. 1. Zależności wartości estymatora określającego ilość wierzchołków ziaren ściernych na jednostkowej długości zarysu RPS " $w_L$ " w funkcji długości odcinka pomiarowego.

Z analizy przedstawionych zależności wynika, że wraz ze wzrostem długości odcinka pomiarowego, a zatem i ilości punktów w oparciu o które wyznaczone są estymatory rozpatrywanych parametrów, ich wartości są zbliżone do wartości rzeczywistych tych parametrów. Charakter i intensywność zbliżności jest różna dla obu tych parametrów. Jednak w miarę wzrostu długości odcinka pomiarowego, zbliżność ta charakteryzuje się coraz mniejszą intensywnością i wydłuże-

nie odcinka pomiarowego przynosi już niewielkie korzyści. Stąd też dalsze jego wydłużenie jest dla wyników badań mało efektywne, nieznacznie podnosi dokładność wyznaczonych wartości estymatorów, powoduje natomiast wzrost pracochłonności i kosztów badań.



Rys. 2. Zależności wartości estymatora wariancji wierzchołków zarysu RPS  $D^2(w_L)$  w funkcji długości odcinka pomiarowego

### 3. Określenie minimalnej długości odcinka pomiarowego RPS

Na podstawie rozważań teoretycznych oraz wyników badań doświadczalnych [2] można przyjąć, że estymatory parametrów charakteryzujących kształt, ilość i położenie wierzchołków ziaren ściernych są w przybliżeniu równoważne w sensie czułości na długość odcinka pomiarowego. Ich wartości są bowiem wyznaczone w przybliżeniu o tę samą liczbę punktów pomiarowych.

Stąd też poniższe rozważania ograniczono tylko do parametru określającego ilość wierzchołków przypadających na jednostkę długości " $w_L$ ".

Zgodnie z [1], ogólną zależność na określenie koniecznej ilości pomiarów dla wyznaczenia wartości estymatora parametru " $w_L$ " można opisać następującą zależnością:

$$n_{w_L} = \frac{t_{\beta}^2 \cdot D^2(w_L)}{q_1 \cdot E^2(w_L)} \quad (1)$$

gdzie:  $t_{\beta}$  -  $q$  procentowa granica dla rozkładu  $t$  Studenta,

$q_1$  - poziom istotności,

$D^2(w_L)$  - wariancja wartości parametru " $w_L$ "

$E(w_L)$  - wartość oczekiwana wartości parametru " $w_L$ "

W celu określenia praktycznych wartości  $D^2(w_L)$  i  $E(w_L)$  można założyć, że zarysy RPS posiadają funkcję autokorelacji I-go typu określoną zależnością:

$$K_y(\tau) = e^{-\alpha \tau^2} \quad (2)$$

gdzie:  $\alpha$  - współczynnik charakteryzujący intensywność zmian funkcji  $K_y(\tau)$ ,

$\tau$  - długość korelacji.

Założenie takie, aczkolwiek wprowadza pewne uproszczenie funkcji autokorelacji w stosunku do jej rzeczywistej postaci, nie niesie żadnych istotnych skutków ujemnych, poza nieznacznym wydłużeniem odcinka pomiarowego. Umożliwia jednak istotne uproszczenie pracochłonnych obliczeń.

Zgodnie z powyższym wartości  $D^2(w_L)$  i  $E(w_L)$  można określić następującymi zależnościami [3] :

$$D^2(w_L) = \frac{1}{5 l_p} \sqrt{\frac{\alpha}{\pi}} \quad (3)$$

$$E(w_L) = \frac{\sqrt{6\alpha}}{2\pi} \quad (4)$$

gdzie:  $l_p$  - długość odcinka pomiarowego.

Po uwzględnieniu tych zależności w (1) i przyjęciu  $n_{w_L} = 1$  /pomiar na jednym odcinku/, niezbędną długość odcinka pomiarowego w odniesieniu do parametru " $w_L$ " można wyznaczyć z zależności:

$$l_p = \frac{2\pi}{15} \sqrt{\frac{\pi}{\alpha}} \cdot \frac{t_{\beta}^2}{q_1^2} \quad (5)$$

Dla najczęściej stosowanych w praktyce wartości przedziałów ufności i istotności, wynoszących odpowiednio:  $\beta = 0,90$

( $t_{\beta} = 1,645$ ) i  $q_1 = 0,10$ , obliczono minimalne długości odcinka pomiarowego w odniesieniu do parametru " $w_L$ ". Dla

ściernic o najczęściej stosowanych ziarnistościach, ich długości wynoszą odpowiednio:

ziarnistość	36 ( $\alpha = 15 \text{ mm}^{-2}$ )	- $l_p = 51 \text{ mm}$ ,
ziarnistość	60 ( $\alpha = 30 \text{ mm}^{-2}$ )	- $l_p = 36 \text{ mm}$ ,
ziarnistość	80 ( $\alpha = 80 \text{ mm}^{-2}$ )	- $l_p = 22 \text{ mm}$ ,
ziarnistość	120 ( $\alpha = 110 \text{ mm}^{-2}$ )	- $l_p = 18 \text{ mm}$ .

Na podstawie powyższego, z prawdopodobieństwem równym 0,9 można twierdzić, że wartości estymatorów parametru " $w_L$ ", wyznaczone na odcinkach pomiarowych o w/w długościach, oscylują wokół wartości średnich z rozrzutem nie większym niż  $\pm 10\%$ .

Oczywiście wartości estymatorów innych parametrów topografii RPS, wyznaczonych w oparciu o większą liczbę punktów pomiarowych, np.  $R_a$ ,  $R_{max}$ ,  $N_L$  będą określone z większą dokładnością.

#### 4. Podsumowanie

Z rozważań teoretycznych i wyników badań doświadczalnych, przeprowadzonych w odniesieniu do najbardziej istotnych parametrów topografii RPS wynika, że dokładność wyznaczenia ich estymatorów w dużej mierze zależy od przyjętej długości odcinka pomiarowego. Wraz ze wzrostem jego długości dokładność ta wzrasta.

Ponieważ jednak ze względów praktycznych, posługiwanie się odcinkiem pomiarowym o dużej długości jest nieekonomiczne, a często nawet niemożliwe, jego wartość należy ograniczyć do niezbędnego minimum. Ograniczanie to jednak nie powinno ujemnie odbić się na dokładności wydobywanych informacji. Stąd też, przy zachowaniu tego warunku, przedstawiono sposób postępowania przy wyborze długości odcinka pomiarowego, w odniesieniu do parametru określającego ilość wierzchołków na RPS. Przy założeniu określonej dokładności wartości wyznaczonego estymatora tego parametru, określono minimalne długości odcinka pomiarowego dla ściernic o najczęściej stosowanych ziarnistościach.

Wydaje się, że w dalszych badaniach z tego zakresu, podobne rozważania należy przeprowadzić również w odniesieniu do innych istotnych parametrów oceny topografii RPS. Pozwoli to zwiększyć efektywność badań RPS i zapewnić większą porównywalność ich wyników.

#### Literatura

1. Chusu A.P., Palmov J.R. Vitenberg: Serochovatost poverchnostiej. Nauka, Moskva 1975.
2. Plichta J.: Wybrane zagadnienia oceny topografii roboczej powierzchni ściernicy pracującej obwodem. Praca doktorska, Wrocław, 1981r.
3. Rudzit J.A.: Mikrogeometria i kontaktnoje vzaimodiejstvie poverchnostiej. Zinatne. Riga, 1975r.
4. Wierucki Zb.: Wpływ warunków współbieżnego obciążania walcowym obciążaczem wirującym z nasypem diamentowym na stan roboczej powierzchni ściernicy przy szybkościowym szlifowaniu wgłębnym. Praca doktorska. Politechnika Łódzka, Łódź, 1980.

#### Streszczenie

W pracy przedstawiono wyniki teoretyczno-doświadczalnych badań, z zakresu wpływu długości odcinka pomiarowego na dokładność wyznaczenia wartości estymatorów wybranych parametrów topografii roboczej powierzchni ściernicy. Dla ściernic o najczęściej stosowanych ziarnistościach, określono minimalne długości odcinków pomiarowych, w odniesieniu do parametru opisującego ilość wierzchołków.



### Summary

The paper presents the results of the theoretical and experimental study concerning the influence of the size of the measuring length on the precise evaluation of the estimators for the chosen topography parameters of the grinding wheel working surface. The minimum measuring lengths for the grinding wheels of the most commonly used grain coarseness are given in respect to the parameter describing the amount of the cutting particle tips.

### Резюме

В работе представлены результаты теоретических и опытных исследований влияния длины измерительного участка на точность определения значений параметров рельефа рабочей поверхности абразивного круга. Для кругов с чаще всего применяемыми зернистостями определены минимальные длины этих участков в соотношении с параметром количества вершин.

Zdzisław Pluta

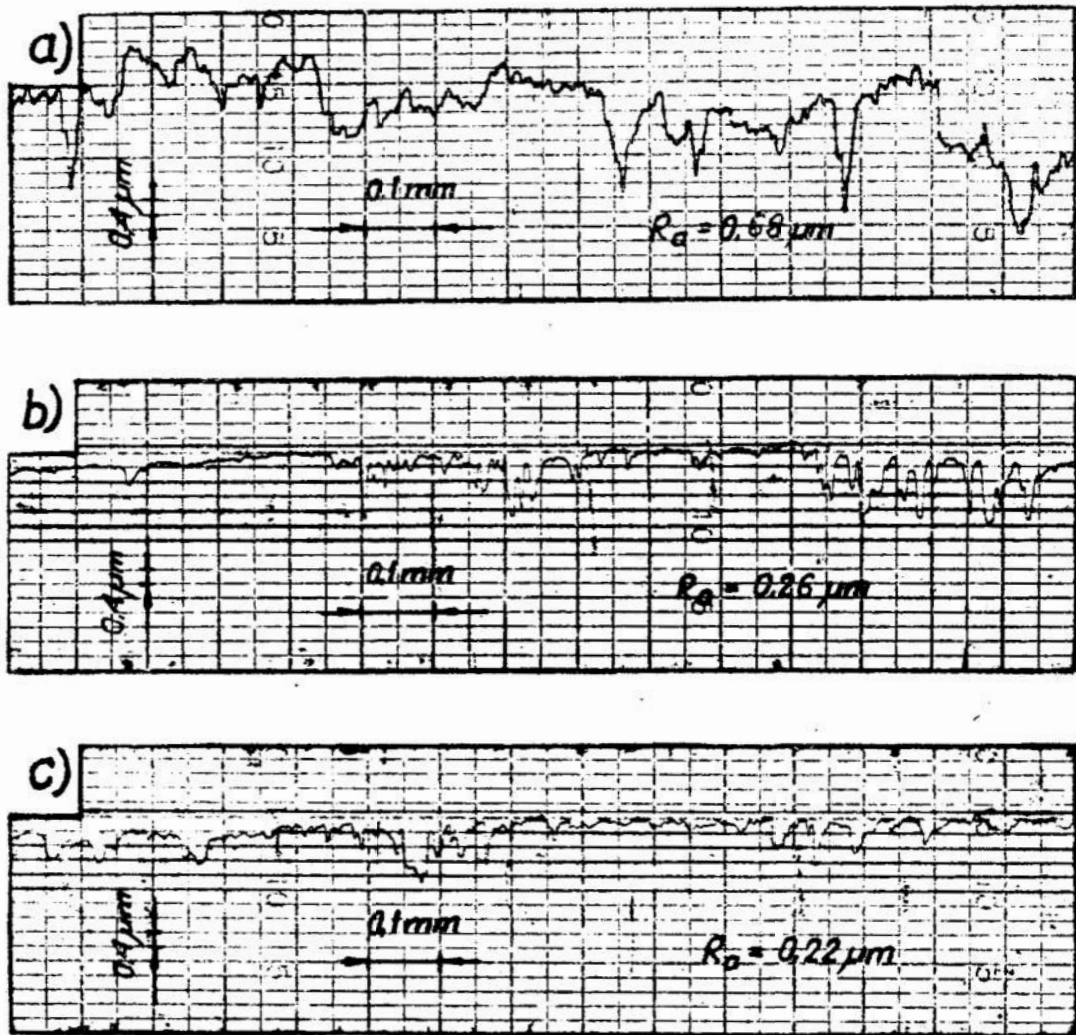
Wyższa Szkoła Inżynierska w Koszalinie

MODELOWE URZADZENIE DO WZAJEMNEGO DOCIERANIA  
PŁYTEK CERAMICZNYCH

1. Wprowadzenie

Elementy ceramiczne w postaci płytek mają zastosowanie głównie w elektronice na podłoża układów scalonych oraz w mikroelektronice na podłoża układów cienkowarstwowych [1]. Spośród wielu różnorodnych wymagań stawianym podłożowym płytkom ceramicznym istotne znaczenie mają wymagania w odniesieniu do błędów kształtu oraz struktury geometrycznej powierzchni. Topografia powierzchni ma bowiem znaczny wpływ na niektóre własności fizyczne naniesionych warstw, takie jak na przykład oporność i trwałość warstwy przewodzącej. Charakterystyczne dla metod nanoszenia tych warstw jest to, że kierunki padania poszczególnych cząstek materiału nanoszonych na powierzchnię płytki są jednakowe. W przypadku dużej chropowatości płytki uzyskuje się warstwy o nierównomiernej grubości. W miejscach gdzie pochodna zarysu powierzchni płytki osiąga duże wartości, występuje przewężenie warstwy nakładanej. W przypadku, gdy wariancja zarysu powierzchni płytki jest duża, naniesiona warstwa może być nieciągła. Dlatego też warunkiem uzyskania określonych parametrów mikroukładu cienkowarstwowego jest uzyskanie małej chropowatości powierzchni podłożowej płytki ceramicznej.

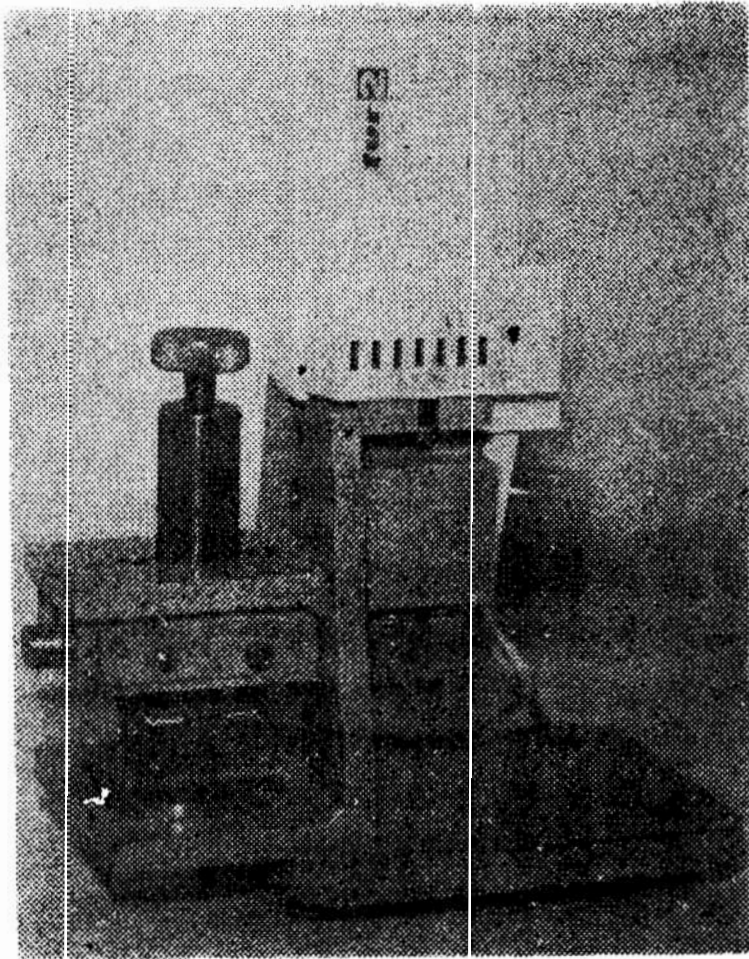
Do obróbki elementów wykonanych z tworzywa ceramicznego stosowane są metody obróbki ścierniej, głównie zaś szlifowania ściernicami diamentowymi. Stosując technologię szlifowania tymi narzędziami można wprawdzie uzyskać małe błędy kształtu obrabianych elementów, ale uzyskanie niewielkiej chropowatości rzędu  $0,2 \dots 0,5$   $\mu\text{m}$  stanowi problem szczególnie złożony. Znaczne zmiany nierówności powierzchni (rys. 1) względem szlifowanej powierzchni wyjściowej (rys. 1a) uzyskano stosując do gładkościowej obróbki płytek ceramicznych metodę wzajemnego docierania [2] w układzie dwóch płytek ceramicznych, z których jedna była nieruchoma, zaś druga wykonywała ruch oscylacyjny o charakterze sinusoidalnym. Taką odmianę kinematyczną docierania realizowano na modelowym urządzeniu w celu sprawdzenia przydatności metody wzajemnego docierania w warunkach laboratoryjnych. Do Urzędu Patentowego PRL została natomiast zgłoszona koncepcja opracowanej przez autora przemysłowej wersji urządzenia do wzajemnego docierania płytek ceramicznych [3], umożliwiającego: jednoczesne docieranie kilkudziesięciu, a nawet kilkuset takich elementów. Konstrukcja oraz wyniki badań eksploatacyjnych tego urządzenia będą przedmiotem dalszych publikacji. Wyniki badań eksploatacyjnych urządzenia modelowego zawarte są w pracy autora [2].



Rys. 1. Profilogramy powierzchni płytki ceramicznej:  
a) przed docieraniem., b) po docieraniu w czasie  $t = 240$  s, c) po docieraniu w czasie  $t = 360$  s. Parametry docierania: nominalny nacisk jednostkowy  $q_n = 0,11$  MPa, częstotliwość ruchu oscylacyjnego  $\nu = 14$  Hz, amplituda  $A = 0,5$  mm. Powiększenie pionowe  $V_v = 5000$  x, powiększenie poziome  $H_v = 100$  x, długość odcinka pomiarowego  $L = 2,5$  mm.

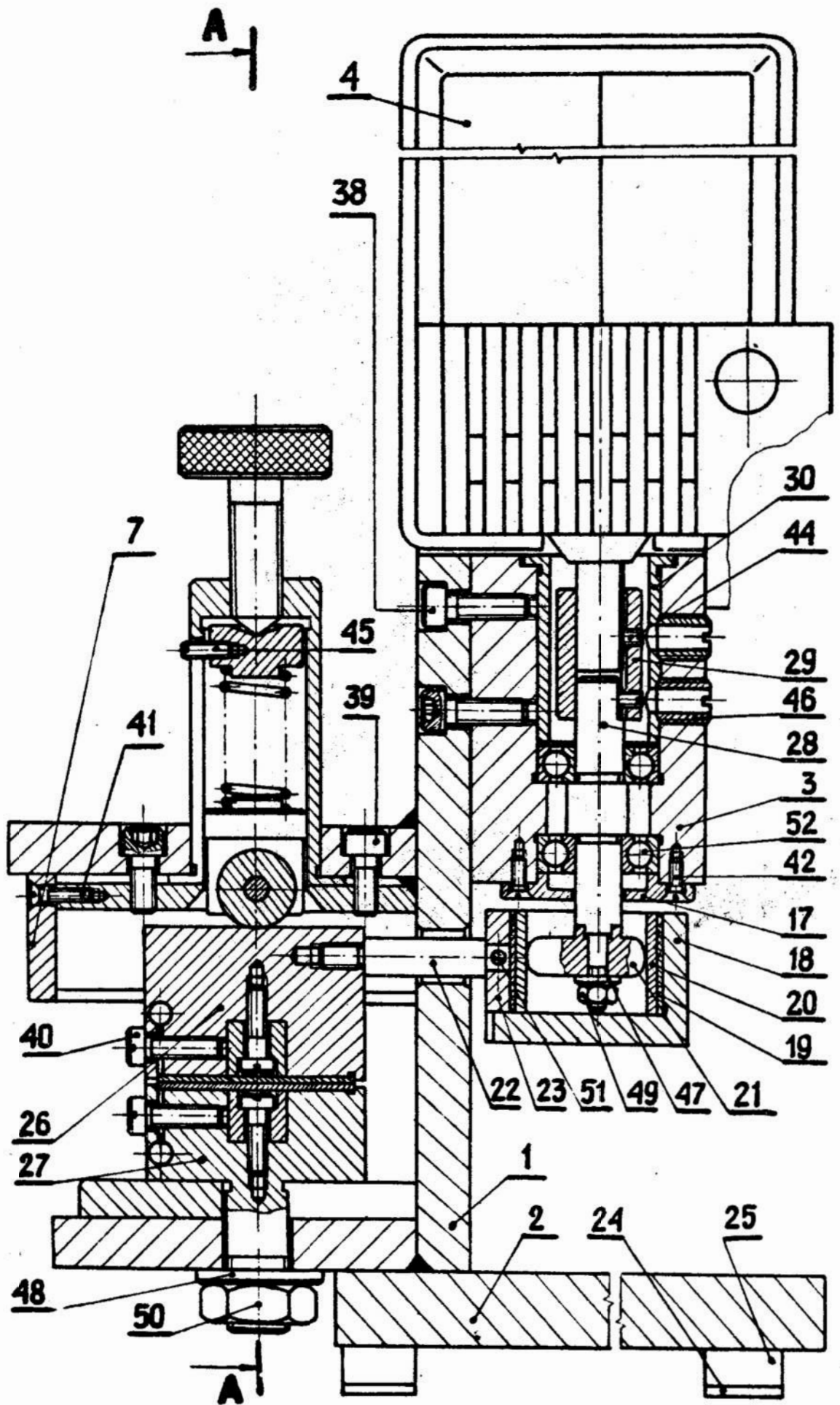
## 2. Opis budowy i zasady działania urządzenia

Widok urządzenia do wzajemnego docierania płytek ceramicznych przedstawiono na rys. 2.

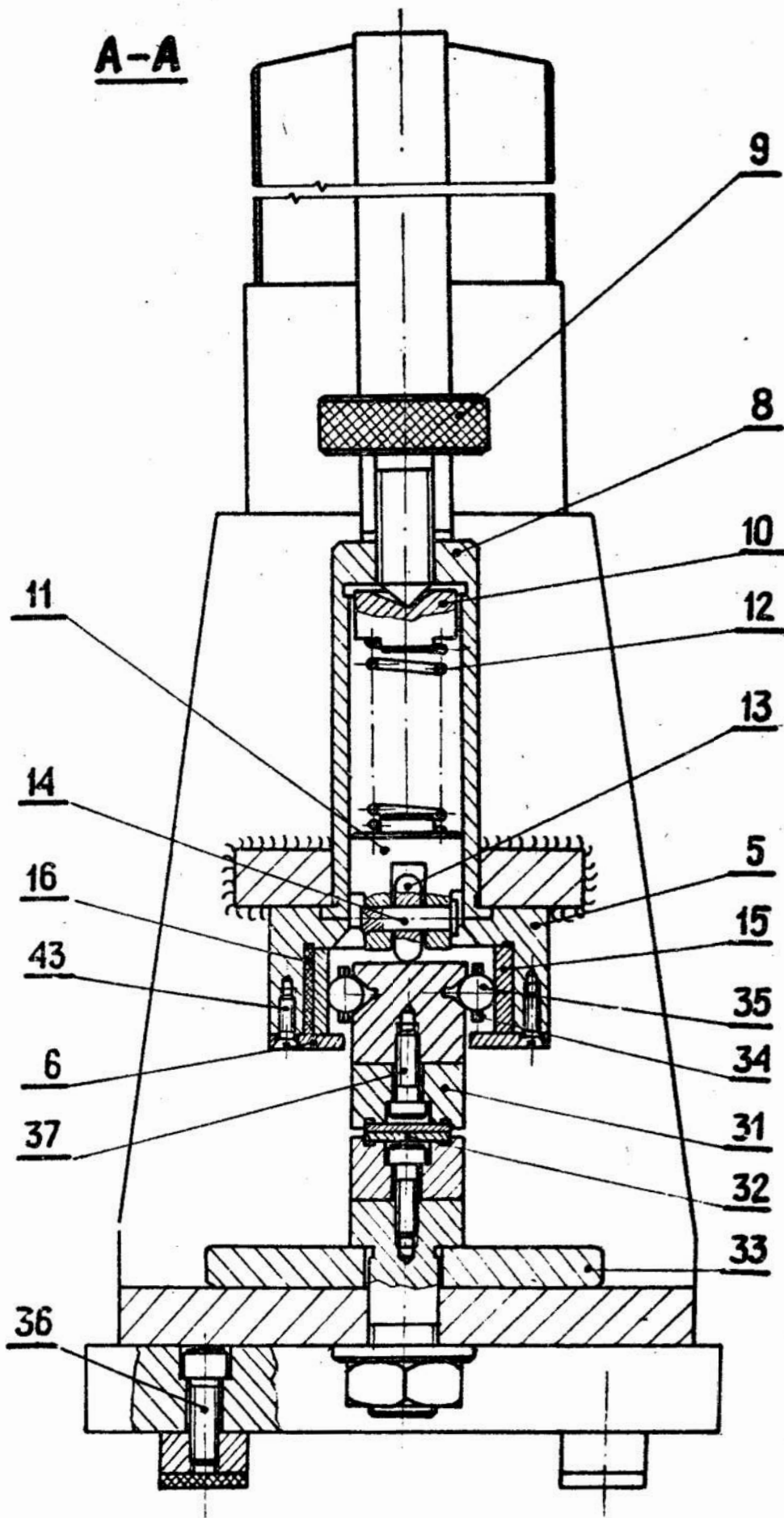


Rys. 2. Widok urządzenia modelowego

Rozwiązanie konstrukcyjne tego urządzenia ilustruje zaś rysunek 3. Zasadniczym jego elementem jest wspornik nośny 1 stanowiący układ dwóch poziomych płyt usytuowanych względem siebie w określonej odległości, i połączonych nierozłącznie z płytą pionową. Do górnej części pionowej płyty wspornika 1 przytwierdzony jest za pośrednictwem śrub 38 korpus 3



A-A



układu napędowego wraz z silnikiem napędowym 4 o bezstopniowej regulacji prędkości obrotowej. Wspornik nośny 1 znajduje się na podstawie 2 zawierającej cztery symetrycznie rozmieszczone podpory 25 połączone z gumowymi nakładkami 24. Do górnej płyty poziomej wspornika 1 przytwierdzony jest śrubami 39 prowadnik 5 oraz tuleja 8 układu dociskowego.

