

PODSTAWY I TECHNIKA OBRÓBKI ŚCIERNEJ

pod redakcją
Andrzeja Gołąbczaka
i Bogdana Kruszyńskiego



XXXIII
NSOS
ŁÓDŹ - 2010



Biblioteka Główna PŁ
Termin zwrotu książki

15 LIP. 2011

31.10.2014

15 GRU. 2014

12 -12- 2016



**POLITECHNIKA ŁÓDZKA
WYDZIAŁ MECHANICZNY
KATEDRA TECHNOLOGII MASZYN
INSTYTUT OBRABIAREK
I TECHNOLOGII BUDOWY MASZYN**



PODSTAWY I TECHNIKA OBRÓBKI ŚCIERNEJ

**pod redakcją
Andrzeja Gołąbczaka
i Bogdana Kruszyńskiego**

ŁÓDŹ 2010

**Monografię przygotowano
w Katedrze Technologii Maszyn
oraz
Instytucie Obrabiarek i Technologii Budowy Maszyn
Wydziału Mechanicznego Politechniki Łódzkiej**

**po patronatem
Sekcji Podstaw Technologii Komitetu Budowy Maszyn
Polskiej Akademii Nauk**



108682

Recenzenci

Włodzimierz Fiks, Andrzej Gołąbczak, Andrzej Koziarski, Bogdan Kruszyński, Tadeusz Marciniak, Ryszard Przybył, Franciszek Oryński, Mirosław Urbaniak, Ryszard Wójcik

Opracowanie techniczne:
Włodzimierz Fiks, Marcin Gołąbczak

© Politechnika Łódzka, Wydział Mechaniczny
ul. B. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź

Prace poligraficzno - wydawnicze:
Agencja „MAGA”
www.agencjamaga.pl

ISBN 83-920269-4-2

Łódź 2010, wyd. I, ark. wyd. 35, nakład 100 egz., format B-5

6DA-001/205/2011

Spis treści

Bogdan Kruszyński: 65 lat Wydziału Mechanicznego Politechniki Łódzkiej	9
Kazimierz E. Oczóś: Doskonalenie walorów użytkowych szlifowania	17

MATERIAŁY I NARZĘDZIA