Płytki ceramiczne 32 podlegające obróbce metodą wzajemnego docierania mocowane są w uchwytach górnym 26 i dolnym 27. Sposób mocowania płytek 32 w obydwu uchwytach jest jednakowy. Płytki 32 usytuowane w specjalnych wycięciach na czołowych powierzchniach uchwytów 26,27, dociskane są szczękami rozprężnymi utworzonymi przez odpowiednie przecięcia w korpusach uchwytów, za pośrednictwem wkrętów 40. Specjalne wkładki 31 przykręcone do uchwytów 26,27 wkrętami 37 ustalają położenie płytek 32 w kierunku ich szerokości. Uchwyt dolny 27 osadzony jest w dolnej, poziomej płycie wspornika 1 za pośrednictwem elementów 48,50 skojarzonych z gwintowaną końcówką uchwytu 27. Specjalna podkładka z wycięciem 33 na której opiera się uchwyt 27 jest wymienna, co umożliwia obróbkę płytek ceramicznych o zróżnicowanych w określonym zakresie grubościach.

Ruchem głównym w sposobie docierania realizowanym na modelowym urządzeniu tego typu jest ruch oscylacyjny o charakterze sinusoidalnym, wykonywany tylko przez uchwyt górny 26. Do prowadzenia uchwytu górnego 26 w kierunku ruchu głównego zastosowano połączenie prowadnicowe prostoliniowo-toczne. Elementy toczne w postaci kulek 35 ujęte w listwach łączących 34 prowadzone są w rowkach znajdujących się na bocznych powierzchniach uchwytu górnego 26. Kulki 35 stykają się jednocześnie z płytkami kompensacyjnymi 15.



Płytką sprężystą 16 zapewnia sprężysty docisk elementów tocznych 35 do płytek 15 również w przypadku niewielkiej zmiany położenia kąтового uchwyty 26, wynikającej z wzajemnego usytuowania powierzchni stykowych obrabianych płytek ceramicznych 32. Płytki 15,16 opierają się od dołu o płytkę oporową 6 przytwierdzoną do prowadnika 5 wkrętami 43. Przed wysunięciem płytek 15,16 w kierunku ruchu głównego zabezpiecza natomiast płytka czołowa 7 skojarzona z prowadnikiem 5 za pośrednictwem wkrętów 41.

Oscylacyjny ruch uchwyty górny 26 uzyskuje się przez jego połączenie za pośrednictwem popychacza 22 z obejmami 18, 23 skojarzonymi z wirującą krzywką mimośrodową 21. Popychacz 22 połączony jest kołkiem 51 z obejmą stałą 23, ta zaś z obejmą przesuwającą 18. Do wewnętrznej przestrzeni utworzonej przez rozłączenie połączone obejmami 18,23 wprowadzone są sprężyste wkładki 19 oraz płytki kontaktowe 20, które stykają się z powierzchnią obwodową krzywki 21. Krzywoliniowy zarys powierzchni obwodowej krzywki 21 oraz sprężyste właściwości zastosowanych wkładek 19 sprawiają, że podczas obróbki krzywka 21 znajduje się w ciągłym styku z płytkami 20 nawet w przypadku niewielkiej zmiany położenia kąтового uchwyty górnego 26 w płaszczyźnie ruchu głównego.

Krzywka 21 połączona jest z końcówką wałka 28 przez odpowiednio ukształtowane powierzchnie czołowe tych elementów za pomocą podkładki 47 i nakrętki 49. Wałek 28 ułożyskowany jest tocznie na dwóch łożyskach kulkowych 52 osadzonych w korpusie 3. Pokrywa 17 przykręcona do korpusu 3 wkrętami 42 ustala położenie łożyska dolnego. Górne łożysko ustalone jest tulejką kompensacyjną 30, unieruchomioną w korpusie 3 specjalnymi wkrętami 46.

Znajdujący się w jednej osi wałek 28 oraz wał silnika napędowego 4 połączone są sprzęgłem tulejkowym 29 przetwierdzonym do łączonych elementów 28,4 wkrętami 44.

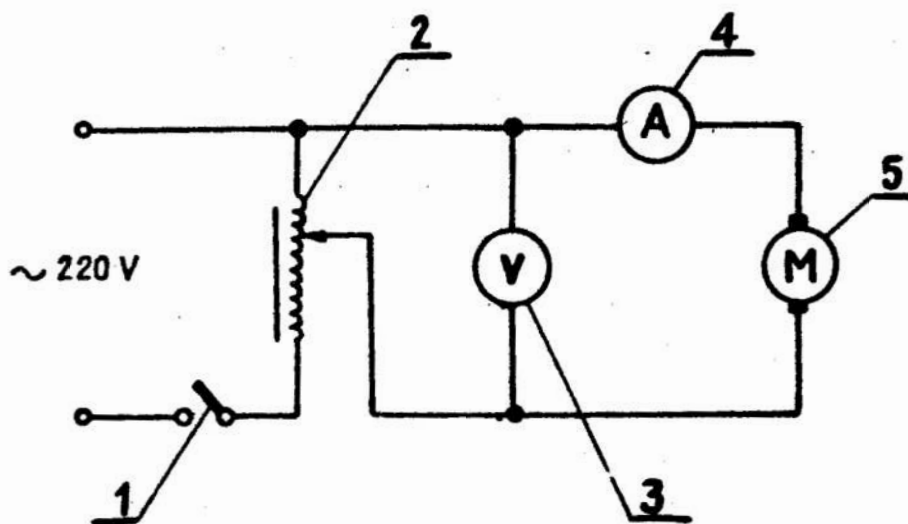
Docisk uchwyty górny 26 do uchwyty dolny 27 realizowany jest za pośrednictwem sprężyny walcowej 12 o określonej charakterystyce. Sprężyna 12 znajduje się wewnątrz pionowej tulei 8 osadzonej w otworze górnej poziomej płyty wspornika 1 i rowku wykonanym w prowadniku 5. Pomiędzy uchwytem górnym 26 i dolnym końcem sprężyny 12 znajduje się tłok 11 z osadzoną w nim obrotowo za pomocą sworznia 14 rolką 13 o krzywoliniowym zarysie powierzchni obwodowej w płaszczyźnie osiowej. Górny koniec sprężyny 12 połączony jest ze zderzakiem 10, w którym znajduje się wkręt 45 spełniający rolę wskaźnika ugięcia sprężyny 12. Do regulowania wielkości tego ugięcia służy pokrętło 9.

Na opisanym urządzeniu można realizować jedną z najprostszych odmian docierania w układzie dwóch płytek ceramicznych, z których jedna jest nieruchoma, zaś druga wykonuje ruch oscylacyjny o charakterze sinusoidalnym. Wymiary gabarytowe urządzenia: wysokość 280 mm, długość 220 mm, szerokość 120 mm. Uchwyty przystosowane są do mocowania płytek ceramicznych o wymiarach 37 x 14 x 1,5... 5 mm. Urządzenie umożliwia bezstopniową regulację nacisków jednostkowych  $q_n$  w zakresie 0...0,11 MPa oraz częstotliwości ruchu oscylacyjnego  $\nu$  w przedziale 0...14 Hz. Amplituda oscylacji ruchu głównego  $A$  może być regulowana skokowo w zakresie 0...5 mm poprzez zastosowanie wymiennych krzywek kołowych o odpowiednich mimośrodowościach.

### 3. Cechowanie układu napędowego oraz dociskowego

Do napędu krzywki mimośrodowej wprawiającej uchwyt w ruch oscylacyjny zastosowano silnik typu TUR-2 przeznaczony do napędu maszyn do szycia. Silnik posiada bezstopniową regulację prędkości obrotowej w zakresie  $n = 0 \dots 4500$  obr/min, dokonywaną za pośrednictwem rezystancyjnego regulatora w postaci pedałowatego przycisku. Regulator ten cechuje jednak znaczna niedokładność nastawienia określonej prędkości obrotowej. W modelowym urządzeniu zastosowano więc regulację napięciową z wykorzystaniem autotransformatora laboratoryjnego typu TaR 1,6 o następujących parametrach:  $P = 1,6$  kVA,  $V_1/V_2 = 220$  V/0-250V, 50 Hz.

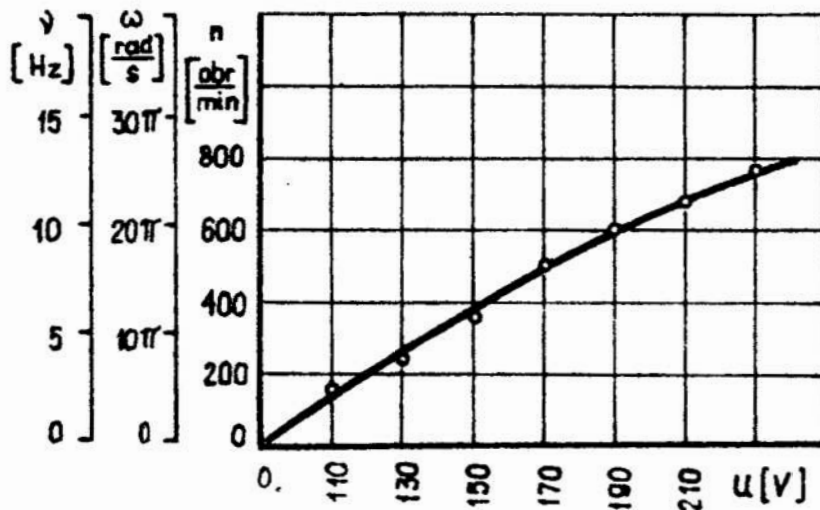
Na rys. 4 przedstawiono schemat elektryczny układu zasilania urządzenia.



Rys. 4. Schemat elektryczny układu zasilania:

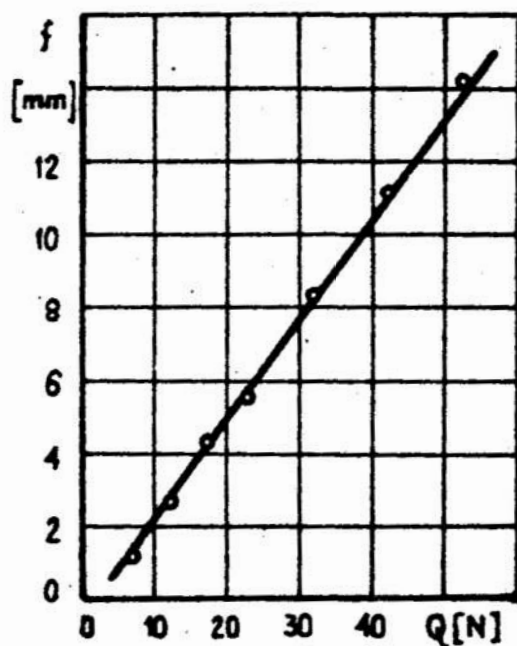
- 1 - wyłącznik, 2 - autotransformator,
- 3 - woltomierz, 4 - amperomierz, 5 - silnik napędowy

Wzorcowanie układu polega na rejestrowaniu prędkości obrotowych wału skojarzonego z krzywką mimośrodową dla określonych wartości napięcia zasilania. Prędkości obrotowe rejestrowano przy użyciu tachometru ośrodkowego typu H6 produkcji NRD. Wykres cechowania układu napędowego (rys. 5) ilustruje zmianę częstotliwości ruchu oscylacyjnego  $\nu$  (Hz), prędkości kątowej  $\omega$  (rad/s), a także prędkości obrotowej krzywki  $n$  (obr/min) w funkcji napięcia zasilania  $U$  (V).



Rys. 5. Wykres cechowania układu napędowego

Regulowanie siły wzajemnego docierania dokonywane jest za pośrednictwem zastosowanej w układzie dociskowym sprężyny walcowej. Jej cechowanie polegało na obciążaniu w kierunku osiowym określonymi ciężarkami i jednoczesnym rejestrowaniu ugięcia czujnikiem zegarowym o działce elementarnej 0,01 mm. Rysunek 6 ilustruje zmiany ugięcia sprężyny  $f$  (mm) w funkcji obciążenia  $Q$  (N).



Rys. 6. Wykres cechowania sprężyny dociskowej

#### Literatura

- 1 Góral A. i in.: Technika warstwowa w mikroelektronice. WNT, Warszawa 1974.
- 2 Pluta Z.: Wybrane aspekty wzajemnego docierania ceramiki alundowej. Materiały IV Konferencji Naukowo Technicznej nt.: "Obróbka ścierna, Technologia", Łódź, maj 1981, s. 135...138.
- 3 Pluta Z.: Sposób i urządzenie do obróbki płytek ceramicznych. Zgłoszenie patentowe nr P 235927.

### Streszczenie

Artykuł zawiera opis budowy i zasadę działania modelowego urządzenia do wzajemnego docierania płytek wykonanych z tworzywa ceramicznego. Przedstawiono również charakterystyczne parametry techniczne urządzenia. W dalszej części opisano schemat elektryczny układu regulacji prędkości obrotowej silnika napędowego oraz wyniki cechowania tego układu. Określono ponadto charakterystykę elementu sprężystego w układzie dociskowym.

### Summary

The paper comprises a pattern device structure description and its principle of work for mutual lapping of plates made of ceramic material. Characteristic technical parameters of the device are also presented. Further on, an electrical scheme of adjustment system of driving motor rotary speed and the results of calibration of the system are also described. Moreover, characteristic of elastic element in the tighten mechanism is delivered.

### Резюме

Статья содержит описание конструкции и принципов действия модельного устройства для взаимной притирки пластинок, изготовленных из керамики. Приведены также характерные параметры устройства. В дальнейшем описана электрическая схема системы регулирования скорости вращения приводного двигателя, а также результаты калибровки этой системы. Кроме того, определена характеристика пружинной пружины.

Zdzisław Pluta

Wyższa Szkoła Inżynierska w Koszalinie

Wydział Budowy Maszyn

KONSTRUKCJA I PRZEZNACZENIE GŁOWICY DO  
MECHANICZNEJ OBRÓBKI WYGŁADZAJACEJ

1. Wprowadzenie

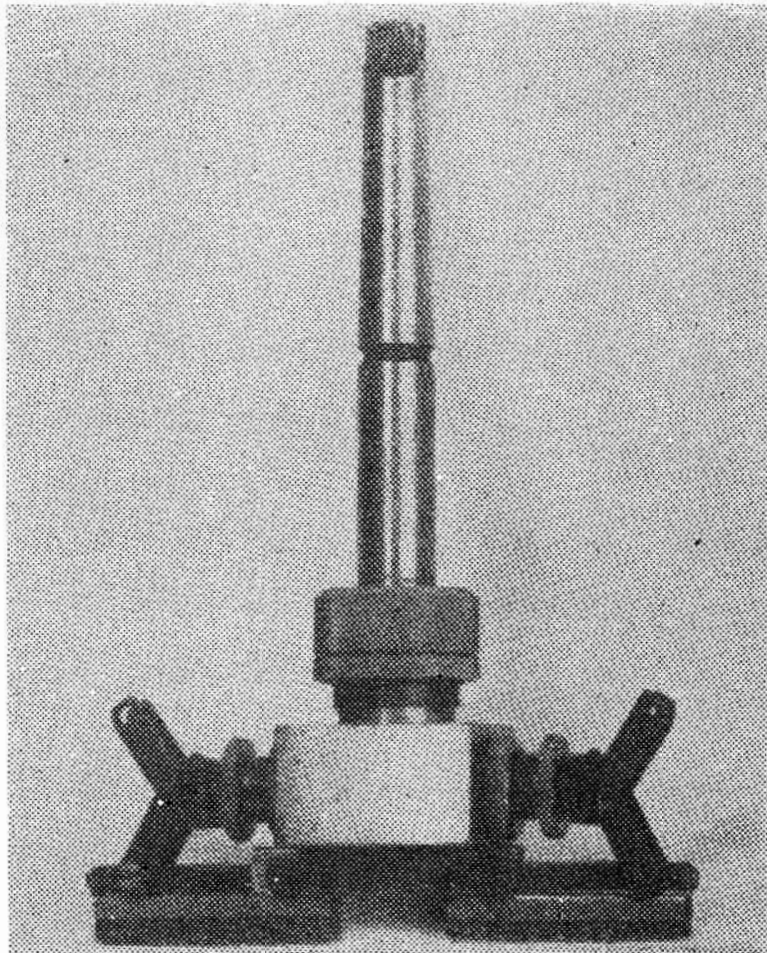
Narzędzia ścierne o elastycznych i porowatych spoiwach poliuretanowych lub gumowych [1] mają szerokie zastosowanie. Ściernicami elastycznymi można z dużą wydajnością obrabiać nie tylko materiały plastyczne, ale również materiały bardzo twarde i kruche. Można także wygładzać powierzchnie kształtowe, usuwać zadziory i wygładzać krawędzie przedmiotów o złożonych kształtach. Po odpowiednim przygotowaniu powierzchni roboczej tych ściernic można je wykorzystać do wygładzania dekoracyjnego.

Zakres zastosowań elastycznych wyrobów ściernych ulega dalszemu zwiększeniu. Prowadzone są prace nad opracowaniem konstrukcji specjalnych narzędzi do wygładzania, w których elementy robocze zawierają ziarna ścierne połączone spoiwem porowatym o dużej elastyczności. Zastosowanie takich elementów ściernych umożliwia wygładzenie powierzchni poprzez zmniejszenie wysokości jej nierówności oraz usuwanie mikronierówności zarówno z wierzchołków jak i wgłębień tych nierówności.

W niniejszym artykule przedstawiono opis budowy, zasadę działania oraz przeznaczenie, zgłoszonej do opatentowania głowicy do mechanicznej obróbki wygładzającej [2] .

## 2. Budowa i zasada działania

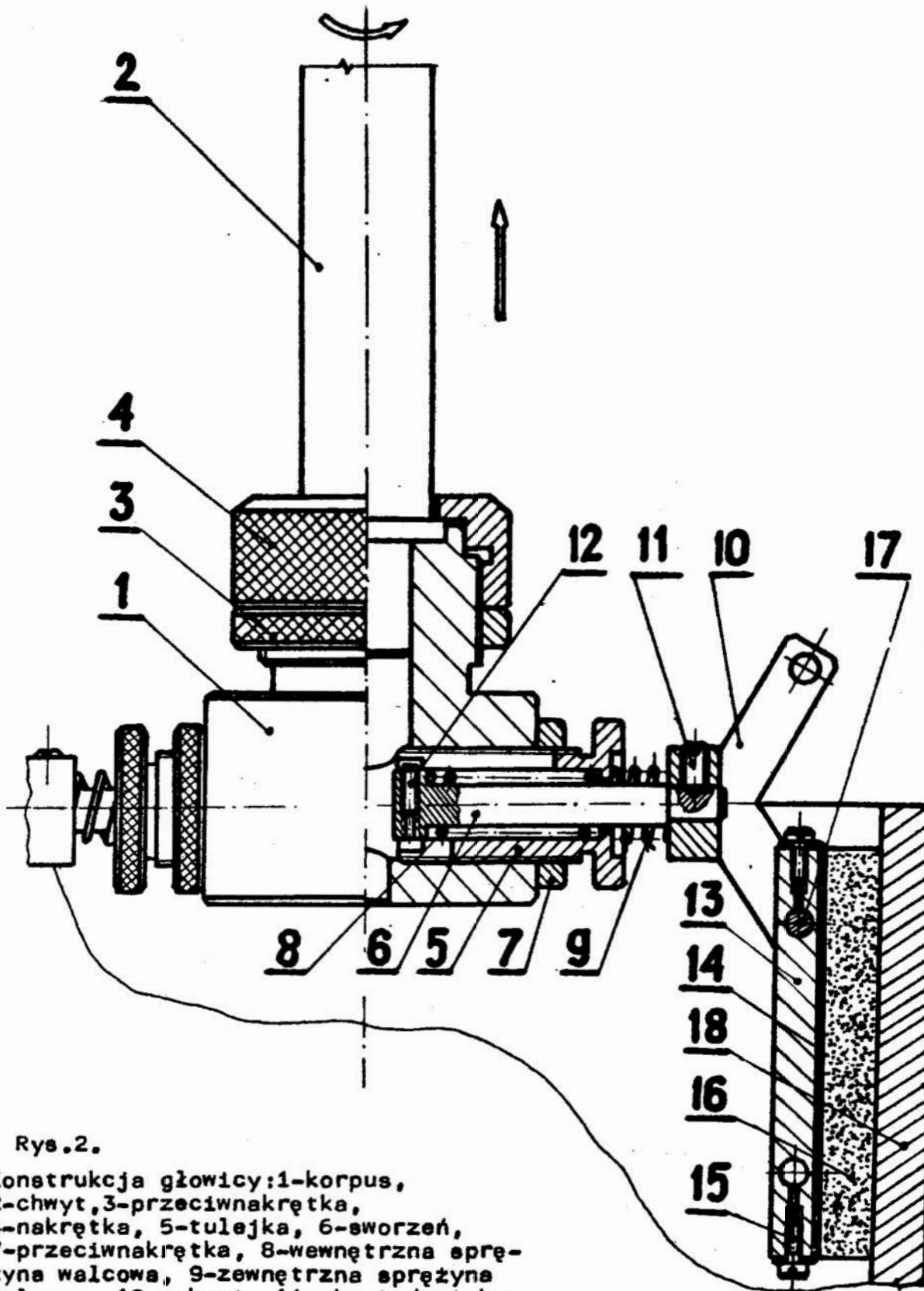
Widok głowicy do mechanicznej obróbki wygładzającej przedstawia rysunek 1.



Rys. 1. Widok głowicy wygładzającej

Rozwiązanie konstrukcyjne głowicy będącej w układzie kinematycznym odpowiadającym wygładzaniu wewnętrznej powierzchni obrotowej ilustruje rysunek 2. Głowica składa się z korpusu 1 połączonego z częścią chwytową 2 przez odpowiednio ukształtowaną końcówkę chwytu 2 za pośrednictwem nakrętki 4 oraz przeciwnakrętki 3.





Rys.2.

Konstrukcja głowicy: 1-korpus, 2-chwyt, 3-przeciwnakrętka, 4-nakrętka, 5-tulejka, 6-sworzeń, 7-przeciwnakrętka, 8-wewnętrzna sprężyna walcowa, 9-zewnętrzna sprężyna walcowa, 10-uchwyt, 11-wkręt dociskowy, 12-przewodnik, 13-oprawka, 14-obejma, 15-wkręt, 16-element ścierny, 17-trzpień, 18-przedmiot obrabiany

Korpus 1 zawiera usytuowany promieniowo gwintowane otwory łączące tulejki 5, w których umieszczone są przesuwne sworznie 6. Do wysuniętych na zewnątrz tulejek 5 czopów sworzni 6 przytwierdzone są za pośrednictwem elementów dociskowych 11 uchwyty dwuramienne, 10. Na trzpieniach 17 uchwytów dwuramiennych 10 osadzone są wahliwe oprawki 13 wraz z przytwierdzonymi do nich za pośrednictwem wkrętów 15 obejmami 14. W obejmach 14 przyklejone są na stałe elementy ściernie 16 o elastycznym, porowatym spoiwie poliuretanowym wykonujące pracę wygładzania.

Położenie uchwytu 10 względem tulejki 5 przed obróbką ustalone jest w równowadze sprężyną walcową 8 znajdującą się wewnątrz tulejki 5 oraz sprężyną walcową 9 usytuowaną na zewnątrz tulejki 5 od strony uchwytu 10. Wewnętrzna sprężyna walcowa 8 oparta jest jednym końcem o kołnierz sworznia 6, zaś drugim końcem opiera się o czołową powierzchnię otworu tulejki 5. Sprężyna 9 oparta jest o czołową powierzchnię kołnierza tulejki 5 oraz uchwytu 10.

Konstrukcja głowicy rys. 2 umożliwia także regulowanie w pewnym zakresie położenia uchwytu 10 wraz z osadzonym wahliwie na sworzniach 17 zespołem elementów 13...16 w kierunku promieniowym do osi głowicy. Zmiana położenia uchwytu 10 w kierunku promieniowym polega na zluźnieniu przeciwnakrętki 7, przesunięciu prowadnika 12 skojarzonego ze sworzniem 6 wzdłuż osiowego rowka tulejki 5 na wysokość walcowego pogłębienia czołowego, a następnie pokręcaniu tulejki 5 przy zachowaniu pierwotnie ustalonego położenia osiowego uchwytu 10 względem tulejki 5. Dzięki przesunięciu prowadnika 12 do przestrzeni ograniczonej walcowym pogłębieniem, możliwe jest tylko liniowe przemieszczenie uchwytu 10 podczas jedno-

czesnego pokręcania tulejki 5. Po zwolnieniu zacisku na uchwycie 10 zostaje on pod wpływem oddziaływania sprężyny walcowej 9 przemieszczony do położenia równowagi, w której prowadnik 12 znajduje się w strefie osiowego rowka tulejki 5. Kolejną czynnością jest zablokowanie uchwytu 10 w jego określonym położeniu promieniowym za pośrednictwem elementu kontrującego 7.

Po nastawieniu głowicy na wymiar większy od średnicy otworu walcowego należy zamocować ją, na przykład we wrzecionie wiertarki, a następnie wprowadzić do obrabianego otworu, co powoduje ściśnięcie sprężyny 9 przy jednoczesnym zwolnieniu nacisku sprężyny 8. Element ścierny 16 zostaje dociśnięty do walcowej powierzchni przedmiotu 18 siłą wynikającą ze ściśnięcia sprężyny 9. Wprawienie głowicy w ruch obrotowy sprawia, że elementy ścierny 16 są dociskane do powierzchni obrabianej również pod działaniem siły odśrodkowej pokonującej opór sprężyny 8 i zwalniającej nacisk sprężyny 9. Jednoczesne załączenie ruchu posuwowego głowicy w kierunku osiowym umożliwia obróbkę powierzchni otworu na całej jego długości. Wydajność obróbki oraz gładkość powierzchni obrabianej można regulować parametrami technologicznymi, a także przez zastosowanie elementów ściernych o różnych charakterystykach, szczególnie w sensie ich własności elastycznych.

### 3. Przeznaczenie

Głowica do mechanicznej obróbki wygładzającej posiada istotną zaletę polegającą na możliwości zastosowania jej, po odpowiednim przebrojeniu, do obróbki wygładzającej

powierzchni o różnych kształtach i wymiarach, a także do usuwania rdzy, zgorzeliny, pokryć galwanicznych i lakierniczych, oczyszczania odlewów wykonanych z metali i ich stopów oraz z tworzyw sztucznych. Zastosowane w głowicy elementy ścierne o elastycznym, porowatym spoiwie poliuretanowym, umożliwiają uzyskanie dużej wydajności produkcyjnej oraz odpowiedniej jakości obrabianej powierzchni. Czynności związane z nastawieniem głowicy na określony wymiar, a także jej przezbrojeniem są proste i nie wymagają kwalifikacji przy ich wykonywaniu. Obróbkę wygładzania przy zastosowaniu tej głowicy można realizować na obrabiarkach ogólnego przeznaczenia, przy czym głowica mocowana jest w uchwycie za pomocą stożka Morse'a lub części walcowej.

Głowica przeznaczona jest do wygładzania powierzchni płaskich oraz zewnętrznych i wewnętrznych powierzchni obrotowych o dowolnym zarysie tworzącej. Znajduje również zastosowanie do obróbki wykańczającej krawędzi krzywoliniowych utworzonych przez przecięcie się powierzchni płaskiej z zewnętrzną lub wewnętrzną powierzchnią obrotową. Opisana głowica przystosowana jest do wygładzania powierzchni otworów o praktycznie dowolnych długościach i średnicach w zakresie 170...250 mm.

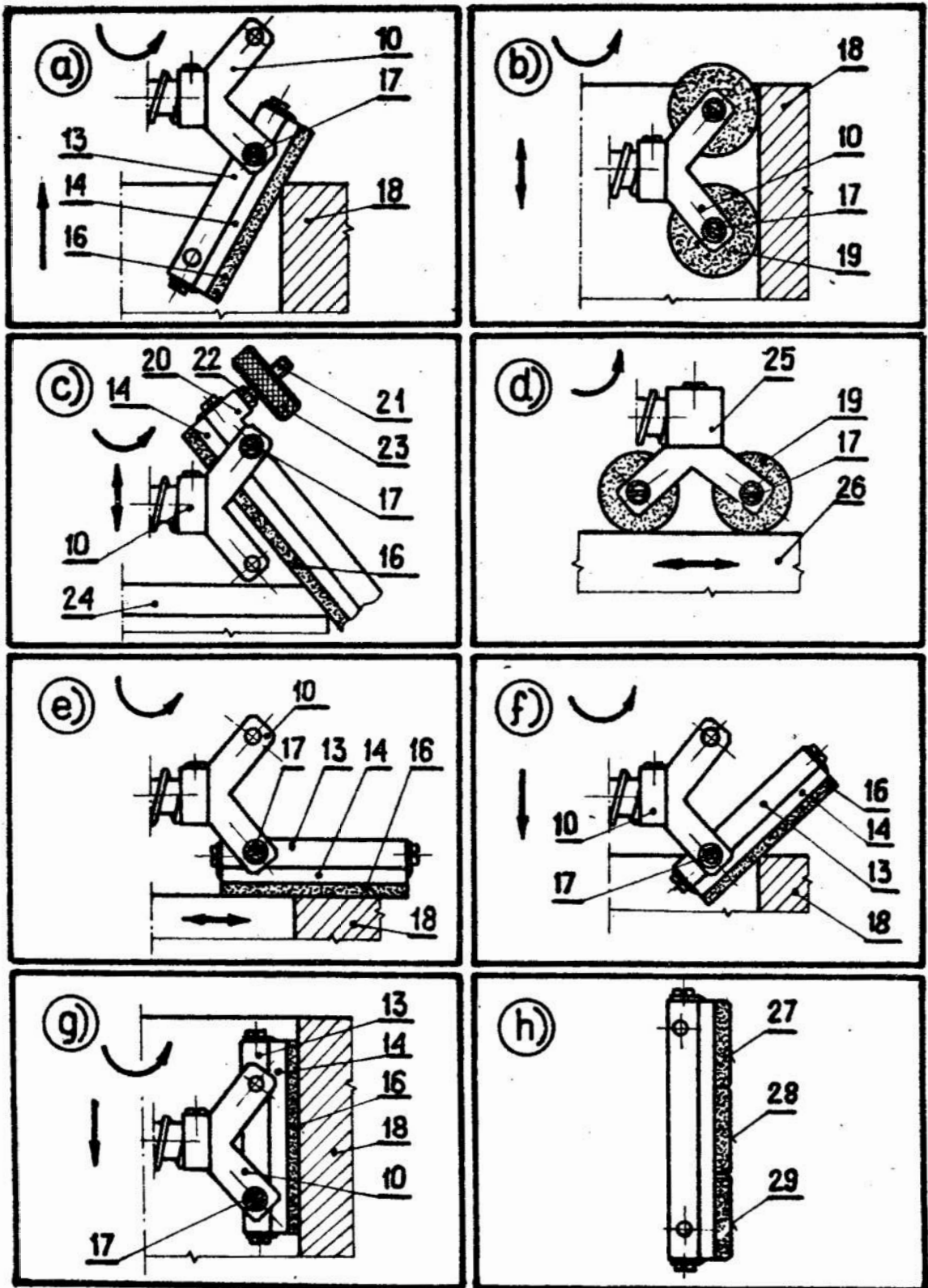
Podczas obróbki powierzchni otworu (rys.2) w przedmiocie 18, w wyniku poosiowego przemieszczania głowicy, element ścierny 16 przyjmuje położenie pionowe wówczas, gdy znajduje się on w strefie obrabianego otworu. Dalsze przemieszczanie elementu ściernego 16 w kierunku osiowym poza krawędź otworu powoduje uruchomienie promieniowego przesuwu uchwytu 10 pod działaniem siły odśrodkowej. W wyniku skojarzenia ruchów promieniowego i poosiowego element ścierny 16 przyjmuje wraz

z zespołem elementów 13...15 zamocowanych przegubowo w uchwycie 10 zmienne położenie kątowne rys. 3a , co powoduje w efekcie zaokrąglenie krawędzi otworu.

Konstrukcja uchwytu 10 głowicy przystosowana jest do mocowania elementów ściernych o różnych kształtach. Rys. 3b ilustruje przykładowy schemat obróbki wewnętrznej powierzchni obrotowej przedmiotu 18 elementami ściernymi 19 w postaci krążków zamocowanych obrotowo na ramionach uchwytu 10 za pośrednictwem sworzni 17.

Do obróbki zewnętrznych powierzchni obrotowych oraz krawędzi krzywoliniowych utworzonych w wyniku przecięcia się tych powierzchni z powierzchnią płaską, przystosowany jest segment ścierny 16 o kształcie prostopadłościanu, w układzie kinematycznym przedstawionym na rys.3c. Obejma blaszana 14 mocująca segment ścierny 16 przytwierdzona jest do jednego z ramion kątownej oprawki 20 zamocowanej przegubowo na górnym ramieniu uchwytu 10 za pośrednictwem sworzni 17. Do drugiego ramienia oprawki 20 przytwierdzona jest przeciwwaga, stanowiąca zestaw ciężarków 23 osadzonych na gwintowanym trzpieniu 21, który wkręcony jest do oprawki 20 i ustalony w określonym położeniu nakrętką 22. Przed obróbką zewnętrznej powierzchni przedmiotu 24 segment ścierny 16 przyjmuje położenie pionowe. Podczas obróbki segment ścierny 16 dociskany jest do powierzchni obrabianej w wyniku działania siły odśrodkowej na zespół ciężarków 23. Wygładzanie powierzchni może odbywać się również przy załączonym ruchu posuwowym głowicy lub przedmiotu obrabianego.

Opisaną głowicę można również stosować do obróbki płaszczyzn, po jej odpowiednim przebrojeniu, polegającym na zamocowaniu uchwytu 10 w kierunku równoległym do osi głowicy



Rys. 3. Przykłady zastosowania głowicy:  
a/ położenie elementu ściernego podczas

obróbki krawędzi otworu cylindrycznego,  
b schemat obróbki wewnętrznej powierzchni obrotowej elementami ściernymi w postaci krążków,  
c przykład obróbki zewnętrznej powierzchni obrotowej, d schemat obróbki płaszczyzn krążkami ściernymi, e...g kolejne położenia elementu ściernego podczas obróbki powierzchni płaskie e, krawędzi f oraz powierzchni otworu cylindrycznego g wynikające z ruchu posuwowego głowicy w kierunku równoległym do osi otworu, h przykład budowy elementu wygładzającego:... 10-uchwyt, 13-oprawka, 14-obejma, 16-prostopadłościenny element ścierny, 17-trzpień, 18-przedmiot obrabiany w kształcie tulei, 19-element ścierny w postaci krążka, 20-oprawka kątowna, 21-trzpień gwintowany, 22-nakrętka, 23-ciężarek, 24-przedmiot obrabiany w kształcie wałka, 15-uchwyt, 26-przedmiot obrabiany w kształcie prostopadłościanu, 27...29-elementy ściernie o zróżnicowanych własnościach elastycznych

i ograniczeniu jego przesuwu promieniowego na skutek oddziaływania siły odśrodkowej podczas obróbki. Ograniczenie przesuwu przewodnika 12 rys. 2 do przestrzeni ograniczonej walcowym pogłębieniem czołowym tulejki 5, zmienia położenie kątownego sworzni 6, a następnie wprowadzenie do osiowego rowka o nieznacznej długości usytuowanego wzdłuż tworzącej przeciwległej tulejki 6. Rysunek 3d ilustruje schemat obróbki płaszczyzny przedmiotu 26 krążkami ściernymi 19 zamocowanymi obrotowo w uchwycie 25 za pośrednictwem sworzni 17.

Przy zastosowaniu głowicy specjalnej można wygładzać powierzchnie wewnętrzne, wprowadzając głowicę do otworu podczas jej wirowania. Styczne położenia prostopadłościennego elementu ściernego 16 rys.3e wynikające z ruchu obrotowego

wego głowicy przy nie załączonym posuwie, stanowi pierwszą fazę operacji wygładzania powierzchni otworu walcowego w przedmiocie 18 i odpowiada wygładzeniu powierzchni płaskiej prostopadłej do osi tego otworu.

Rysunek 3f przedstawia kolejne położenie kątowe zespołu elementów 13,14,16 względem sworzni 17, wynikające z załączonego ruchu posuwowego w kierunku równoległym do osi otworu. W miarę przesuwu głowicy w głąb otworu następuje stopniowe przemieszczenie uchwytu 10 w kierunku prostopadłym do osi otworu, zaś element ścierny 16 wykonując ruch obrotowy względem krawędzi otworu powoduje jej zaokrąglenie.

W wyniku dalszego przemieszczenia wirującej głowicy w głąb otworu rys. 3g element ścierny 16 przyjmuje położenie piorowe odpowiadające wygładzeniu powierzchni otworu walcowego.

Rysunek 3h zawiera przykład elementu wygładzającego stanowiącego segment wielowarstwowy, złożony z kilku elementów ściernych 27...29 o różnych własnościach elastycznych. Stopnie elastyczności uszeregowane są w kolejności wartości malejących w kierunku ruchu posuwowego głowicy. Takie uszeregowanie poszczególnych elementów ściernych umożliwia połączenie efektów obróbki zgrubnej, półwykańczającej oraz wykańczającej w jednym przejściu.

W dalszym ciągu zostaną przeprowadzone badania eksploatacyjne prototypu tej głowicy w zakresie wynikającym z opisanych powyżej możliwości jej przeznaczenia. Wyniki tych badań będą przedmiotem dalszych publikacji.



Literatura:

- 1 Narzędzia do polerowania o elastycznym spoiwie porowatym. Prospekt Fabryki Tarcz Ściernych w Grodzisku Mazowieckim. Grodzisk Mazowiecki 1973.
- 2 Pluta Z.: Głowica do mechanicznej obróbki wygładzającej. Zgłoszenie patentowe nr P 230957.

Streszczenie

W artykule przedstawiono opis budowy, zasadę działania oraz zakres i możliwości zastosowania specjalnej głowicy do mechanicznej obróbki wygładzającej. Opracowana przez autora i zgłoszona do opatentowania głowica stanowi przykład narzędzi do specjalnych zastosowań, w których elementy robocze zawierają ziarna ściernie połączone spoiwem porowatym o dużej elastyczności. Konstrukcja wielu innych narzędzi specjalnych do określonych zastosowań jest przedmiotem dalszych prac w tym zakresie prowadzonych przy współudziale autora.

Summary

The paper deals with a special head structure description, its principle of work, the scope and possibility of use of the head for mechanical smooth machining. The head worked out by the author and submitted to patent is an example of the tool for a special application. Working elements of the head are composed of abrasive grains bound with a porous binder of a great elasticity. Carried out with the author's cooperation constructions of many other special tools for specified applications are the subject of further works.

**Резюме**

В статье описана конструкция, принцип действия и возможности применения специальной головки для механического конингования. Разработанная автором и поданная на рассмотрение в патентное бюро головка является примером инструмента специального назначения, в котором рабочие элементы содержат абразивные зерна, соединенные пористой, эластичной связкой. Конструкции многих других специальных инструментов являются предметом дальнейшей разработки, проводимой при участии автора.

Kazimierz Woźniak

Wyższa Szkoła Inżynierska w Koszalinie

## MATERIAŁY MAGNETYCZNO-ŚCIERNE I ICH ZASTOSOWANIE

Rozwój asortymentowy materiałów ściernych związany jest zarówno z wprowadzaniem do techniki nowych materiałów, które należy obrabiać, jak i z wprowadzaniem nowych metod obróbki ścierniej. Do nowych metod obróbki należy też obróbka magnetyczno-ścierna [1]. Jest to odmiana obróbki, w której powierzchnia detali obrabiana jest przy użyciu ziarn charakteryzujących się jednocześnie własnościami ściernymi i ferromagnetycznymi. Ziarna te pod wpływem pola magnetycznego dociskane są do obrabianego detalu. Pole magnetyczne pełni więc rolę swojego rodzaju spoiwa i czynnika napędowego. Możliwe są dwie metody obróbki magnetyczno-ścierniej. Podczas jednej ziarno magnetyczno-ścierne jest w ruchu a obrabiany detal w spoczynku, zaś w drugiej metodzie ziarno-magnetyczno-ścierne jest w spoczynku a obrabiany detal w ruchu.

Proces obróbki magnetyczno-ścierniej określają następujące parametry:

- rodzaj materiału magnetyczno-ściernego,
- wielkość indukcji magnetycznej w szczelinie roboczej,
- prędkość obrotowa obrabianego detalu,
- prędkość oscylacji obrabianego detalu,
- wielkość szczeliny między powierzchnią detalu a biegunami elektromagnesu,

- czas obróbki.

Najistotniejszym parametrem jest materiał magnetyczno-ścierny.

W kraju obróbka magnetyczno-ścierna znajduje się obecnie na stopie prac badawczych, zarówno jeżeli chodzi o obrabiarki, jak i materiał magnetyczno-ścierny. Przewidując rozwój tej metody obróbki autor podjął studia literaturowe, jak również badania nad otrzymywaniem i własnościami tych materiałów. Artykuł ma na celu omówienie podstawowych problemów związanych z wytwarzaniem i użytkowaniem materiałów magnetyczno-ściernych uwzględniających stan wiedzy w tym temacie i badania własne autora z tego zakresu.

#### Podstawowe własności materiałów magnetyczno-ściernych

Sposób użytkowania w procesie obróbki materiałów magnetyczno-ściernych narzuca w stosunku do nich określone wymagania. Materiały te muszą wyróżniać się przede wszystkim dobrymi własnościami magnetycznymi i dobrymi własnościami ściernymi.

Śród własności magnetycznych wyróżnić trzeba przede wszystkim wysoką wartość przenikalności magnetycznej początkowej oraz wysoki punkt Curie. Materiały te muszą być przecież podatne na działanie wirującego pola magnetycznego wytwarzanego przez obrabiarkę. Wymóg wysokiego punktu Curie materiałów magnetyczno-ściernych wynika z tego, że podczas obróbki, szczególnie przy dużych prędkościach skrawania, nagrzewają się one do wysokich temperatur. Materiały o niskim punkcie Curie tracą w tych warunkach swoje ferromagnetyczne własności i nie można ich dalej stosować w procesie obróbki. Z tych względów jako magnetyczną podstawę materiałów magnetyczno-ściernych należy stosować materiały charakteryzujące się wysoką wartością indukcji nasycenia.

Mogą to być takie metale jak: żelazo, kobalt, nikiel i ich stopy, czy też ferryty. Największą wartością indukcji nasycenia charakteryzuje się stop Fe-Co oraz Fe. Z tego względu jako składnik magnetyczny stosowany jest najczęściej proszek żelaza.

Dobre własności ściernie materiałów magnetyczno-ściernych są wynikiem stosowania składników wyróżniających się wysokimi charakterystykami wytrzymałościowymi, jak również odpowiednio wytrzymałego połączenia tych składników. Jako składnik ścierny stosowane mogą być tradycyjne materiały ściernie takie jak: diament syntetyczny, węglík boru, węglík krzemu, elektrokorundy, a także trudno topliwe związki metali przyjęciowych IV-VI grupy układu okresowego takie jak węglíki, borki i azotki [3]. Wytrzymałość połączenia składnika ściernego i magnetycznego zależy zarówno od rodzaju i wielkości ziarn materiałów, jak również od technologii wytwarzania tego połączenia.

#### Wytwarzanie materiałów magnetyczno-ściernych

Stosowane i zaproponowane dotychczas do stosowania metody otrzymywania tych materiałów można podzielić na trzy grupy:

- metody stosujące mechaniczne mieszanie ziarn ściernych i magnetycznych,
- metody otrzymywania materiałów kompozytowych,,
- metody otrzymywania materiałów litych.

Metody pierwszej grupy są stosowane najrzadziej i polegają na zmieszaniu ferromagnetyka (żelazo, jego stopy, niektóre ferryty) i materiału ściernego. Masa ferromagnetyka powinna być większa, lub w przypadku granicznym równa masie materiału ściernego. Uziarnienie składników może być natomiast jednakowe i uzależnione od celu obróbki [4,5]. Podstawowym mankamentem tej grupy materiałów magnetyczno-ściernych jest proces rozdzia-

żu na składniki, mający miejsce w procesie obróbki. Destabilizuje to znacznie ten proces. W celu uniknięcia tego mankamentu podejmowano próby metalizowania ziarn ściernych materiałem magnetycznym, np. niklem czy stopem niklowo-kobaltowym. Prowadziło to do zwiększenia siły wiązania składnika ściernego i magnetycznego [6]. Materiały te posiadają jednak szereg mankamentów. Pokrycie ziarna ściernego warstwą metalu obniża jego zdolność ścierną, a poza tym po zużyciu się metalicznego pokrycia znacznie rośnie zużycie materiału magnetyczno-ściernego.

Najbardziej rozpowszechnione są metody otrzymywania kompozytowych materiałów magnetyczno-ściernych, a wśród nich szczególnie cermetali [7]. Sposób ich otrzymywania jest typowy dla materiałów spiekanych i można go podzielić na kilka podstawowych etapów:

- przygotowanie surowców wyjściowych (ziarno żelaza i ziarno ściernie) i ich przesiewanie,
- mieszanie surowców w odpowiednich proporcjach z dodatkiem około 2% środka poślizgowego,
- prasowanie mieszaniny w formach,
- spiekanie i chłodzenie brykietów.
- rozdrabnianie brykietów i wydzielanie odpowiednich frakcji ziarnowych.

W badaniach autora jako środek poślizgowy używano alkohol poliwinylowy.

W tej grupie materiałów magnetyczno-ściernych jako materiał ścierny stosowane są najczęściej węgliki i borki metali przejściowych oraz elektrokorund szlachetny. W przypadku stosowania żelaza jako składnika magnetycznego w spieku temperatura spiekania zawiera się w granicach 1150-1350°C,

a czas epiekania około 1 godzinę [2]. Ważną zaletą stosowania węglików i borków metali przejściowych jako materiałów ściernych jest to, że powstają warstwy dyfuzyjne pomiędzy nimi a matrycą magnetyczną metali grupy żelaza. Jest to wynikiem stosunkowo dobrej rozpuszczalności węglików metali przejściowych w żelazie, kobalcie i niklu /tabl. 1/.

Tablica 1

Rozpuszczalność węglików metali przejściowych w metalach magnetycznych w temperaturze 1250°C [3]

Rodzaj węglika	Rozpuszczalność		
	w kobalcie	w niklu	w żelazie
TiC	1,0	5,0	0,5
V <sub>4</sub> C <sub>3</sub>	6,0	7,0	3,0
NbC	5,0	3,0	1,0
TaC	3,0	5,0	0,5
Cr <sub>3</sub> C <sub>2</sub>	12	12	8,0
Mo <sub>2</sub> C	13	8,0	5,0
WC	22	12	7,0

Mimo, że rozpuszczalność węglików metali przejściowych w żelazie jest znacznie niższa niż w kobalcie i niklu, to jest jednak dostateczna dla dobrego utwierdzenia cząstek ściernych w ziarnach materiału magnetyczno-ściernego bez istotnego pogorszenia ich własności użytkowych. W określonych przypadkach można wprowadzić niewielkie ilości niklu, a wtedy rozszerzona warstwa dyfuzyjna pozwala na lepsze utwierdzenie ziarn ściernych w gotowych ziarnach materiału magnetyczno-ściernego.

Zmieniając rodzaj materiału ściernego, jego uziarnienie, udział w spieku, jak również ciśnienie prasowania, temperaturę i czas spiekania można uzyskać produkt o żądanych własnościach.

Do grupy kompozytowych materiałów magnetyczno-ściernych zaliczyć można również materiały pseudotopione [8]. Proces otrzymywania tych materiałów przebiega w zasadzie według podanego wcześniej schematu, przy czym surowcami są <sup>wyjściowymi</sup> pierwiastki (Ti, Fe, C) które po zmieszaniu w odpowiedniej proporcji zagęszcza się i umieszcza w matrycy. Proces spiekania prowadzi się w znacznie wyższej temperaturze, bo około 1700-1750°C. Po osiągnięciu żądanej temperatury następuje przetrzymywanie w niej wsadu przez około 5 minut, a następnie schładzanie z szybkością 60-80 k/min. Ponieważ temperatura topnienia żelaza wynosi 1534°C więc występuje ono w tych warunkach w fazie ciekłej.

W metodzie tej następuje jednocześnie synteza materiału ściernego, którym jest najczęściej węglik metali przejściowych i nasycenie tym materiałem matrycy ferromagnetycznej. Jest to jednak proces stosunkowo złożony, a przy tym nie zawsze zabezpieczający równomierne rozłożenie powstającego materiału ściernego w objętości materiału magnetyczno-ściernego.

Materiały magnetyczno-ścierna lite to najnowsza grupa materiałów otrzymywanych z roztworów [9]. Charakteryzują się one jednakowo dobrymi własnościami ściernymi i magnetycznymi. Są to materiały o strukturze eutektycznej, która np. dla stopu Fe-TiC występuje przy zawartości TiC około 3,8% wagowych. W takich strukturach wtrącenia węglkowe są równomiernie rozłożone w matrycy żelaznej, a ich rozmiary



można regulować temperaturą obróbki termicznej i warunkami chłodzenia stopu. Ziarna o tych strukturach można otrzymać różnymi metodami. Najprostszą jest metoda przetopienia wsadu składającego się z żelaza, węgliką i metalu tworzącego węglik, w ustalonych proporcjach, lub żelaza i gotowego węgliku, a następnie chłodzenie i rozrabianie otrzymanego stopu.

W przypadku stosowania (jako materiały ściernie) węglików metali przejściowych należy wprowadzić dodatkową operację technologiczną (wmywanie) celem usunięcia powstającego w czasie spiekania grafitu.

Wpływ parametrów procesu wytwarzania materiałów magnetyczno-ściernych na ich własności

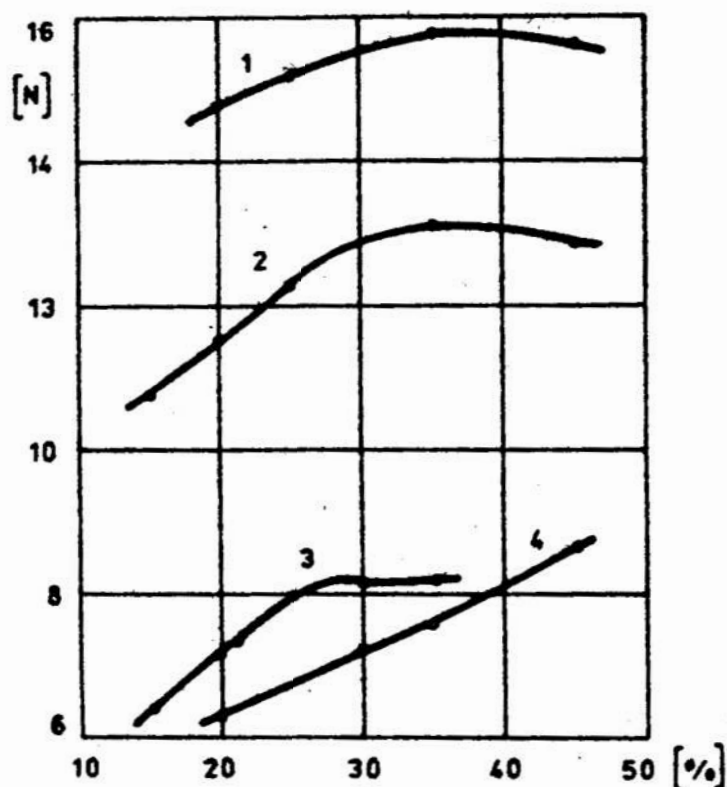
Zarówno własności mechaniczne, jak i magnetyczne materiałów magnetyczno-ściernych zależą przede wszystkim od takich parametrów procesu jak:

- rodzaju materiału ściernego i materiału magnetycznego,
- uziarnienie surowców,
- udział wagowy materiału ściernego we wsadzie,
- metody wiązania ze sobą dwóch podstawowych składników,
- temperatury obróbki termicznej.

Zróżnicowanie własności ziarn materiałów magnetyczno-ściernych można stwierdzić w oparciu o badania laboratoryjne takich parametrów jak: kształt ziarna, gęstość nasypowa, współczynnik przenikalności magnetycznej początkowej, wytrzymałość mechaniczna i zdolność ścierna. Pełna i jednoznaczna ocena własności tych materiałów może być podana,

jeżeli te badania zostaną uzupełnione badaniami eksploatacyjnymi podczas obróbki różnych detali.

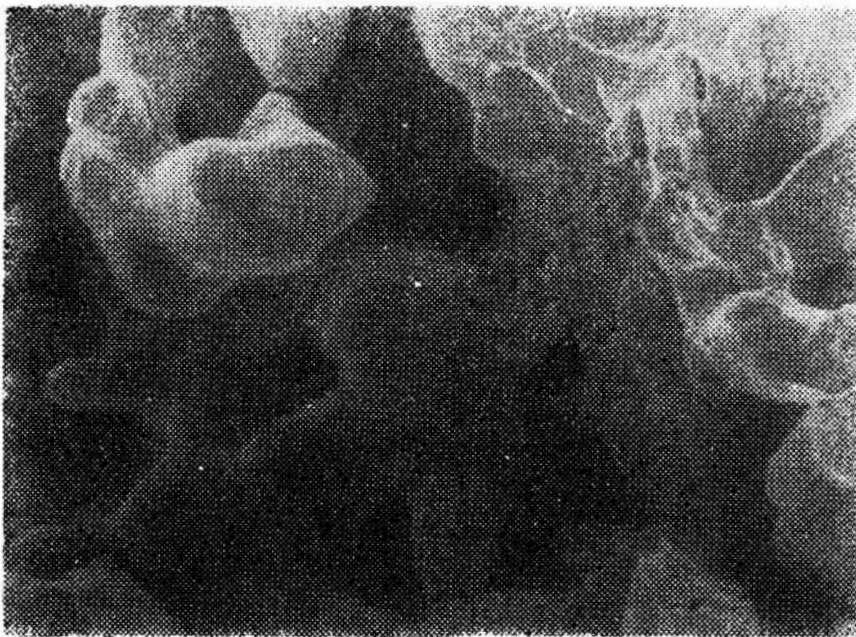
Jak wynika z badań autora własności mechaniczne ziarn materiałów magnetyczno-ściernych (materiałów kompozytowych) zasadniczy wpływ ma rodzaj materiału ściernego i jego ilość w spieku, jak również temperatura spiekania (rys. 1).



Rys. 1. Wpływ zawartości materiału ściernego i temperatury spiekania na wytrzymałość mechaniczną ziarn nr 36 materiału magnetyczno-ściernego mierzona metodą pojedynczego ziarna: 1/Fe-TiC 1350°C, 2/ Fe-TiC 1250°C, 3/ Fe Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 1250°C, 4/ Fe-TiC 1150°C

Ziarna spieku Fe-TiC charakteryzują się znacznie wyższymi wytrzymałościami mechanicznymi od ziarn Fe-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. Im wyższa temperatura spiekania, tym wyższa wytrzymałość mechaniczna ziarn spieku.

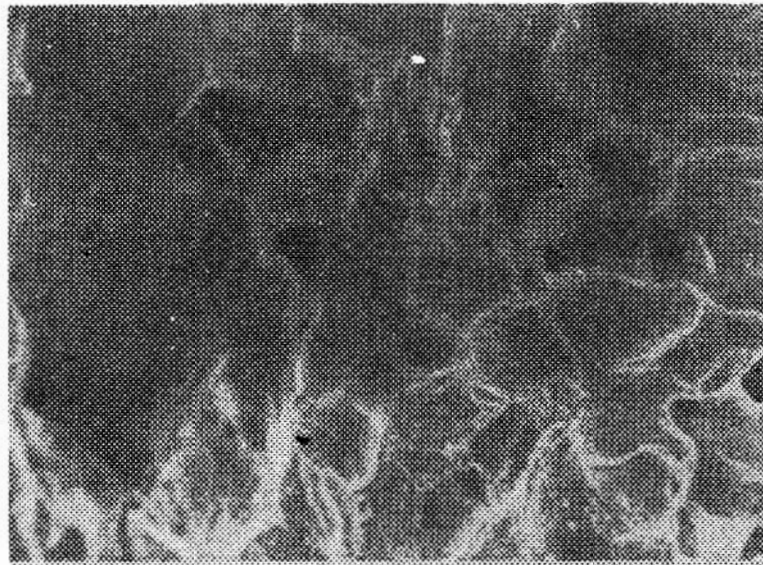
Jest to konsekwencją zróżnicowanej budowy wewnętrznej spieków. Produkt na bazie  $\text{Fe-Al}_2\text{O}_3$  charakteryzuje się większymi porami rys. 2 od spieku  $\text{Fe-TiC}$  rys. 3. Efektem tego jest niższa jego wytrzymałość mechaniczna. Ponadto w przypadku  $\text{Fe-TiC}$  pomiędzy składnikami spieku następuje powstawanie przejściowych warstw spoiwowych warstw dyfuzyjnych które powodują stworzenie wytrzymałego połączenia pomiędzy sobą poszczególnych ziarn materiału ściernego.



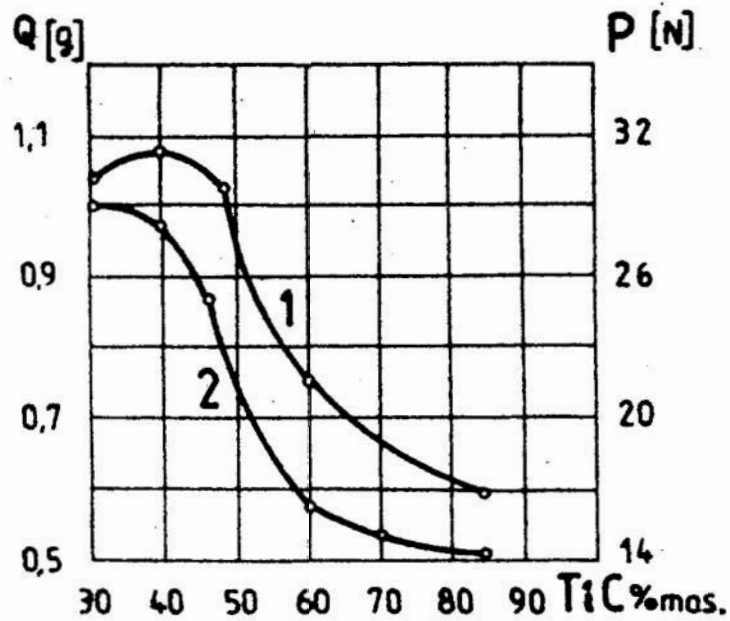
Rys. 2. Mikrostruktura spieku  $\text{Fe-Al}_2\text{O}_3$  otrzymanego w temperaturze  $1250^\circ\text{C}$  (pow.  $\times 1000$ )

Połączenie ziarn elektrokorundu z żelazem ma charakter typowo mechaniczny i stąd znacznie niższa jest wytrzymałość tego spieku.

Obserwuje się również maksimum wytrzymałości mechanicznej ziarn w przedziale zawartości materiału magnetyczno-ściernego w spieku, wynoszącej 30-40%. Podobna zależność występuje w przypadku pseudotopionych materiałów magnetyczno-ściernych [8] (rys. 4).



Rys.3. Mikrostruktura spieku Fe-TiC otrzymanego w temperaturze 1250°C (pow.x1000)



Rys.4. Zależność zdolności ścierniej  $Q$  (1) i wytrzymałości mechanicznej  $P$  (2) ziarn pseudotopionego materiału ściernego od zawartości ścierniwa (TiC)

Przy zawartości 30-45% TiC materiał magnetyczno-ścierny ma drobnoziarnistą strukturę, ziarna TiC mają okrągły kształt i są dość równomiernie rozłożone. Ze wzrostem zawartości TiC (50-60%) spada ilość okrągłych ziarn i przybierają one kształt płatków. Wzrasta kruchość materiału, a tym samym maleje wytrzymałość ziarn z niego otrzymanych. Przy małej zawartości TiC za wytrzymałość gotowego ziarna odpowiedzialne jest żelazo które jest mniej wytrzymałe od materiału ściernego. Z danych zawartych na rys. 4 widać, że w podobny sposób jak wytrzymałość mechaniczna, zmienia się zdolność ścierna ziarn pseudotopionego materiału magnetyczno-ściernego.

Istotny jest wpływ temperatury spiekania materiałów kompozytowych na ich wytrzymałość mechaniczną (rys. 1). Im wyższa temperatura spiekania ziarn Fe i TiC, tym wyższa wytrzymałość mechaniczna spieku.

Temperatura spiekania i zawartość materiału ściernego w spieku posiadają wpływ na kształt ziarn i ich gęstość nasypową (tabl. 2).

Tablica 2

Wartości gęstości nasypowych i współczynnika kształtu ziarn różnych spiekanych materiałów magnetyczno-ściernych

Charakterystyka materiału		Temperatura spiekania [°C]	Gęstość nasypowa ziarn nr 100 [g/cm <sup>3</sup> ]	Współ. kształtu K ziarn nr 20
Fe-TiC	20% TiC	1150	2,02	0,51
	20% TiC	1250	2,07	0,57
	25% TiC	1350	2,05	0,62
Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	15% Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1250	2,03	0,49
	20% Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1250	1,98	0,48
	25% Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1250	1,89	0,50

Sposób określania kształtu ziarn opisano w pracy [10].  
Widać z tych danych, że im wyższa temperatura otrzymywania materiałów, tym w wyniku ich rozrabiania otrzymuje się bardziej izometryczne ziarna. Ziarna otrzymane ze spieku  $\text{Fe-Al}_2\text{O}_3$  są znacznie mniej izometryczne od ziarn otrzymanych ze spieku  $\text{Fe-TiC}$ . Zróżnicowanie gęstości nasypowych jest wynikiem różnicy gęstości składników spieku i zróżnicowanej (w zależności od temperatury spiekania) porowatości ziarn.

Omawiane parametry procesu wytwarzania ziarn magnetyczno-ściernych wywierają również znaczny wpływ na ich własności magnetyczne. Zamieszczone w tabl. 3 wyniki badań własności wskazują na czynniki mające wpływ na wartość przenikalności magnetycznej początkowej kompozytowych materiałów magnetyczno-ściernych. Największy wpływ wywiera temperatura spiekania. Produkt spieczony w temperaturze  $1350^\circ\text{C}$  wyróżnia się najwyższymi wartościami przenikalności magnetycznej początkowej. Nie występują natomiast różnice pomiędzy wartościami przenikalności magnetycznej spieków różniących się rodzajem materiału ściernego.

Na własności magnetyczne materiałów magnetyczno-ściernych duży wpływ wywiera również sposób ich wytwarzania. Ustalono [8], że pod względem własności magnetycznych porównywalny jest materiał pseudotopiony zawierający 40-50%  $\text{TiC}$ , z materiałem spiekany zawierającym 15-20% wagowych  $\text{TiC}$ . Pseudotopione materiały pozwalają więc wprowadzić większe ilości materiału ściernego przy zachowaniu wymaganych przez proces obróbki własności magnetycznych.

Tablica 3

Przenikalność magnetyczna początkowa różnych materiałów magnetyczno-ściernych

Materiał magnetyczno-ścierny	Przenikalność magnetyczna początkowa	Wartość napięcia $U_{H=0}$ [ $\mu V$ ]
Temp. spiekania 1150°C		
Fe-TiC 20%	14,6	40
Fe-TiC 35%	8,1	22
Fe-TiC 45%	3,7	10
Temp. spiekania 1250°C		
Fe-TiC 15%	23,3	65
Fe-TiC 20%	20,5	56
Fe-TiC 25%	19,4	53
Fe-TiC 35%	11,7	32
Fe-TiC 45%	6,2	17
Temp. spiekania 1350°C		
Fe-TiC 25%	24,5	67
Fe-TiC 35%	16,2	44
Fe-TiC 45%	13,9	38
Temp. spiekania 1250°C		
Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 15%	22,7	62
Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 20%	19,4	53
Fe-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 25%	13,9	38

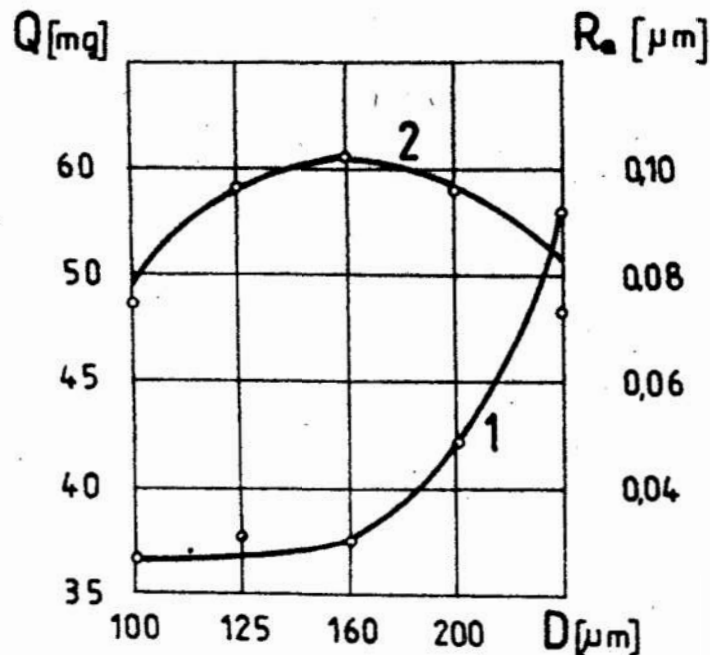
Wpływ własności materiałów magnetyczno-ściernych na ich własności użytkowe

Badania użytkowe materiałów magnetyczno-ściernych należą do najważniejszych. Dotyczą one przede wszystkim wydajności obróbki i jakości obrabianej powierzchni i związanych

z nimi trwałości i zużycia ziarn materiałów magnetyczno-ściernych.

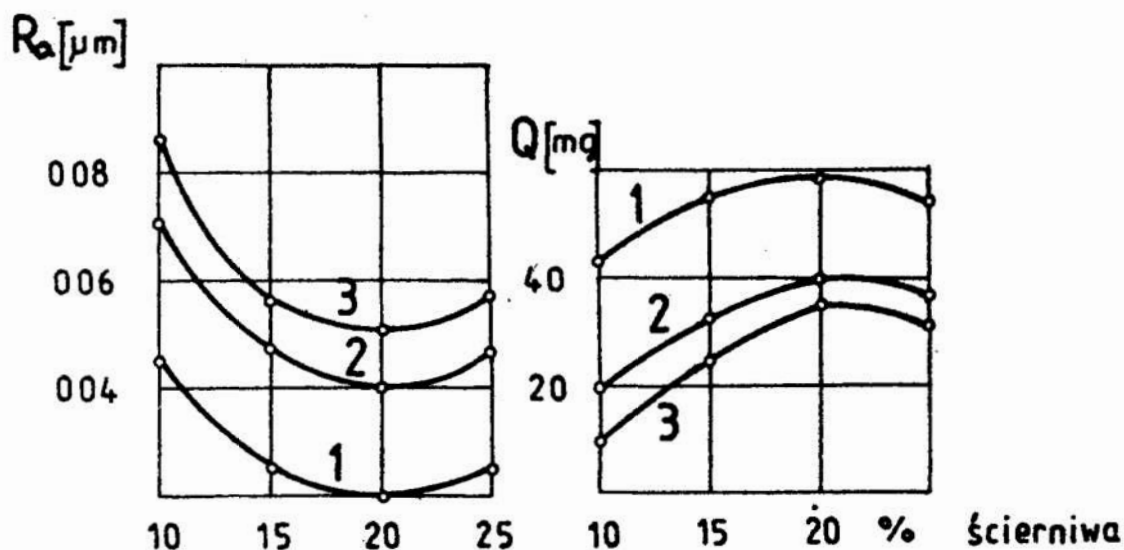
Istotnym elementem budowy materiałów magnetyczno-ściernych jest wielkość ziarna ściernego. Charakteryzuje ona geometrię krawędzi tnących ziarn oraz siłę przyciskającą ziarna materiału do powierzchni obrabianej. Duża siła przyciskająca ziarna zabezpiecza wysoką wydajność obróbki, a tym samym podwyższa efektywność procesu. O wyborze wielkości ziarna decyduje przede wszystkim żądana chropowatość powierzchni obrabianego detalu. Im grubsze ziarna materiału magnetyczno-ściernego, tym większa chropowatość obrabianej powierzchni [11] (rys.5). Największą wydajność obróbki obserwuje się przy ziarnach materiału ściernego o wymiarach około  $100 \mu\text{m}$ .

Istotny wpływ na efekty obróbki ma też rodzaj materiału ściernego i jego ilość w ziarnach materiału magnetyczno-ściernego (rys. 6).



Rys.5. Wpływ wielkości ziarn magnetyczno-ściernych Fe-TiC na chropowatość obrabianej powierzchni Ra (1) i wydajność obróbki Q (2)





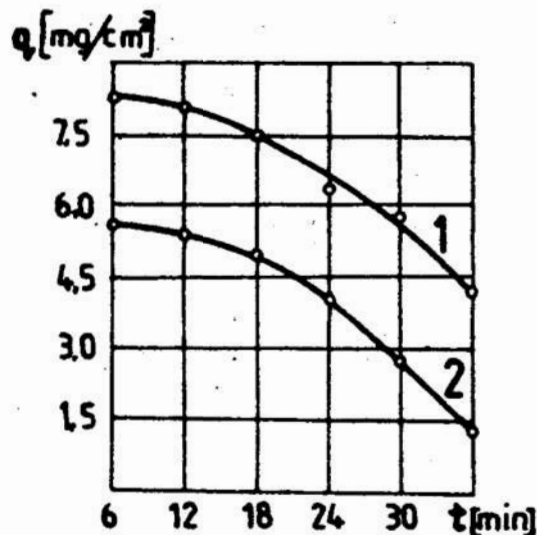
Rys.6. Wpływ rodzaju i zawartości ścierniwa w materiale magnetyczno-ściernym na chropowatość obrabianej powierzchni (a) i wydajność procesu obróbki (b): 1/Fe-TiC, 2/ Fe-WC, 3/ Fe- $\text{Al}_2\text{O}_3$  [11]

Obserwuje się tutaj podobne zależności jak na rys. 1, przy czym maksimum wydajności obróbki występuje przy mniejszych zawartościach ścierniwa (15-25%). Również w tym przypadku materiał Fe-TiC przewyższa pod względem własności użytkowych materiał Fe- $\text{Al}_2\text{O}_3$ . Korzystne wyniki uzyskano również wykorzystując jako materiał ścierny węgiel wolframu.

Chropowatość obrobionej powierzchni w każdym przypadku przyjmuje minimalne wartości przy tych zawartościach ścierniwa, przy których uzyskano maksymalne wydajności obróbki.

Trwałość materiału magnetyczno-ściernego jest nierozłącznie związana z jego własnościami użytkowymi. Zależy ona od wielu czynników: własności ziarna materiału magnetyczno-ściernego, własności obrabianej powierzchni, parametrów procesu obróbki, czasu pracy. W różnych odmianach obróbki magnetyczno-ściernej zużycie ziarn jest różne.

Próbka ziarn nasypiana do strefy roboczej jest wykorzystywana wielokrotnie, dopóki ziarna nie tracą swoje własności ściernie. Za kryterium oceny trwałości ziarn magnetyczno-ściernych przyjęto zmianę chropowatości obrabianej powierzchni  $R_a$  i zmianę wydajności obróbki ( $\text{mg}/\text{cm}^2$ ) w funkcji czasu. W wyniku badań trwałości ziarn  $160/125 \mu\text{m}$  kompozycji Fe-TiC oraz Fe- $\text{Al}_2\text{O}_3$  stwierdzono [11], że dalsze wykorzystywanie danej porcji ziarn spowoduje spadek wydajności obróbki (rys.7) i wzrost chropowatości obrabianej powierzchni (rys.8).



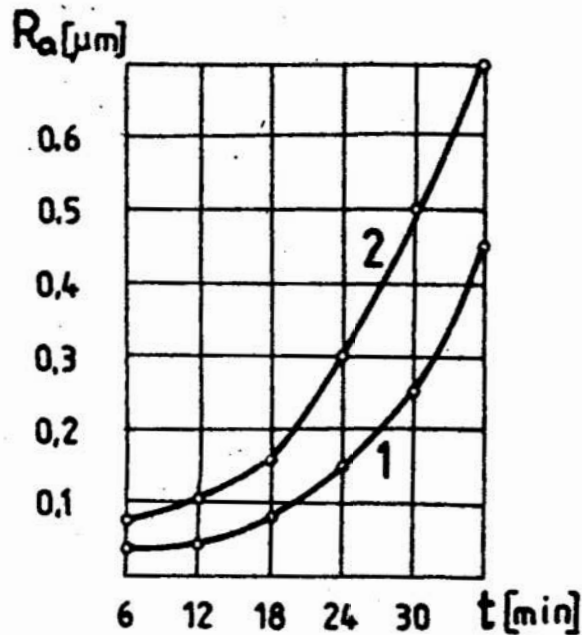
Rys. 7. Wpływ czasu obróbki materiałami magnetyczno-ściernymi na wydajność procesu: 1/Fe-TiC, 2/Fe- $\text{Al}_2\text{O}_3$

Widoczna jest również przewaga materiału Fe-TiC nad materiałem Fe- $\text{Al}_2\text{O}_3$ .

W obróbce magnetyczno-ścierniej celowym jest wykorzystanie również innych wysokotopliwych węglików lub borków.

Okazało się to szczególnie korzystne przy obróbce metali szlachetnych złoto i srebro (tabl.4). Najkorzystniejsze wyniki obróbki uzyskuje się przy wykorzystaniu kompozytowych materiałów magnetyczno-ściernych na bazie borków chromu,

tytanu i wolframu, szczególnie przy stosowaniu jako ciecz obróbkowa 10% roztworu wodnego węglanu sodu.



Rys.8. Wpływ czasu obróbki materiałami magnetyczno-ściernymi na chropowatość obrabianej powierzchni: 1/ Fe-TiC, 2/Fe-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>

Jeżeli uwzględnić, że temperatury spiekania kompozytów na bazie wysokotopliwych związków chromu z żelazem są niższe (1140 - 1160°C), niż kompozytów na bazie borków i węglików tytanu z żelazem (1240-1260°C), a także uwzględniając fakt, że wolfram jest metalem deficytowym, to można stwierdzić, że materiały magnetyczno-ściernie na bazie borku i węglika chromu są materiałami perspektywnymi do obróbki wykańczającej metali szlachetnych.

Tablica 4

Ilość usuniętych metali szlachetnych (w%) w czasie 12 minut obróbki przy użyciu różnych kompozytowych materiałów magnetyczno-ściernych i różnych cieczy obróbkowych [12]

Materiał magnetyczno-ścierny	Rodzaj cieczy obróbkowej			
	10%roztwór Na <sub>2</sub> CO <sub>3</sub>	0,2%roztwór RSO <sub>3</sub> Na	ciecz na bazie organicz. soli Na	ciecz na bazie środków pow.czynnych
Fe+20% TiB <sub>2</sub>	2,4	1,0	1,4	1,8
Fe+20% ZrB <sub>2</sub>	0,9	0,8	0,8	-
Fe+20% CrB <sub>2</sub>	2,6	1,8	1,3	1,7
Fe+20% Mo <sub>2</sub> B <sub>5</sub>	2,0	-	1,6	-
Fe+20% W <sub>2</sub> B <sub>5</sub>	2,2	1,7	1,3	-
Fe+20% TiC	1,8	1,5	1,4	1,5
Fe+20% ZrC	0,8	0,5	0,3	γ
Fe+20% Cr <sub>3</sub> C <sub>2</sub>	2,3	1,0	1,8	1,6
Fe+20% WC	2,0	1,2	1,3	1,3

#### Zakończenie

Temat sygnalizowany w artykule wymaga badań w zakresie otrzymywania oraz użytkowania materiałów magnetyczno-ściernych. Szczególnie istotne są badania użytkowe, które dopiero w sposób jednoznaczny mogą potwierdzić jakość otrzymanych materiałów. Działania prowadzone w Instytucie Budowy Maszyn Politechniki Krakowskiej nad budowę obrabiarek do obróbki magnetyczno-ścierniej są więc bardzo ważne.

Literatura:

1. Baran Ju.M.: Technologija abrazivnoj obrabotki v magnitnom pole. Mašinstroenie, Leningrad 1975r.
2. Woźniak K.: Badania nad otrzymywaniem materiałów magnetyczno-ściernych. Szkło i Ceramika, 1984r. nr 1.
3. Nalivka G.D., Stepančuk A.N., Tul'cisij L.A: Poroškovye materialy dla magnitno-abrazivnoj obrabotki. Poroskovaja metallurgija, 1976, nr 12, s.63-69.
4. Pat.franc. 1 278 629 1961
5. Pat.franc. 1 500 534 1967.
6. Pat. ZSRR 467 970 1975
7. Patent ZSRR 234 184 1969
8. Nalivka G.D. Poliška V.C., Stepančuk A.N.: Nekotorye svojstva magnitno-abrazivnych poroškov iz pseudoplavlennykh kompozicij Fe-TiC. Poroškovaja metallurgija, 1979, nr 8, s. 83-86.
9. Pat.japoński 5 131 904 1976
10. Woźniak K.: Materiały ściernie, WNT, Warszawa 1982.
11. Sakulevic F.Ju., Kozuro L.M.: Ob emnaja magnitno-abrazivnaja obrabotka. Nauka i technika, Mińsk 1978.
12. Nalivka G.D. i in.: Magnitno-abrazivnaja obrabotka izdelij iz blagorodnykh metallov kompozicionnymi poroškami. Sintetičeskie almazы, 1979, nr 3 s.35-39.

Streszczenie

Materiały magnetyczno-ściernie muszą charakteryzować się dobrymi własnościami ściernymi oraz dobrymi własnościami magnetycznymi, a w tym wysoką wartością przynikalności magnetycznej i wysokim punktem Curie. Otrzymane są one głównie metodami

spiekania metariałów ściernych z proszkami żelaza. Jako materiały ściernie najlepsze są węgliki i borki metali przejściowych. Najkorzystniejszymi własnościami mechanicznymi i użytkowymi charakteryzuje się produkt zawierający 15-30% materiału ściernego. Im wyższa wytrzymałość mechaniczna spieku, tym lepsze jego własności eksploatacyjne. Widać to szczególnie wyraźnie podczas porównania własności użytkowych spieku  $\text{Fe-Al}_2\text{O}_3$  ze spiekami  $\text{Fe-TiC}$ .

#### Summary

Magnetic -abrasive materials should have very good abrasive characteristics and good magnetic properties- high value of the magnetic permeability and a high Curie point. They are formed mainly by the sintering process of the abrasive material with iron powders. Carbides and borides of transition metals are the best as abrasive materials. The product containing 15-30% of abrasive material has the best mechanical properties and functional characteristics. The higher is mechanical resistance of a sinter, the better its functional properties. Especially it is visible when compare functional properties of the sinter  $\text{Fe-Al}_2\text{O}_3$  with the  $\text{Fe-TiC}$  sinter.

### Резюме

В статье дана характеристика магнитно-абразивных материалов и их применения. Они должны обладать хорошими абразивными и механическими свойствами, в частности - большим значением магнитной проницаемости и большой точкой Кюри. Эти материалы получают, главным образом, методами спекания абразивных материалов с железным порошком. В качестве абразивных материалов лучше всего использовать карбиды и бориды переходных металлов. Лучшими механическими и эксплуатационными свойствами обладает продукт, в котором содержится 15-30% абразивного материала. Чем выше механическая прочность спека, тем лучше его эксплуатационные свойства. Это особенно четко проявляется при сравнении эксплуатационных качеств спека  $Fe-Al_2O_3$  со спеком  $Fe-TiC$ .

Bronisław Słowiński

Wyższe Szkoła Inżynierska w Koszalinie

PODSTAWY WYZNACZANIA TWARDOŚCI ŚCIERNIC METODAMI  
AKUSTYCZNYMI

Wprowadzenie

Przebieg i wyniki obróbki ścierniej zależą od parametrów szlifowania oraz własności eksploatacyjnych narzędzia ściernego. Własności te zależą od charakterystyki materiału ściernego i spoiwa, technologii wykonania narzędzia, stanu jego powierzchni roboczej itp. Automatyzacja i zwiększenie dokładności obróbki ścierniej stawia przed producentami narzędzi ściernych wymóg powtarzalności własności fizykochemicznych tych narzędzi, a szczególnie ich twardości. Towarzyszy temu zapotrzebowanie na szybszą i możliwą do zastosowania w warunkach przemysłowych metodę badania twardości, przy tym jednym z zasadniczych wymogów jest to, aby była to metoda nieniszcząca i czuła na zmiany parametrów procesu wytwarzania narzędzia oraz składników jego budowy.

Twardość narzędzia ściernego spojonego definiuje się najczęściej jako siłę niezbędną do wyrwania ziarna ściernego z powierzchni narzędzia. Metody oparte na pomiarze siły utwierdzenia ziaren nie rozpowszechniły się mimo, że zostały szczegółowo opracowane i opisane. Wynika to z dużego rozrzutu wartości siły dla narzędzi ściernych o różnej spoistości oraz dużej pracochłonności i czasochłonności pomiarów. Z tego też powodu poszukuje się wielkości i cech narzędzia ściernego łatwych do zmierzenia, a jednocześnie łączących się w określony sposób z twardością.



Do najbardziej obiecujących metod należą metody akustyczne. Opierają się one na spostrzeżeniu, że zachowanie się narzędzia ściernego podczas obróbki zależy od wysokości wydawanego przez nie dźwięku - czyli od częstotliwości drgań własnych. Należy jednak stwierdzić, że częstotliwość drgań własnych narzędzia ściernego nie może być bezpośrednio kryterium jego twardości, ponieważ zależy zarówno od cech materiałowych jak i geometrycznych tego narzędzia. Kryterium takim może być natomiast moduł sprężystości podłużnej  $E$  narzędzia ściernego lub prędkość rozchodzenia się w nim fali podłużnej  $C_L$ . Wykazano istnienie korelacji między tymi wielkościami a twardością narzędzia ściernego [4]. Istnienie takiej korelacji wykorzystano do opracowania akustycznych metod badania twardości narzędzi ściernych i zbudowania przyrządów pracujących wg tych metod: Grindo-Sonic [1], Zvuk 107 i Zvuk 202 [2], twardościomierze rezonansowy [3].

Dokładność pomiaru tymi przyrządami i prawidłowość wyznaczania twardości w dużej mierze zależą od znajomości związku zachodzącego pomiędzy budową narzędzia ściernego a częstotliwością jego drgań własnych.

Związek pomiędzy budową ściernicy a częstotliwością jej drgań własnych

Częstotliwość drgań własnych ciała sprężystego zależy od dwóch czynników: własności materiałowych i cech geometrycznych drgającego ciała. W akustycznych metodach pomiaru twardości ściernic chodzi o określenie cech materiału niezależnie od postaci geometrycznej i wymiarów narzędzia ściernego. Istnieje zatem potrzeba określenia, które z cech geometrycznych i w jaki sposób wpływają na częstotliwość i postać drgań?

Rozważania ograniczone zostaną do ściernic tarczowych, które traktować można jako cienkie okrągłe płyty. Płyta taka pobudzona do drgań wykazuje szereg częstotliwości własnych odpowiadających różnym rozkładom linii węzłowych, tj. różnym postaciom drgań (giętne, skrętne).

W metodach akustycznych badania twardości ściernic tarczowych zwykle wykorzystuje się najniższą częstotliwość drgań własnych  $f_1$  (częstotliwość podstawową) - z uwagi na łatwość ustalenia ściernicy: postawienie swobodnie na stole, położenie na krzyżowych podporach lub zawieszenie na otworze centralnym. Tak ustalona ściernica posiada tylko dwa węzły średnicowe, pokrywające się z osiami okręgu i przecinające się pod kątem prostym ( $n = 2$ ) i nie posiada węzłów obwodowych ( $m=0$ ).

Na podstawie metod energetycznych Rayleigha -Ritza można napisać wzór ogólny na częstotliwość drgań własnych płyty kołowej bez otworu centralnego  $f_1^0$

$$f_1^0 = \frac{a_{n,m}}{2 \pi R^2} \sqrt{\frac{N}{\rho H}} \quad (1)$$

gdzie:  $a_{n,m} = a_{2,0}$  - współczynnik zależny od sposobu podparcia płyty. Dla w/w sposobów podparcia ściernicy

$$a_{n,m} = 5,25 [1].$$

R - promień zewnętrzny płyty,

$\rho$  - gęstość płyty,

H - grubość płyty,

N - sztywność płytowa

$$N = \frac{E H^3}{12 (1 - \nu^2)} \quad (2)$$

przy czym: E - moduł sprężystości podłużnej, a  $\nu$  - współczynnik Poissona.

Po uwzględnieniu zależności (2) na sztywność płytową, wzór (1) może być zapisany w postaci:

$$f_1^0 = \frac{5,25}{\pi \sqrt{3}} \frac{H}{D^2} \sqrt{\frac{E}{\rho(1-\nu^2)}} \quad (3)$$

Ze względu na to, że ściernica tarczowa jest płytą z otworem centralnym należy do wzoru (3) wprowadzić pewien współczynnik poprawkowy  $K_0$  - związany ze zmianą częstotliwości drgań takiej płyty

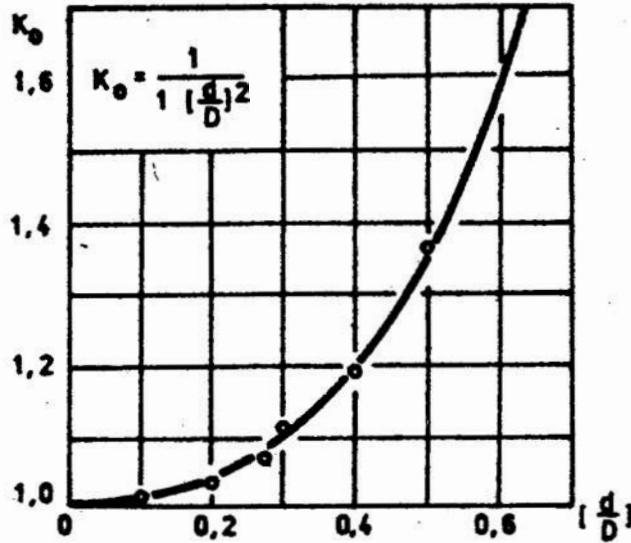
$$K_0 = \frac{f_1^0}{f_1} \quad (4)$$

przy czym:  $f_1$  - częstotliwość podstawowych drgań własnych płyty z otworem centralnym.

Wartość współczynnika  $K_0$  musi być wyznaczona doświadczalnie. W tym celu wykonano pomiary częstotliwości drgań własnych płyt metalowych wykonanych ze stali 45 o średnicy zewnętrznej  $D = 175$  i średnicach otworu  $d = 7; 17,5; 35; 50; 52,5; 70; 100$  przy stałej grubości  $H=25$  oraz zmiennej grubości  $H=10; 15; 20; 25; 30; 40; 50$  przy stałej średnicy  $d=52,5$ . Pomiary wykazały, że wartość współczynnika  $K_0$  związana jest z wartością stosunku  $\frac{d}{D}$ . Uzyskane wartości współczynnika  $K_0$  przedstawiono na wykresie (rys.1). Tworzą one zależność w następującej postaci:

$$K_0 = \frac{1}{1 - \left(\frac{d}{D}\right)^2} \quad (5)$$

Po podstawieniu tej zależności do wzoru 4, przekształceniu względem  $f_1^0$  i podstawieniu do wzoru 3, otrzymano następujące wyrażenie na podstawową częstotliwość drgań własnych  $f_1$  ściernicy od jej stałych materiałowych i wymiarów



Rys.1. Zależność współczynnika  $K_0$  od stosunku  $\frac{d}{D}$

$$f_1 = \frac{5,25}{\pi \sqrt{3}} \frac{H}{D^2} \left[ 1 - \left( \frac{d}{D} \right)^2 \right] \sqrt{\frac{1}{1-\nu^2}} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (6)$$

Zależność powyższa ujmuje zarówno cechy geometryczne, jak i materiałowe ściernicy tarczowej. Celowe jest wyodrębnienie ze wzoru (6) członu ujmującego tylko cechy geometryczne. Dla członu tego przyjęto oznaczenie  $M$  i nazwano go współczynnikiem kształtu.

$$M = \frac{5,25}{\pi \sqrt{3}} \frac{H}{D^2} \left[ 1 - \left( \frac{d}{D} \right)^2 \right] \sqrt{\frac{1}{1-\nu^2}} \quad (7)$$

Współczynnik  $M$  zawiera wprawdzie współczynnik Poissona  $\nu$ , który stanowi cechę materiału, jednak dla celów praktycznych można przyjąć jego wartość jako stałą dla wszystkich ściernic ceramicznych. Ostatecznie zależność na częstotliwość podstawowych drgań własnych okrągłej płyty z otworem centralnym, w naszym przypadku ściernicy tarczowej, ma postać

$$f_1 = M \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (8)$$

Istnieje zatem możliwość określania modułu sprężystości  $E$ , gdy znane są jej wymiary, gęstość  $\rho$  i częstotliwość drgań własnych  $f_1$ . Własności sprężyste materiału ściernicy można również opisać za pomocą zależności

$$C_1 = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (9)$$

która to wartość stanowi prędkość rozchodzenia się fali podłużnej w pręcie bez końca. Obie wartości  $E$  lub  $C_1$  mogą być wykorzystywane jako kryterium twardości ściernic. Parametr  $C_L$  wykorzystano jako kryterium twardości ściernic w pomiarach przyrządami: Zvuk 107, Zvuk 202, a moduł  $E$  w pomiarach przyrządami: Grindo-Sonic i twardościomierzem rezonansowym.

Wyznaczanie twardości ściernic metodami akustycznymi polega więc na pomiarze częstotliwości drgań własnych tych narzędzi, na podstawie których można określić wartość  $E$  lub  $C_L$  materiału ściernicy. Wartości te z kolei, dzięki znanym korelacjom pozwalają wyrazić twardość ściernicy w skali Nortona. Dokładność wyznaczenia  $E$  lub  $C_L$  zależy od dokładności i sposobu określania współczynnika kształtu  $M$ .

#### Współczynnik kształtu ściernic tarczowych

Wartość współczynnika kształtu  $M$  można wyznaczyć bezpośrednio ze wzoru (7). Współczynnik Poissona ujęty w tym wzorze, dla ściernic ceramicznych, można przyjmować  $\nu = 0,26$ . Wówczas iloczyn czynników we wzorze (7) wyniesie

$$\frac{5,25}{\pi \sqrt{3}} \sqrt{\frac{1}{1 - \nu^2}} \approx 1 \quad (10)$$

Powyższy rezultat upraszcza wzór (7) do postaci

$$M = \frac{H}{D^2} \left[ 1 - \left( \frac{d}{D} \right)^2 \right] \quad (11)$$

Postać taka jest wygodna ze względów praktycznych, a mogący powstać błąd - ze względu na założoną stałą wartość - jest dużo mniejszy od błędów powstających przy pomiarach wymiarów ściernicy i częstotliwości jej drgań własnych.

Badania twardości partii ściernic dogodnie jest wykonać posługując się wartością współczynnika kształtu  $M$  określoną na podstawie wymiarów konstrukcyjnych ściernicy. Należy się jednak liczyć z tym, że w procesie wytwarzania ściernic wymiary te odtwarzane są z określoną tolerancją. Pojawia się zatem pytanie: w jaki sposób błędy wykonania ściernic w partii, przy założonym stałym współczynniku kształtu; wpływają na dokładność wyznaczania modułu sprężystości  $E$ ? W celu stwierdzenia tego wpływu przeprowadzono pomiary ściernic o różnych charakterystykach produkowanych przez różnych producentów. Obliczono następnie błąd względny - odchyłkę  $\delta_M$  - współczynnika kształtu  $M$  wg zależności:

$$\delta_M = \left| \frac{M_k - M_r}{M_k} \right| \times 100 \quad [\%] \quad (12)$$

gdzie:  $M_k$  - wartość współczynnika kształtu dla wymiarów konstrukcyjnych ściernicy,

$M_r$  - wartość współczynnika kształtu dla wymiarów rzeczywistych.

W tabeli I zestawioni wartości statystyczne odchyłki  $\delta_M$ , w zależności od ściernicy zewnętrznej  $D$ . Wynika z niej, że różnica pomiędzy wartością rzeczywistą a założoną współczynnika kształtu  $M$  może dochodzić średnio do 5,3%. Jeżeli wziąć pod uwagę, że różnica procentowa jednego stopnia twardości wg parametru  $E$  wynosi np 10,3 (dla twardości  $K$ ), to przyjmowanie współczynnika kształtu  $M$  wg wymiarów konstrukcyjnych ściernicy może prowadzić do błędu rzędu 0,5 stopnia twardości.

Tablica 1

Wielkości statystyczne odchyłki  $\delta_M$  wyrażone procentowo w zależności od średnicy zewnętrznej D ściernic tarczowych

Lp.	Średnica zewnętrzna nominalna	N	R $\delta_M$ [%]	$\bar{\delta}_M$ [%]	$\sigma_{\delta_M}$ [%]
1.	$100 \leq D < 150$	25	0-16	3,2	3,6
2.	$150 \leq D < 250$	25	0-13	5,3	4,5
3.	$250 \leq D < 350$	25	0-6	2,3	2,5
4.	$350 \leq D < 500$	25	0,7-10	1,9	2,5
5.	$500 \leq D \leq 750$	25	0-3	0,6	0,6

Przy większych wymiarach ściernicy odchyłka  $\delta_M$  jest nieistotna tak, że dokładne pomiary ściernic nie są konieczne. Stwierdzono, że wartość błędu względnego  $\delta_M$  była różna dla partii ściernic pochodzących od różnych producentów.

W tabeli II zestawiono wartości statystyczne odchyłki  $\delta_M$  dla różnych producentów (krajowych i zagranicznych). Wynika z niej, że najmniejsze odchyłki wymiarowe posiadają ściernice pochodzące z FMiWS "KORUND" w Kole. Średnia wartość odchyłki  $\delta_M$  jest prawie trzykrotnie mniejsza niż dla innych producentów.

Innym źródłem powstawania błędów współczynnika kształtu M, określonego na podstawie wzoru (7) jest to, że zbudowano go z uwzględnieniem doświadczalnie wyznaczonej zależności wpływu otworu w środku ściernicy na częstotliwość drgań własnych. Jest to zatem wzór przybliżony, nie uwzględniający tego, że istnienie otworu centralnego ściernicy może wpływać na częstotliwość  $f_1$  zależnie od proporcji wymiarów  $\frac{H}{D}$  i  $\frac{d}{D}$ .

Tablica 2

Wielkości statystyczne odchyłki  $\delta_M$  wyrażone procentowo w rozbiciu na producentów ściernicy tarczowych

Lp.	Producent	N	R $\delta_M$ [%]	$\delta_M$ [%]	$G\delta_M$ [%]
1.	FMIWS "KORUND" w Kole	30	0-9,6	1,7	2,2
2.	ZAS Wapiennica	30	0-24	4,8	5,8
3.	PTS Grodzisk Maz.	25	0-13	4,7	4,5
4.	Elektrite-CSSR	20	0-9,6	4,1	3,0
5.	MARIBOR -Jugosławia	20	0-23	4,9	7,6

Wielkość tego błędu  $\delta_f$  określono przez porównanie częstotliwości obliczonej na podstawie wzoru (6)  $f_1$  obl. z częstotliwością zmierzona  $f_1$  zm. Badania przeprowadzono twardościomierzem rezonansowym dla płyt stalowych o uprzednio podanych wymiarach.

Analizie poddano dwa przypadki zmienności proporcji wymiarów ściernicy=  $\frac{H}{D}$  stałe przy zmiennym stosunku  $\frac{d}{D}$  i  $\frac{d}{D}$  stałe przy zmiennym stosunku  $\frac{H}{D}$ . Wyniki pomiarów i obliczeń zamieszczono w tabeli III.

1° Dla H/D wzór 6 można przepisać jako funkcję tego stosunku.

$$f_1 = M_1 \frac{H}{D} \quad (13)$$

gdzie:

$$M_1 = \frac{5,25}{11 \sqrt{3}} \frac{1}{D} \left[ 1 - \left( \frac{d}{D} \right)^2 \right] \sqrt{\frac{1}{1-\nu^2}} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (14)$$



Tablica 3

Wyniki porównania częstotliwości drgań własnych zmierzonych  $f_{1zm}$  i obliczeniowych  $f_{1obl}$  w zależności od stosunku  $H/D$  i  $d/D$

H [mm]	$\frac{H}{D}$ D=175mm	$d/D = 0,3$			d [mm]	$\frac{d}{D}$ D=175mm	$H/D = 0,143$		
		$f_{1zm}$ [Hz]	$f_{1obl}$ [Hz]	$\delta_f$ [%]			$f_{1zm}$ [Hz]	$f_{1obl}$ [Hz]	$\delta_f$ [%]
10	0,057	1535	-	-	7	0,04	4020	-	-
15	0,086	2283	2315	1,4	17,5	0,1	3973	3986	0,3
20	0,114	2980	3069	2,9	35	0,2	3827	3865	1
25	0,143	3632	3832	6	50	0,285	3654	3699	1,2
30	0,171	4052	4604	12	52,5	0,3	3632	3664	0,9
40	0,229	5055	6165	18	70	0,4	3386	3382	0,1
50	0,286	5615	7692	27	100	0,571	2930	2709	8,1

Współczynnik  $M_1$  jest wartością stałą dla wszystkich płyt o jednakowym stosunku  $d/D$ . Znając więc częstotliwość drgań podstawowych  $f_1$  jednej płyty można obliczyć ten parametr dla innej płyty. Z przekształcenia wzoru (13) wynika, że:

$$M_1 = \frac{f_1}{H/D} \quad (15)$$

wobec czego np. dla  $H = 10$ ,  $M_1 = f_{1zm} \cdot \frac{H}{D} = 1535 \cdot \frac{10}{175} = 2693$ .  
Rozpatrując płytę o innej grubości np.  $H = 15$ , otrzymać można obliczeniową częstotliwość jej drgań własnych  $f_{1obl} = M_1 \times \frac{15}{175} = 2693 \times 0,086 = 2315$  Hz. Porównując tę wartość z warstwą zmierzoną  $f_1$  dla  $H = 15$ , która wynosi 2283 Hz, można obliczyć błąd względny  $\delta_f$  - wynoszący dla tego przypadku 1,4%.  
Podobnie postępując można obliczyć wartości błędu  $\delta_f$  dla płyt o innych grubościach.

2° Dla  $d/D$  wzór 6 może być przepisany w postaci

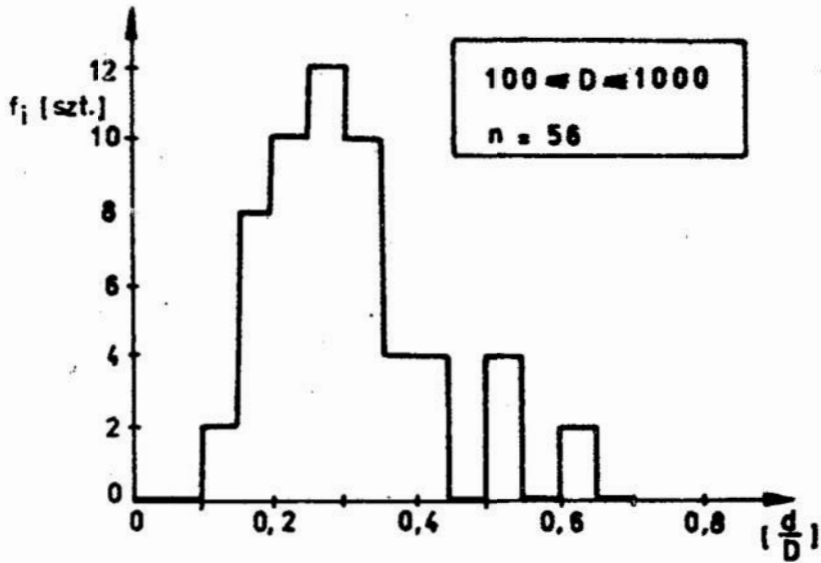
$$f_1 = M_2 \left[ 1 - \left( \frac{d}{D} \right)^2 \right] \quad (16)$$

gdzie:

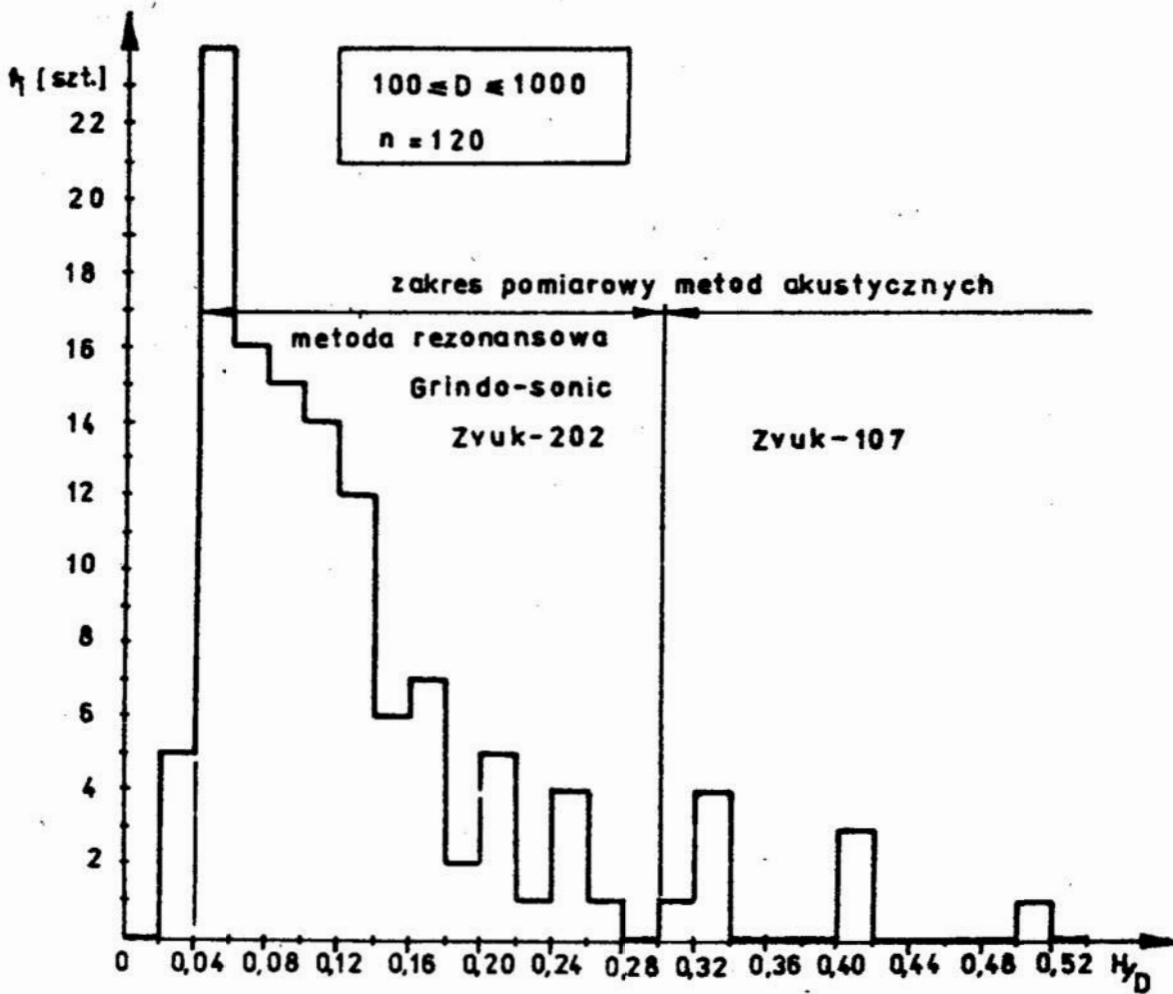
$$M_2 = \frac{5,25}{11\sqrt{3}} \frac{H}{D^2} \sqrt{\frac{1}{1-\nu^2}} \sqrt{\frac{E}{S}} \quad (17)$$

Współczynnik  $M_2$  posiada stałą wartość dla wszystkich płyt o jednakowym stosunku  $H/D$ . Postępując podobnie jak poprzednio obliczono błąd względny  $\delta_f$ . Analizując uzyskane wartości  $\delta_f$  można stwierdzić, że współczynnik kształtu opisany wzorem (7) słuszny jest tylko dla cienkich płyt ( $H/D < 0,114$ ) oraz stosunku średnic  $d/D < 0,4$  i to przy założeniu, że dopuszczalny błąd jest rzędu 3%.

Wyniki zamieszczone w tabeli III mogą być pomocne przy prognozowaniu wartości błędów pomiaru twardości przy wykorzystaniu współczynnika kształtu  $M$  opisanego wzorem (7) do badań ściernic o różnych wymiarach. Stosunkowo duże wartości  $\delta_f$  przy różnych stosunkach  $H/D$  wskazują również na celowość wprowadzenia do wzoru (7) dodatkowych współczynników doświadczalnych związanych głównie ze zmianą częstotliwości  $f_1$  przy zmiennym stosunku  $H/D$ . Współczynniki te uwzględnili twórcy metod akustycznych przy opracowywaniu tablic pomocniczych dla swych przyrządów. Tablice te pozwalają na wyznaczenie współczynnika kształtu  $M$  w szerokim zakresie zmienności stosunków  $\frac{d}{D}$  i  $\frac{H}{D}$ . Na rys. 2 pokazano częstość występowania stosunku  $\frac{d}{D}$  ściernic tarczowych produkcji krajowej wg PN-78/M-59150, natomiast na rys. 3 częstość występowania stosunku  $\frac{H}{D}$  wg tej normy.

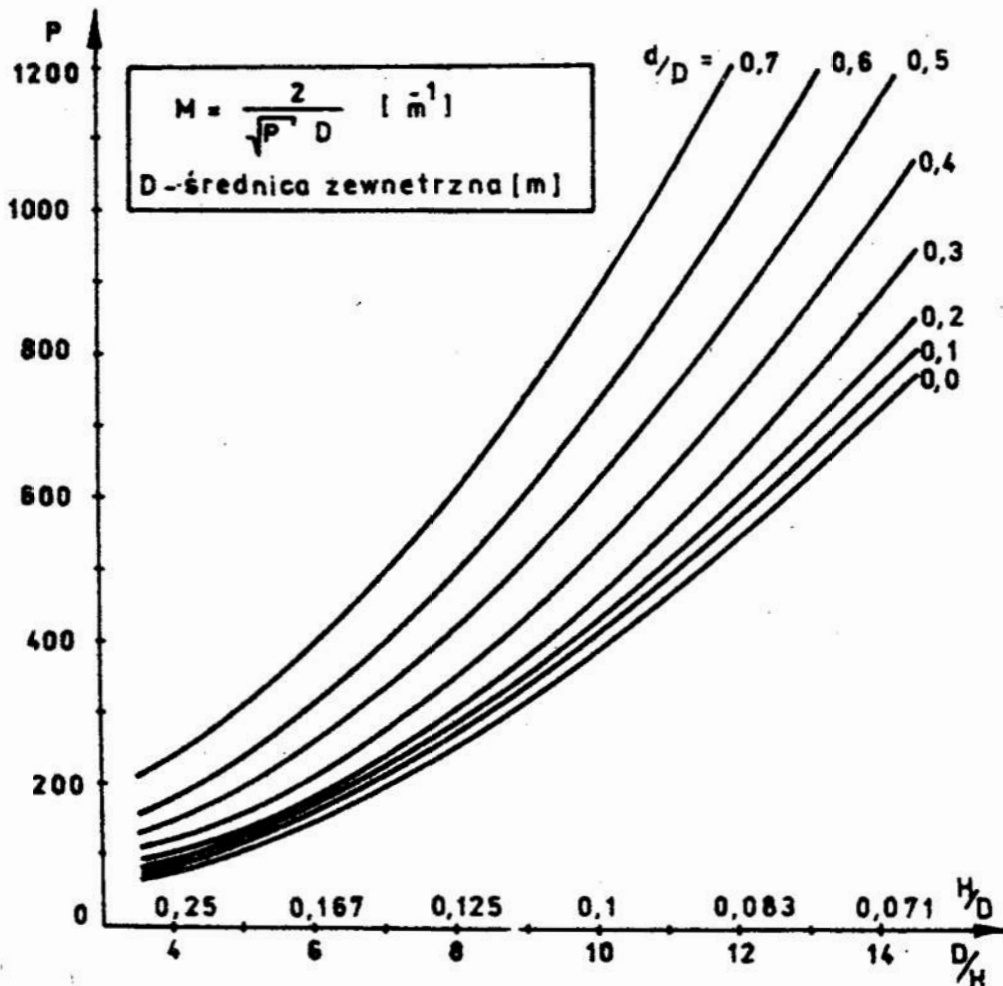


Rys.2. Częstość występowania stosunku  $\frac{d}{D}$  ściernic tarczowych produkcji krajowej

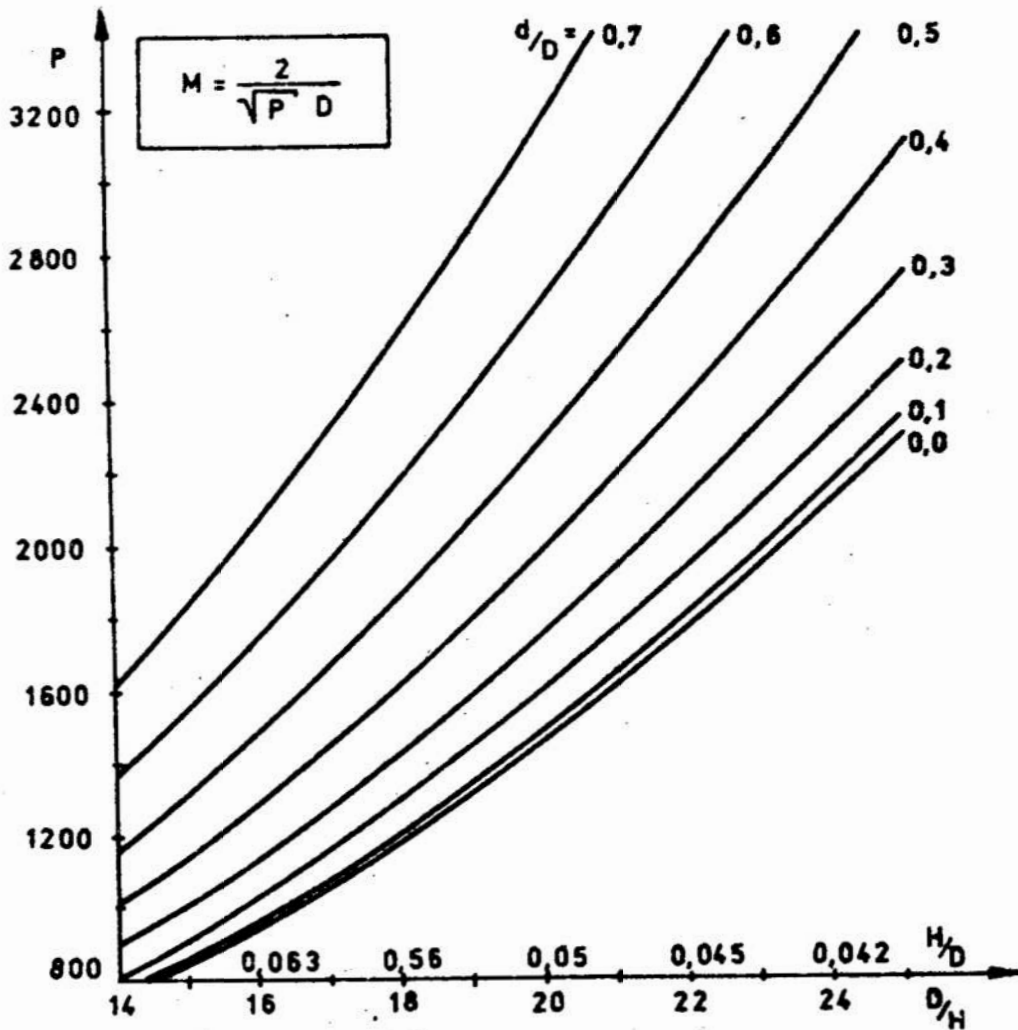


Rys.3. Częstość występowania stosunku  $H/D$  ściernic tarczowych produkcji krajowej

Na rys. 3 naniesiono również zakresy pomiarowe różnych metod akustycznych i związane z tym zakresy tablic pomocniczych do wyznaczania współczynnika kształtu  $M$ . Na podstawie tablic pomocniczych do przyrządu Grindo-Sonic (tablica P), opracowano wykresy umożliwiające wyznaczenie współczynnika  $M$  dla najczęściej stosowanych w ściernicach stosunków  $d/D$  i  $D/H$ . Wykres zamieszczony na rys. 4 umożliwia wyznaczenie współczynnika kształtu  $M$  w zakresie  $3,3 \leq D/H < 14$ , natomiast wykres zamieszczony na rys. 5 w zakresie  $14 \leq D/H < 25$ .



Rys.4. Zależność współczynnika kształtu od stosunku  $D/H$  (w zakresie  $3,3 \leq D/H < 14$ )



Rys.5. Zależność współczynnika kształtu od stosunku  $D/H$  (w zakresie 14-25)

Sposób posługiwania się powyższymi wykresami przy wyznaczaniu parametrów  $E$  lub  $C_1$  przedstawia poniższy przykład:

Zbadano np. twardościomierzem rezonansowym ściernicę T1 250 x 32 x 76/99A - 36 - K - 6 - V02 i oceniono, że częstotliwość drgań podstawowych wynosi  $f_1 = 2164$  Hz, a masa tej ściernicy wynosi 0,003 Mg - co przy objętości  $V=0,001425$  m daje jej gęstość  $\rho = 2,105$  Mg/m<sup>3</sup>. Stosunek  $D/H$  tej ściernicy wynosi 7,81, a stosunek  $d/D = 0,304$ . Z wykresu zamieszczonego na rys.4 wynika, że wartość  $P$  wynosi 295, wobec czego  $M = 0,4658$  m<sup>-1</sup>.

Podstawiając otrzymane wartości  $f_1$  i  $M$  do przekształconego wzoru 8 otrzymano  $C_1 = f_1/M = 2164/0,4658 = 4646$  m/s, stąd  $E$  wg wzoru 9

$$E = C_1^2 \rho = (4646)^2 \times 2,105 = 45,44 \text{ kN/mm}^2 = 45,44 \text{ N/m}^2 \times 10^9$$

Odnosząc tę wartość do nowej skali twardości narzędzi ściernych o spoiwach ceramicznych [4] można stwierdzić, że twardość badanej ściernicy odpowiada twardości K2, czyli wartość modułu  $E$  zawiera się pomiędzy przeciętną wartością tego parametru w klasie K a górnym zakresem tej klasy. Badana ściernica jest więc nieco twardsza - mieści się jednak w zakresie klasy K i oznacza to, że twardość podana w jej charakterystyce odpowiada rzeczywistości.

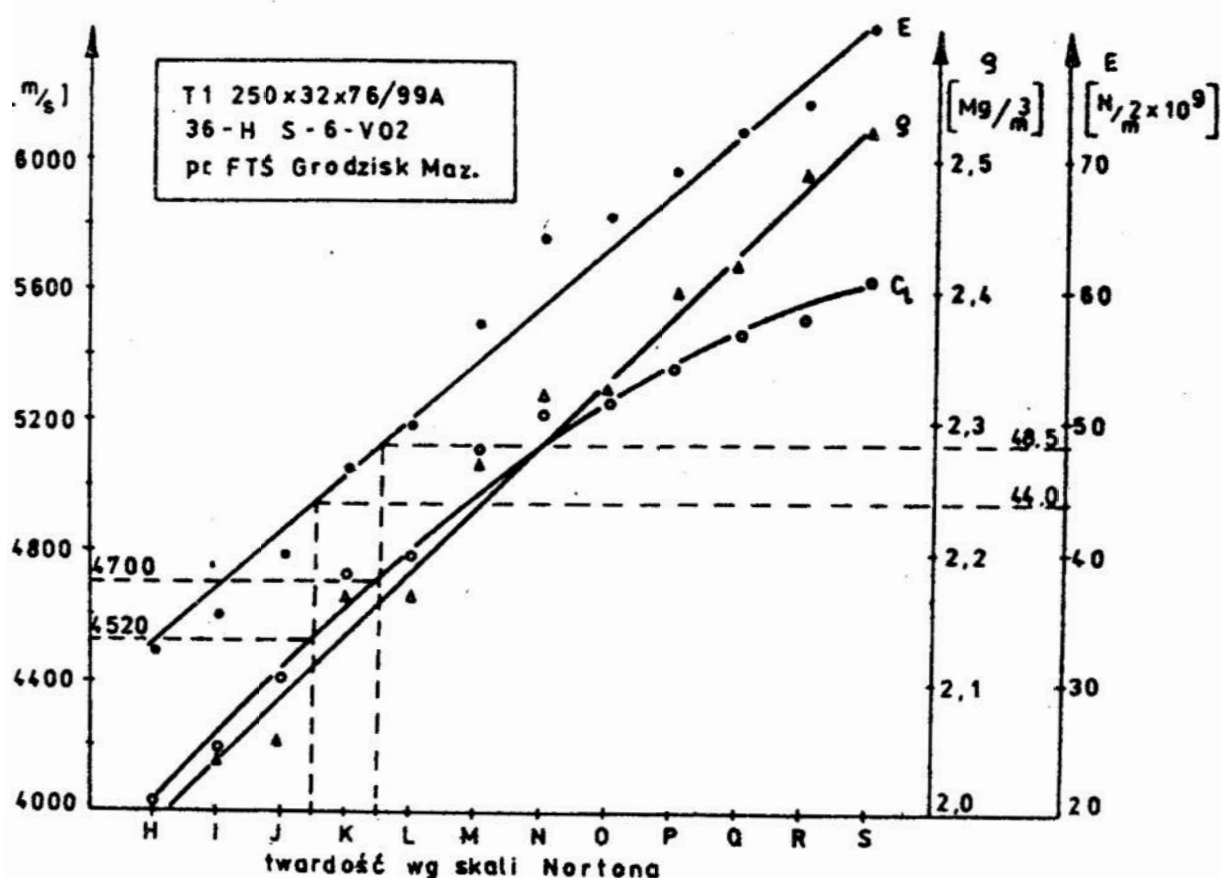
Korelacja własności sprężystych i twardości ściernic ceramicznych.

Na rys. 6. pokazano wyniki badań parametrów  $\rho$ ,  $E$ ,  $C_1$ , w funkcji twardości ściernic ceramicznych wg skali Nortona. Częstotliwość drgań własnych  $f_1$  mierzono twardościomierzem rezonansowym. Każdy punkt na wykresie stanowi średnią arytmetyczną pomiarów i przeliczeń z 4 ściernic oznaczonych tym samym symbolem twardości. Z przedstawionych przebiegów widać, że istnieje liniowa zależność modułu  $E$  od twardości ściernic wg skali Nortona. Istotność korelacji liniowej dla tego parametru - wynosi  $r = 0,9896$ , a prosta regresji może być opisana równaniem

$$E = 166,87 - 2,98 V_p$$

gdzie:  $V_p$  - objętościowy udział por dla danej twardości.

Parametr  $C_1$  jest natomiast funkcją potęgową o wykładniku równym 0,5.



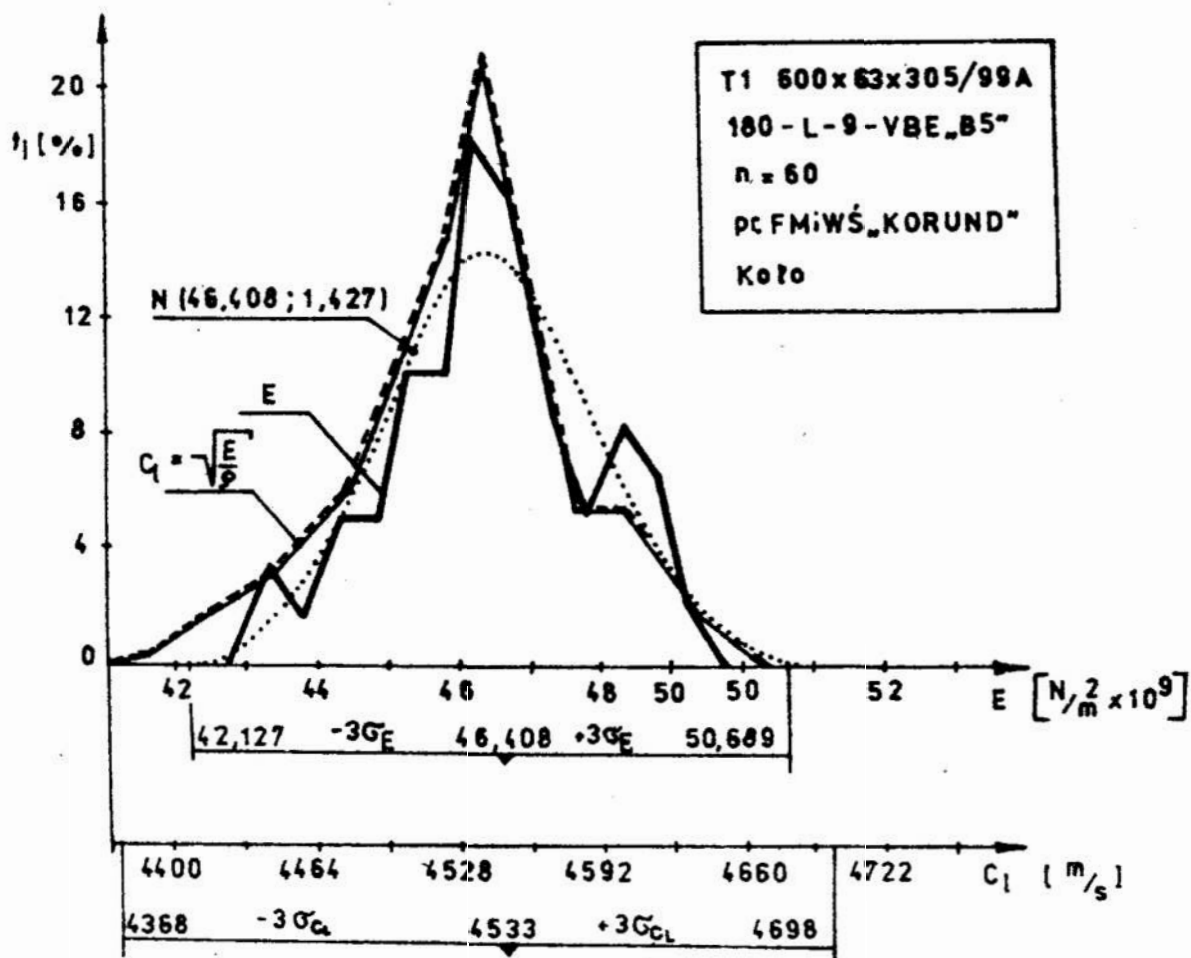
Rys.6. Wartości parametrów :modułu  $E$ , gęstości  $\rho$ , prędkości rozchodzenia się dźwięku  $C_1$  w funkcji twardości ściernic ceramicznych wg skali Nortona

Większe rozrzuty punktów dla badanych parametrów w zakresie twardości M...S spowodowane są zmienionym składem surowców. Technologia wykonania ściernic, stosowana w FTŚ Grodzisk Mazowiecki, wskazuje bowiem, że w tym zakresie nie należy dodawać do składu suchej dekstryny - co jest stosowane w zakresie twardości M...L.

Otrzymane wartości  $E$  i  $C_1$  mogą być pomocne do wyznaczenia zakresów tych parametrów w poszczególnych klasach twardości np. dla klasy K wartość modułu  $E$  winna się zawierać

w przedziale (44,0; 48,5) , a parametru  $C_L$  w przedziale (4520; 4700).

Wartości powyższych parametrów dla określonych ściernic zależą od dokładności przestrzegania wymogów procesu technologicznego przez producenta. Na rys. 7 przedstawiono rozkład parametrów  $E$  i  $C_L$  w 30 partiach ściernic ceramicznych wyprodukowanych w przeciągu 2 miesięcy w FMIWŚ "KORUND" w Kole. Do badań wybierano z każdej partii ściernicę o najwyższej i najniższej częstotliwości drgań własnych. Pomiarów dokonano twardościomierzem rezonansowym. Stwierdzono, że rozkład modułu  $E$  w ściernicach opisanych tym samym symbolem twardości może być opisany rozkładem normalnym  $N/46,408; 1,427$ .



Rys.7. Rozkłady parametrów  $E$  i  $C_L$  w 30-tu partiach ściernic ceramicznych o twardości L, produkowanych w różnym okresie czasu



Wartość odchylenia standartowego  $\sigma = 1,427$  zależy od dokładności przestrzegania warunków procesu wytwarzania ściernic i wskazuje na poziom technologiczny danego producenta.

Zakładając rozproszenie wyników w zakresie  $\pm 3 \sigma (\alpha=0,01)$ , można obliczyć graniczne wartości badanych parametrów w tej klasie twardości. Wartości te naniesiono na rys. 7.

Otrzymany rozkład modułu E wskazuje również na fakt że ściernice tej samej klasy twardości, produkowane w różnym okresie czasu, mogą różnić się między sobą 17% wartością modułu E. Może to mieć istotny wpływ na przebieg i wyniki szlifowania.

#### Podsumowanie

Przedstawione rozważania wykazują, że badanie twardości ściernic metodami akustycznymi pozwala, z wystarczającą dla celów praktycznych dokładnością, określić własności tych narzędzi. Metody te są przydatne zarówno do kontroli przebiegu i powtarzalności procesu technologicznego wytwarzania ściernic jak również do doboru ściernic o powtarzalnych własnościach przy ich użytkowaniu. Metody te charakteryzuje prostota i szybkość pomiarów oraz możliwość łatwego wdrożenia w warunkach zakładów przemysłowych.

#### Literatura

- 1 J.A. Decneut: Classifying grinding wheels with the GRINDOSONIC. Report CRIF 67R8 - University of Louvain, October 1967.
- 2 B.A.Glagovskij. Novyje metody nierozrusajuscego kontrolia parametrov abrazivnych materialov i izdelii. Ref. na Konferncji Międzynarodowej "Techniki szlifowania" Maribor (Jugosławia) 17-19.10.1973.

- 3 T.Karpiński, B.Słowiński: Badania twardości ściernic ceramicznych metodą rezonansową. Mechanik nr 3, 1982r. s.159-162.
- 4 T.Karpiński., B.Słowiński: Projekt fizycznej skali twardości narzędzi ściernych o spoiwie ceramicznym. Mat.IV Konferencji Naukowo-Technicznej "Obróbka ścierna" Łódź, maj 1981.

#### Streszczenie

W artykule przedstawiono metodykę wyznaczania twardości ściernic metodami akustycznymi, sposób określania współczynnika kształtu oraz wyniki badań twardości ściernic ceramicznych.

#### Summary

In the paper a method of the hardness testing of grinding wheels and the way to determine a shape coefficient of the discs and the investigation results of the ceramic wheels hardness are presented.

**Резюме**

В статье представлены методика определения твердости илифовальных кругов акустическими методами, способ определения коэффициента формы дисковых илифовальных кругов, а также результаты исследований твердости керамических илифовальных кругов.

Tadeusz Nykiel

Wyższa Szkoła Inżynierska w Koszalinie

## BUDOWA STRUKTURALNA WYZARZONEJ ZMIĘKCZAJĄCO STALI

NCWV

### 1. Wstęp

Stal NCWV z uwagi na wysoką zawartość chromu i węgla, charakteryzuje się tym, że w stanie wyżarzonym zawiera dużo węglików, których rodzaj, wielkość i rozkład w sposób zasadniczy wpływają na jej własności technologiczne i użytkowe. Istotnym zagadnieniem związanym z obróbką cieplną, tj. hartowaniem i odpuszczaniem w wyniku których to zabiegów narzędzia wykazują dużą twardość i odporność na ścieranie jest ustalenie rodzaju węglików występujących w równowadze z ferrytem. Znajomość tego problemu pozwala ustalić najodpowiedniejsze z punktu widzenia trwałości narzędzi warunki austenitowania. Ustalenie rodzaju węglików, jakie występują w wyżarzonej stali NCWV byłoby możliwe gdybyśmy dysponowali układem równowagi pięcioskładnikowym, tj. Fe-Cr-Ni-V-C, ale układu takiego dotychczas nieopracowano. Podkreślić przy tym należy, że przeprowadzone w praktyce wyżarzanie zmiękczające nie zapewnia uzyskanie równowagi strukturalnej (za czym przemawiają względy ekonomiczne), stąd też skład fazowy może odbiegać od składu jaki występowałby w przypadku pełnej równowagi.

Zgodnie z układem równowagi Cr-C opracowanym przez Blooma i Granta [1] chrom tworzy trzy węgliki, tj.  $Cr_3C_2$ ,  $Cr_7C_3$ ,

i  $Cr_{23}C_6$ . Według ostatnio przeprowadzonych badań powyższego układu przez Sara i Rudeygo [2] węgliki te powstają w temperaturach:  $Cr_3C_2 - 2083 \pm 12$  K,  $Cr_7C_3 - 2038 \pm 10$  K i  $Cr_{23}C_6 - 1848 \pm 16$  K. Występowania węglika  $Cr_3C_2$  w stopach technicznych dotychczas nie stwierdzono.

W stopach Fe-Cr-C zgodnie z wykresem równowagi opracowanym przez Heczko i Dannöhla [3] zależnie od zawartości chromu węgla mogą występować węgliki:  $/Fe, Cr/_{3C}$ ,  $/Fe, Cr/_{7C_3}$ ,  $/Fe, Cr/_{23C_6}$ , a przy zawartości w stopie ok. 12% chromu i ok. 2% węgla w równowadze z ferrytem występują tylko chromowo-żelazowe węgliki  $/Fe, Cr/_{7C_3}$ . Według Rapatza [4], Sato [5] i Głowackiego [6] podobne zjawisko ma miejsce w wyżarzonych zmiękczająco stalach chromowych zawierających ok. 12% chromu i ok. 2% węgla.

W stali NCWV poza chromem dodatkami stopowymi są wolfram i wanad. Pierwiastki te cechuje wyższy od chromu potencjał chemiczny do węgla wobec czego możliwe jest występowanie węglików wanadu i wolframu. Natomiast kolejność powstawania węglików w stali NCWV powinna być następująca:

węgliki wanadu ( $M_4C_3$ )  $\rightarrow$  wolframu ( $MC, M_2C, M_6C$ )  $\rightarrow$   
chromu ( $M_7C_3$ )

Rozpatrując problem występowania węglików w wyżarzonej stali NCWV istotnym jest uwzględnienie wyników badań jakie otrzymał Kuo [7], a dotyczących wpływu wolframu na powstawanie węglika  $M_{23}C_6$ . Według Kuo obecny w stalach chromowych wolfram sprzyja powstawaniu węglika  $M_{23}C_6$  na bazie węglika  $Fe_{21}W_2C$ , którego skład może się zmieniać od  $Fe_{21}W_2C$  do  $Cr_{23}C_6$ . Węglik ten jest węglikiem metastabilnym i przy dłuższych

czasach wygrzewania rozkłada się na  $Fe_3C$  i  $WC$ . Rozkład nie zachodzi jednak w praktyce jeśli rozpuszczony jest w nim chrom i tak np. w stali zawierającej 5,11% wolframu i 0,6% chromu węglik  $M_{23}C_6$  nie ulega rozkładowi nawet po 500 godzinach wygrzewania w temperaturze 973 K. Podobne zjawisko ma miejsce w przypadku manganu z tym, że mangan stabilizuje węglik  $M_{23}C_6$  w znacznie mniejszym stopniu niż wolfram.

Zgodnie z wykresem równowagi Fe-V-C [8] dla małych zawartości wanadu w stopie w równowadze z ferrytem występuje cementyt wanadowy  $Fe,V/3C$ . Występowanie tego węglika w stalach typu 2% C i 12% Cr należy wykluczyć z uwagi na dużą zawartość chromu.

Według Gulajewa i Janczuka [9] w stali X1201, tj. zbliżonej składem chemicznym do NCWV wanad nie tworzy oddzielnej fazy lecz rozpuszcza się w węglkach  $M_7C_3$ . Podobne zjawisko w stalach zawierających ok. 2% C i 12% Cr z dodatkiem wanadu stwierdzili Berne [10], Dennis i Huffman [11] w stali D2, Staska i Kulmburg [12] w stali X165CrMoV12.

Z wyżej cytowanych prac [9 - 12] wynika, że w stalach zawierających ok. 12% Cr i 2% C z dodatkami wanadu w ilości do ok. 1% i takiej też ilości wolframu w równowadze z ferrytem występują tylko węgliki  $M_7C_3$ . Natomiast zawartość wolframu i wanadu w węglkach jest znacznie wyższa niż w osnowie. Ponieważ stal NCWV może zawierać 0,15 - 0,30% wanadu to zgodnie z wymienionymi pracami pierwiastek ten powinien występować prawie w całości w węglkach  $M_7C_3$ . Mając jednak na uwadze wysoki potencjał chemiczny wanadu do węglika nie można wykluczyć tworzenia się węglików wanadu.

W oparciu o przeprowadzone studia literaturowe można przypuszczać, że w wyżarzonej w warunkach przemysłowych stali

NCWV występują chromowo-żelazowo-wolframowo wanadowe węgliki  $M_7C_3$ , węgliki  $M_{23}C_6$  na bazie  $Fe_{21}W_2C_6$ , prawdopodobnym jest także występowanie węglików wanadu  $V_4C_3$ . Ponieważ w literaturze krajowej brak jest danych odnośnie składu fazowego jak również składu chemicznego faz wyżarzonych stali NCWV wyjaśnienie tych zagadnień jest podstawowym celem niniejszej pracy.

## 2. Materiał i metodyka badań

Badania przeprowadzono na stali NCWV wyżarzonej zmiękczająco o składzie chemicznym przedstawionym w tabeli 1.

Tabela 1

Wyniki oznaczeń składu chemicznego stali NCWV

Zawartość pierwiastków, % cięż.		
C = 1,95	Mo = 0,05	P = 0,024
Cr = 11,56	Mn = 0,44	S = 0,022
W = 1,32	Si = 0,27	Cu = 0,073
V = 0,31	Ni = 0,122	N = 0,016

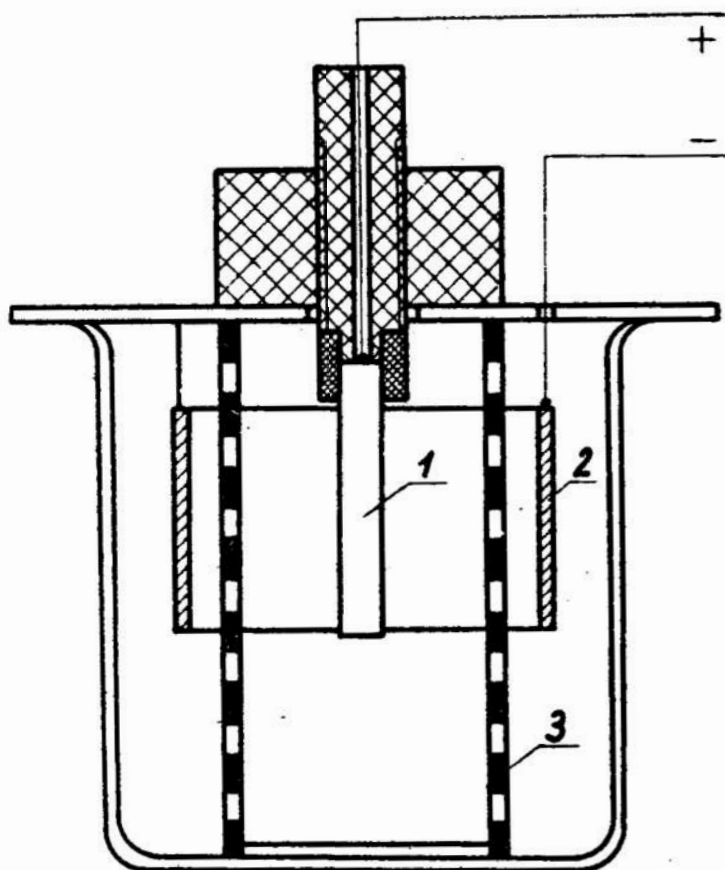
Do badań użyto próbki o średnicy 11 mm i długości 60 oraz 22 mm na których wykonano następujące badania:

1. Pomiary twardości metodą Brinella przy obciążeniu  $187,5 \text{ kg/mm}^2$  i średnicy kulki 2,5 mm. Przedział ufności wyników obliczono w oparciu o 9 pomiarów i  $\alpha = 0,05$ .
2. Pomiary mikrotwardości osnowy i węglików przy użyciu mikrotwardościomierza Hanemanna typ D 32 i obciążeniu 10 G. Przedział ufności wyników (dla osnowy) obliczono w oparciu o 15 pomiarów i  $\alpha = 0,05$ . Natomiast przedział mikrotwardości węglików pierwotnych i wartość modalną

wyznaczono bazując na pomiarach 30 węglików.

### 3. Izolację elektrolityczną węglików.

Izolację elektrolityczną węglików przeprowadzono w elektrolizery przedstawionym na rys. 1.



Rys. 1. Schemat elektrolizera do izolacji węglików

Węgliki izolowano z próbek o średnicy 11 mm i długości 60 mm. Natomiast elektrolit dobrano w oparciu o badania metodyczne w których uwzględniono roztwory o składzie:

- a. 150g KCl + 20g  $C_6H_3O_7 \cdot 7H_2O$  + 20ml HCl/ c.wł.  
1,19 g/cm<sup>3</sup>/ [13]
- b. 10 ml HCl + 5g  $C_6H_3O_7 \cdot H_2O$  /1000 ml H<sub>2</sub>O [14]
- c. 5% HCl w H<sub>2</sub>O [6]



W wyniku przeprowadzonych badań metodycznych do izolacji użyto 5% HCl w H<sub>2</sub>O przy czym stosowano następujące warunki: gęstość prądu 10 mA/cm<sup>2</sup>, temperatura elektrolitu 18 ± 2°C, czas izolowania wynosił od 18 do 20 godzin (po 8-10 godzinach lektroizolowania elektrolit wymieniono na świeży).

Po anodowym rozpuszczaniu osnowy stali izolat z powierzchni próbek zdejmowano mechanicznie stosując przy tym 5% roztwór CH<sub>3</sub>OH w H<sub>2</sub>O, a następnie podawano obróbkę:

- kilkakrotnie przepłukiwanie alkoholem metylowym,
- przepłukiwanie 5% NH<sub>3</sub> w H<sub>2</sub>O,
- przepłukiwanie alkoholem metylowym,
- suszenie w temperaturze 333 K przez okres 60 minut.

Po każdej operacji przepłukiwania izolat odwirowywano z szybkością 6000 obr/min.

W celu wyznaczenia procentowej zawartości węglików próbki przed i po izolacji oraz izolaty po wysuszeniu próbki suszono w strumieniu sprężonego powietrza i ostudzeniu do temperatury otoczenia ważono z dokładnością ± 0,1 mg. Natomiast udział ciężarowy węglików w stali obliczono według zależności:

$$W \% \text{ cięż.} = \frac{m_w}{m_1 - m_2} \cdot 100$$

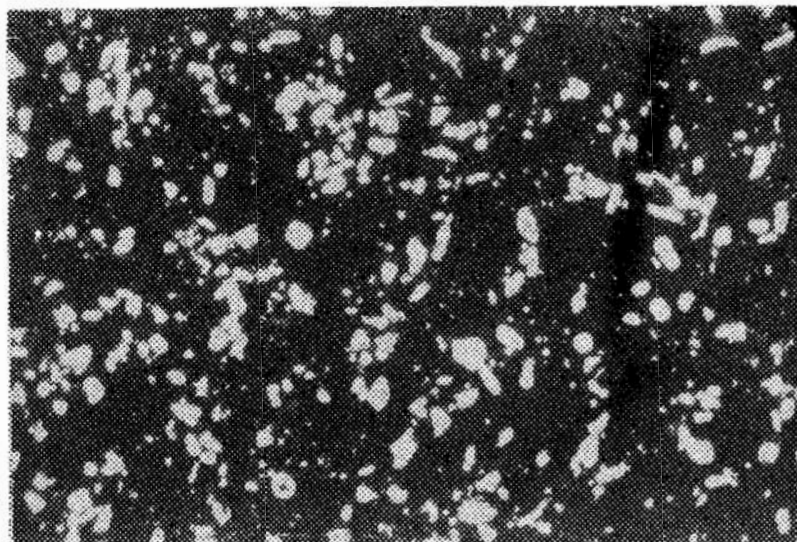
gdzie:  $m_w$  - ciężar wysuszonego izolatu,

$m_1$  - ciężar próbki przed izolacją,

$m_2$  - ciężar próbki po izolacji.

Średni procent ciężarowy węglików w stali w stanie wyżarzonym wyznaczono na podstawie izolacji z 10 próbek. W obliczeniach półprzedziału ufności przyjęto poziom istotności  $1 - \alpha = 0,95$ .

Obraz węglików otrzymanych z wyżarzanej stali NCWV na drodze elektroizolowania przedstawiono na rys. 2.



Rys. 2. Węgliki wyizolowane z wyżarzanej stali NCWV (zainkludowane w żywicy Epidian 5). Pow. 700x

W procesie izolacji elektrolitycznej poza możliwością rozpuszczania się węglików zwłaszcza drobnych może zachodzić zjawisko niecałkowitego rozpuszczania osnowy. Obecne nierozpuszczone cząstki osnowy prowadzą do błędnych oznaczeń udziału procentowego węglików jak również oznaczeń ich składu chemicznego. Prowadzone systematycznie badania rentgenowskie izolatów nie wykazały obecności w nich cząstek osnowy co potwierdza dyfraktogram na rys.5. Można zatem uznać, że przyjęty elektrolit, tj. 5% HCl w H<sub>2</sub>O spełnia wymagane warunki i może być stosowany do izolowania węglików z wyżarzanej stali NCWV.

#### 4. Badania identyfikacyjne rentgenowskie

Badania przeprowadzono na dyfraktometrze rentgenowskim DRON-1,5. Dyfraktogramy izolatu wykonano, stosując promieniowanie  $\text{MoK}\alpha$ , a w celu osłabienia promieniowania  $\text{MoK}\beta$  użyto filtr cyrkonowy. Napięcie lampy wynosiło 45 kV, prąd zarzenia 18 mA. Wiązkę ugiętą rejestrowano licznikiem scyntylacyjnym.

#### 5. Badania składu chemicznego

a. Rozkład liniowy żelaza chromu, wolframu i wanadu wykonano na mikroanalizatorze rentgenowskim f-my Jeol, przy napięciu 25 kV,

b. Analiza spektrograficzna izolatu.

Analizę przeprowadzono w celu stwierdzenia obecności w węglkach pierwiastków domieszkowych stali, tj. miedzi i krzemu. Widmo próbki uzyskane zostało przez bezpośrednie wzbudzenie próbki z krateru elektrody grafitowej, łukiem prądu stałego o natężeniu 10 A. Widmo zarejestrowano na kliszy spektralnej w spektrografie PGS-2 z siatką dyfrakcyjną 651 r/mm, w czasie 61,5 sek. W styku z widmem próbki, naświetlono widmo żelaza spektralnie czystego i proszku R.U ułatwiającego identyfikację linii widmowych.

c. Udział procentowy chromu, w izolacie i osnowie (elektrolicie) wyznaczono metodą fotometryczną. Metodą tą określono także zawartość manganu w izolacie i osnowie oraz molibdenu w izolacie.

### 3. Wyniki badań

#### 3.1. Struktura i własności mechaniczne

Stal NCWV w stanie wyżarzonym posiada budowę złożoną z węglików pierwotnych o kształcie sferoidalnym lub zbliżonym oraz wtórnych sferoidalnych na podłożu ferrytu chromowo-wolframowo-wanadowego (rys.3). Strukturze tej odpowiadają własności mechaniczne podane w tabeli 2.

Tabela 2

Własności mechaniczne wyżarzonej stali NCWV

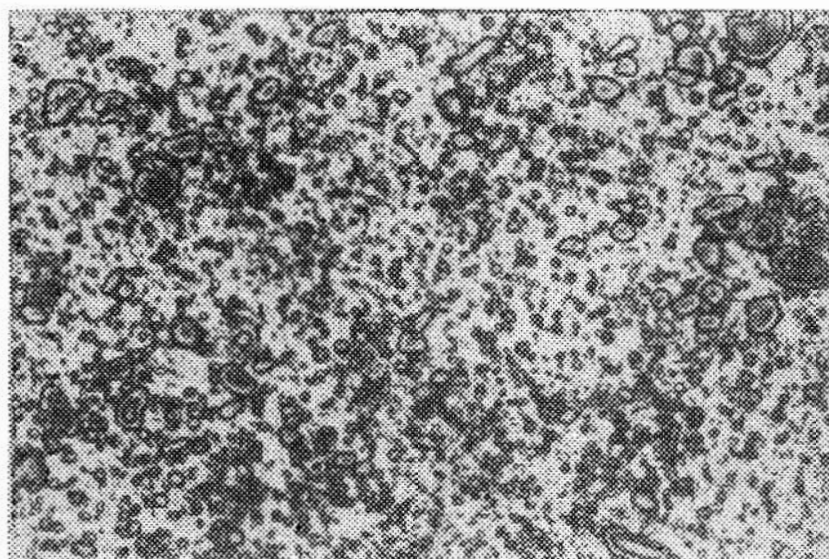
Wielkości mierzone i obliczone	Stal HB	Ferryt $\mu\text{HV}$	Węgliki $\text{M}_7\text{C}_3$ , $\mu\text{HV}$
Twardość	236 (247 HV)	232,4	1094 1930
Odchylenie standardowe, S	3,72	18,26	-
Półprzedział ufności, L	3,6	10,1	-
Wartość modalna, Mo	-	-	1703

Udział ciężarowy węglików w stali wyżarzonej wyznaczony metodą izolacji elektrolitycznej wynosi 24,84%, przy czym  $S=0,412$ , natomiast  $L=0,295\%$ .

#### 3.2. Identyfikacja węglików

Wstępną identyfikację węglików wykonano przez trawienie złądów odczynnikami Murakamiego.

Odczynnik ten barwi węgliki wolframu na brązowo, chromu na pomarańczowo lub czerwono, a wanadu przy dłuższym trawieniu na czarno, podobnie wolframu. Nie zabarwia azotków. Trawienie ujawniło (rys.3), że część frakcji węglików drobnych jest odporniejsza na działanie odczynnika Murakamięgo, tzn. intensywność ich zabarwienia jest bardzo mała.



Rys.3. Obraz węglików po trawieniu odczynnikiem Murakamięgo. Przed trawieniem zgiąd odtłuszczano 15% alkoholowym roztworem acetonu. Trawiono przez okres ok. 3 minut przy temperaturze 293 K

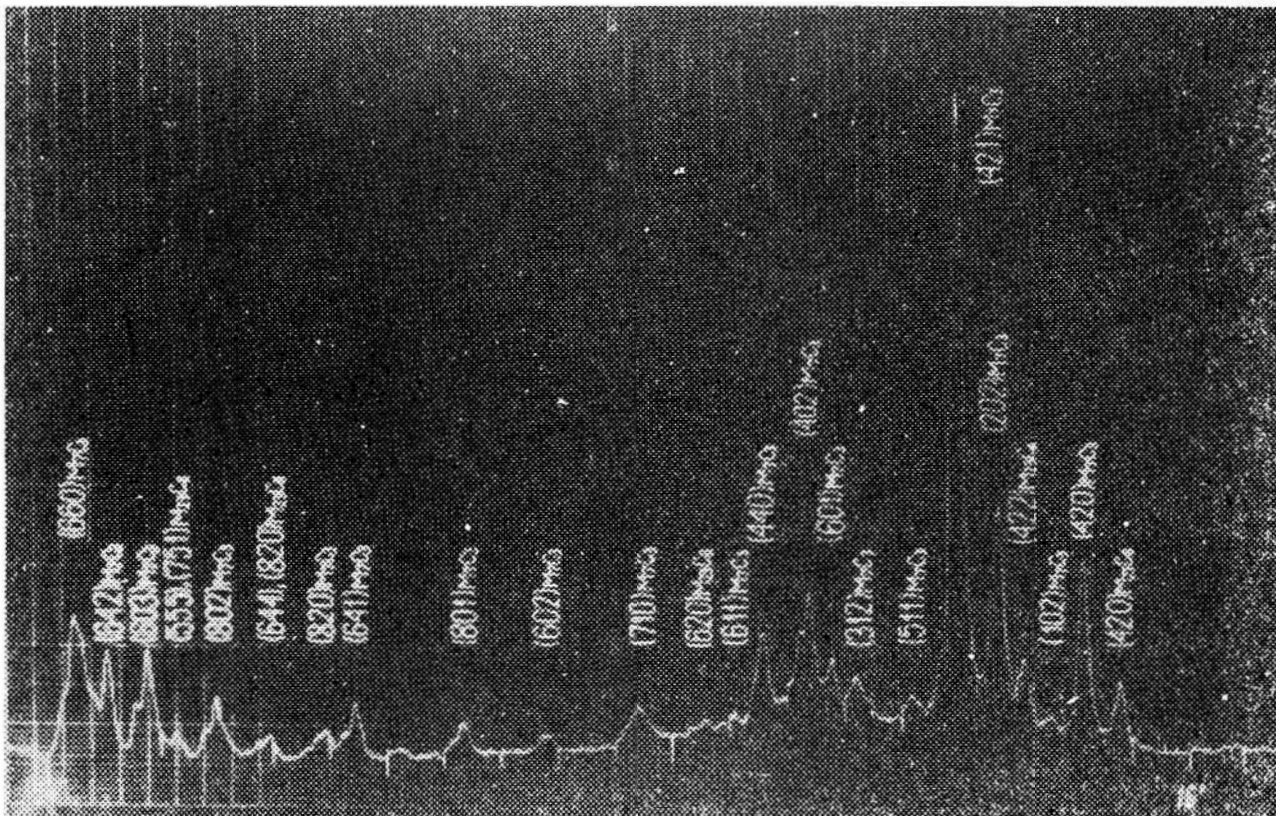
Efekt ten obserwowany wielokrotnie, zanika przy dłuższych czasach trawienia. Rozkład węglików niezabarwionych jest wyraźnie przypadkowy. Istotnym jest, że powyższego zjawiska, tj. różnej intensywności zabarwienia węglików drobnych nie stwierdzono w stalach NC10 i NC11 przy zachowaniu analogicznych warunków przygotowywania zgiądów i trawienia.

Otrzymany efekt trawienia pozwala wnioskować, że w wyżej-  
rzonej stali NC1W występują dwa rodzaje węglików.

Nie można również wykluczyć, że większa odporność pewnej ilości węglików drobnych na działanie odczynnika Murakamięgo wynika z różnic składu chemicznego węglików o tej samej sieci krystalicznej.

Pełną informację odnośnie występowania węglików w wyżarzonej stali dały badania identyfikacyjne rentgenowskie izolatów otrzymanych ze stali na drodze ekstrakcji elektrolitycznej. Z przedstawionego na rys.4 dyfraktogramu wynika, że w izolacie węglkowym występują węgliki  $M_7C_3$  na bazie  $Cr_7C_3$  oraz  $M_{23}C_6$  na bazie węglika  $Cr_{23}C_6$ . Zatem badania rentgenowskie potwierdziły wcześniejszy wniosek sprecyzowany na podstawie uzyskanych efektów trawienia odczynnikiem Murakamięgo.

Nie stwierdzono jednak obecności w izolacie węglika wanadu za występowaniem którego przemawia najwyższe z obecnych w stali pierwiastków powinowactwo chemiczne wanadu do węgla. Identyfikację węglików wanadu  $V_4C_3$ , których udział w stali NCWV nie może być znaczny (z uwagi na niską zawartość wanadu w stali) może utrudniać duża zawartość w izolacie węglików  $M_7C_3$ . Zatem problem identyfikacji węglików wanadu sprowadza się do wyeliminowania z izolatu węglików  $M_7C_3$  oraz występujących w niewielkiej ilości  $M_{23}C_6$ . Węgliki  $M_7C_3$  pierwotne (duże) oddzielono od drobnych metodą sedymentacyjną, a ponieważ badania identyfikacyjne rentgenowskie otrzymanej frakcji węglików drobnych nie wykazały występowania w niej węglików wanadu lecz  $M_7C_3$  i  $M_{23}C_6$  postanowiono węgliki te usunąć z izolatu metodą chemiczną. W tym celu użyto alkoholowy roztwór HCl o stężeniu 1:5 przy czym rozpuszczanie prowadzono przy temperaturze wrzenia roztworu i czasie 6 godzin. Odczynnik ten rozpuszcza węgliki  $M_7C_3$  i  $M_{23}C_6$ , nie rozpuszcza węglika wanadu [13].

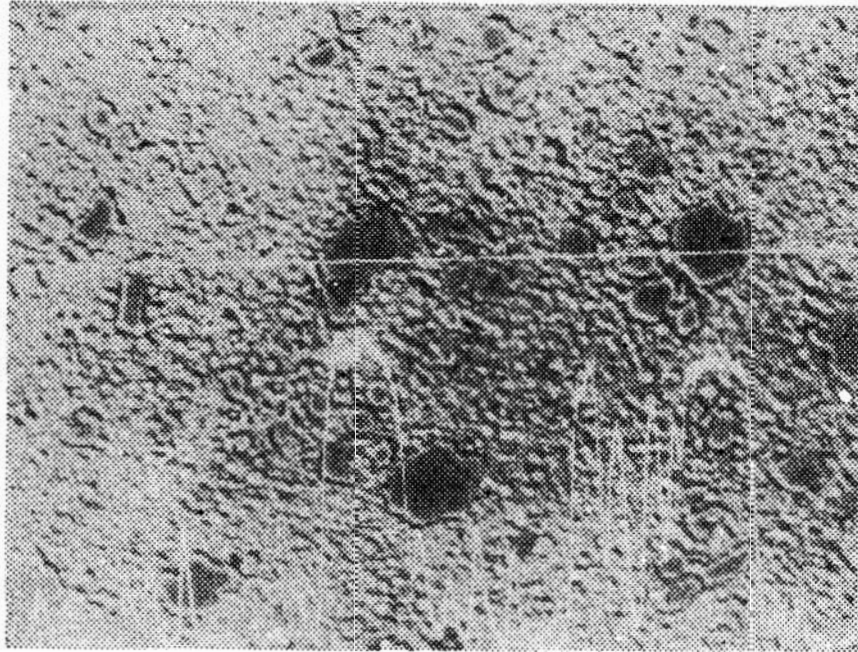


Rys. 4. Dyfraktogram izolatu otrzymanego z wyżarzonej stali NCW. Węglik  $M_7C_3 + M_{23}C_6$

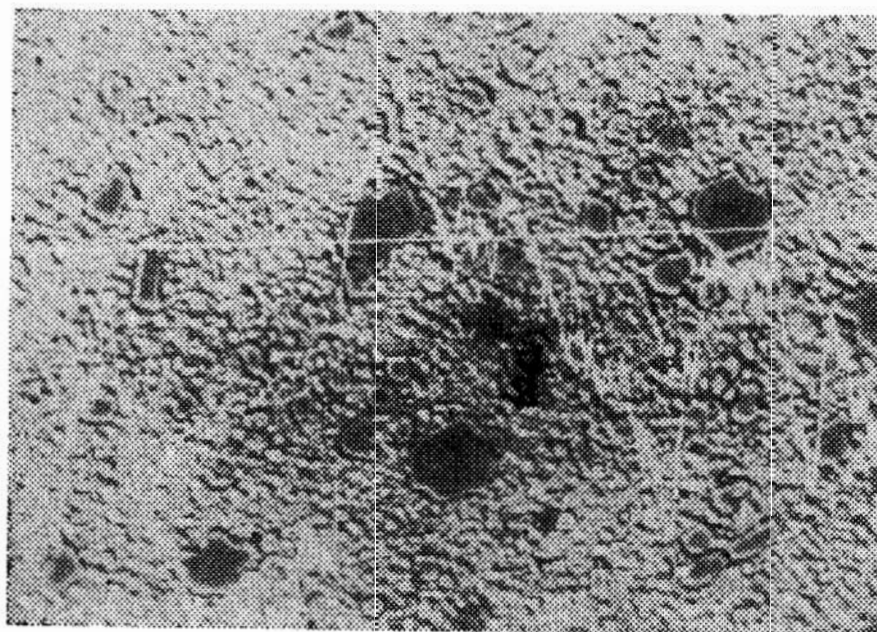
Węglik drobne poddane powyższej obróbce uległy całkowitemu rozpuszczeniu co dowodzi, że wanad w stałej NCW nie tworzy oddzielnej fazy.

### 3.3. Badania składu chemicznego

Rozkład liniowy chromu, wolframu i wanadu w wyżarzanej stali NCiW przedstawiono na rys. 5a,b,c.

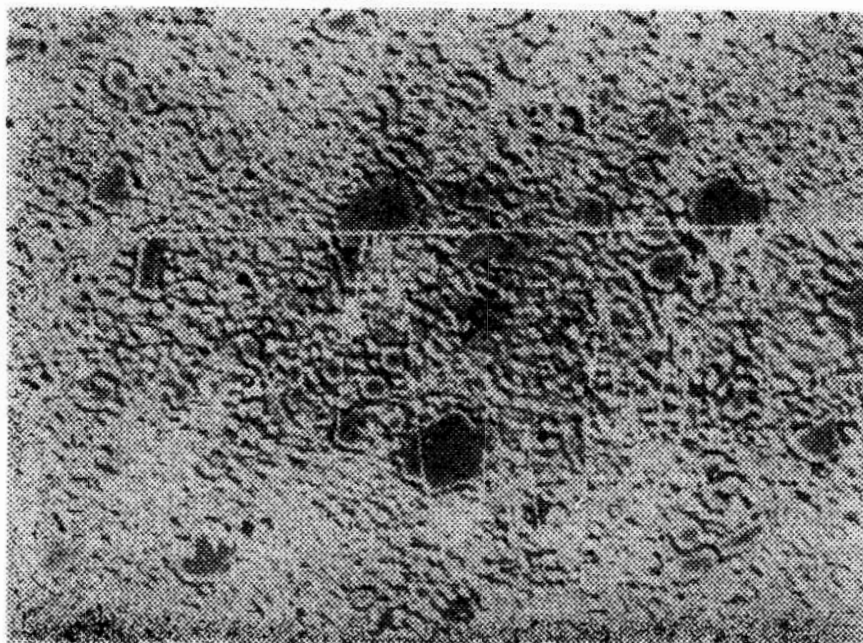


Rys. 5. Rozkład liniowy Cr, W i V w wyżarzanej stali NCiW  
a. rozkład liniowy Cr



b. rozkład liniowy W,





c. rozkład liniowy V

Z rozkładów wynika, że zawartość Cr, W i V w węglkach jest znacznie wyższa niż w osnowie. Poza tym rozkłady sugerują, że udział wyżej wymienionych pierwiastków w węglkach pierwotnych (dużych) jest wyraźnie wyższy niż w drobnych. Wyniki te należy jednak uważać za orientacyjne, ponieważ otrzymane na krzywej rozmieszczenia pierwiastków, małe wysokości pików od węglików drobnych mogą wynikać z ich małych wymiarów. W związku z czym, pewna ilość zarejestrowanego promieniowania może pochodzić od otaczającej węgliki, ubogiej w Cr, W i V, osnowy. Z tego też powodu zrezygnowano z oznaczeń składu chemicznego węglików metodą punktową (przy użyciu mikroanalizatora rentgenowskiego) lecz wykorzystano w tym celu metody klasycznej analizy chemicznej.

Przy czym zawartość Cr, W i V w węglkach ustalono w oparciu o analizy izolatu, a w osnowie elektrolitu. Wyniki oznaczeń przedstawiono w tabeli 3.

Tabela 3.

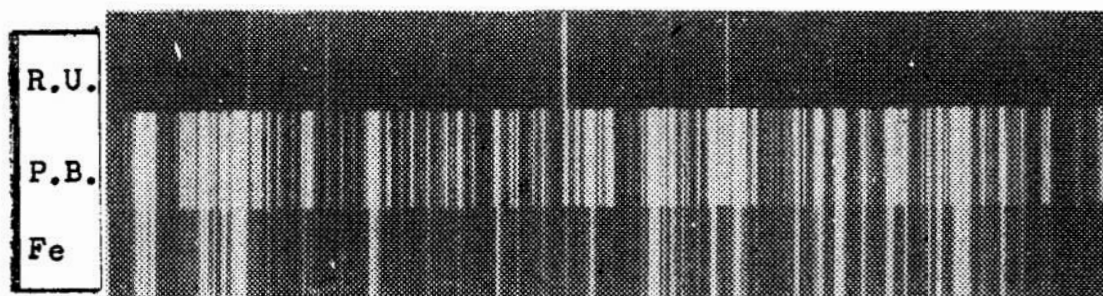
Skład chemiczny izolatu i osnowy wyzarzonej stali NCW

Pierwiastek	Cr	W	V	Mn	Mo
Zawartość w stali, % cięż.	11,56	1,32	0,31	0,44	0,05
Zaw. w izolacie w stosunku do izolatu % cięż.	43,2	4,36	1,13	0,71	0,10
Zawartość w izolacie w stos. do stali, % cięż.	10,73	1,08	0,28	0,18	0,02
Zaw. w osnowie w stosunku do osnowy % cięż.	0,94	0,25	0,034	0,41	0,04 <sup>x</sup>
Zaw. w osnowie w stosunku do stali % cięż.	0,71	0,19	0,025	0,31	0,03 <sup>x</sup>

x - obliczeniowe zawartości pierwiastków

W węglkach wyzarzonej stali NCW poza podstawowymi pierwiastkami jakimi są chrom, żelazo, węgiel występuje wolfram w ilości 4,36% oraz wanad w ilości 1,13%. Duża koncentracja chromu w węglkach powoduje odchromowanie osnowy do zawartości 0,94 %.

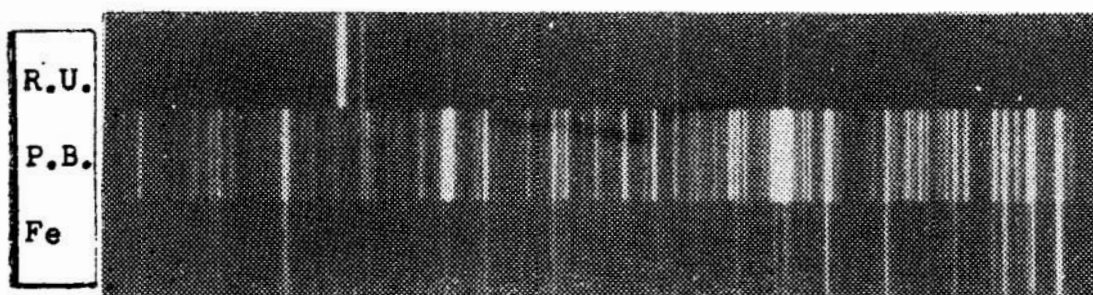
Zawartość wolframu i wanadu w osnowie jest niższa i wynosi odpowiednio 0,25 i 0,034 %. Poza stopowymi pierwiastkami stali w węglkach rozpuszczają się pierwiastki domieszkowe molibden, mangan, krzem i miedź. Występowanie krzemu i miedzi w węglkach stwierdzono metodą spektralną ,rys.6 i 7.



Rys.6. Spektrogram z izolatu wyżarzanej stali NCWV

Linie Si:

- |              |              |
|--------------|--------------|
| 1. 250,69 nm | 2. 251,43 nm |
| 3. 251,61 nm | 4. 251,92 nm |
| 5. 258,45 nm |              |



Rys.7. Spektrogram z izolatu wyżarzanej stali NCWV

Linie Cu:

- |              |
|--------------|
| 1. 324,75 nm |
| 2. 327,39 nm |

Z przeprowadzonej spektralnej analizy jakościowej wynika również, że zawartość tych pierwiastków jest znikoma i mieści się w przedziale 0,01 - 0,001 % cięż.

#### 4. Wnioski

1. Węglik z wyżarzonej stali NCW można izolować elektrolitycznie przy użyciu 5% HCl w H<sub>2</sub>O i następujących warunkach: gęstość prądu 10 mA/cm<sup>2</sup> (prąd stały), temperatura elektrolitu 291± 2K, czas izolacji 18-20 godzin (po 8-10 godz. należy elektrolit wymieniać na świeży).

2. W stali NCW w równowadze z ferrytem (po wyżarzeniu) występują chromowo-żelazowe węgliki M<sub>7</sub>C<sub>3</sub> oraz w niewielkiej ilości M<sub>23</sub>C<sub>6</sub>.

3. W węglikach M<sub>7</sub>C<sub>3</sub> + M<sub>23</sub>C<sub>6</sub> rozpuszcza się chrom w ilości 43,2% cięż. zawartość wolframu wynosi 4,36%, a wanadu 1,13% cięż. W węglikach rozpuszczają się także pierwiastki domieszkowe stali, tj. mangan (0,71%), molibden (0,10%) oraz krzem i miedź, których zawartość mieści się w przedziale 0,01 - 0,001 % cięż.

4. Węglik pierwotne duże cechuje wyraźny rozrzut mikro-twardości, tj. od 1094 do 1930 μHV.

#### Literatura

- 1 Bloom S.O., Grant N.I.: Trans AIME, 188, 1950, s.41-46.
- 2 Tot L.: Karbidy i nitrydy pierzechodnych metaliow, Izd. Mir, Moskwa 1974, s.84.
- 3 Heczko T.H., Dannöhl W.: Stahl und Eisen, 69, 1949, s.85-86.

4. Rapatz F., Kreiner H.: Archiv Eisenhüttenwesen 20, 1949 s.23.  
Swoboda K.
5. Sato T., Honda K.: Tetsu To Hagane 42, 12, 1956, s.1118.  
Nishizawa T.
6. Głowacki Z.: Praca doktorska, Poznań 1964
7. Kuo K.: J.I.S.I 173, 1953, s.363-375.
8. Wever F., Rose A., Eggers H.: wg rel. Houdremonta E.  
Specialnyje stale, t II Moskwa, 1960, s.1066.
9. Gulajew A.P., Bączuk J.: Żurnal Techničeskoj Fizyki,  
11, 1952
10. Berns H.: HTM 29, 4, 1974 s.236-247.
11. Denis B., Huffman D.: Metal Progress 12, 1974, s.74-85.
12. Staska E., Kulmburg A.: Archiv Eisenhüttenwesen 11, 1972,  
s. 855-861.
13. Jurczak K., Lampe J.: Prace Inst. Mech. Prec. 67-1A, 1970  
s. 38-46.
14. Kowalski W.: Prace Inst. Mech. Prec. 4, 1966 s.1-17.

#### Streszczenie

Celem pracy było ustalenie budowy fazowej stali NCW w stanie wyżarzonym zmiękczającym oraz oznaczenia składu chemicznego występujących faz.

W wyniku przeprowadzonych badań ustalono, że w równowadze z ferrytem występują chromowo-żelazowe węgliki  $M_7C_3$  oraz w niewielkiej ilości  $M_{23}C_6$ . W węglikach  $M_7C_3 + M_{23}C_6$  rozpuszcza się chrom w ilości 43,2% cięż. oraz wolfram i wanad

których zawartość wynosi odpowiednio 4,36 i 1,13% cięż. W węglkach występują także pierwiastki domieszkowe stali, tj. mangan (0,71%), molibden (0,10%) oraz krzem i miedź których zawartość mieści się w przedziale 0,01-0,001% cięż..

### Summary

The paper was aimed at the assignment of phase structure of NCWV annealed steel and the meaning of the chemical composition of the phases occurred. During the investigations carried out it was stated that chromium-ferric carbides  $M_7C_3$  as well as a small amount of  $M_{23}C_6$  occur in the equilibrium with ferrite.

In carbides  $M_7C_3 + M_{23}C_6$ , chromium dissolves with the amount of 43.2% by weight as well as tungsten and vanadium of which amount equals to 4.36 and 1.13% by weight, respectively.

Also doped elements of steel, i.e. manganese (71%), molybdenum (10%), and silicon and copper of which amount is in the scope of .01 - .001% by weight, occur in carbides.

### Резюме

Целью работы было раскрытие фазового строения стали после смягчающего обжига и химического состава выступающих фаз. В результате проведенных исследований было установлено, что в равновесии с ферритом выступают хромисто-ферритовые карбиды  $M_7C_3$  и в небольшом количестве  $M_{23}C_6$ . В карбидах  $M_7C_3 + M_{23}C_6$  растворяется хром в количестве 43,2% веса а также вольфрам и ванадий; содержание которых составляет - соответственно - 4,36 и 1,13% веса. В карбидах выступают также добавочные для стали элементы, такие как марганец /0,71%/ , молибден /0,10%/ а также кремний и медь, количество которых находится в интервале 0,01 - 0,001% веса.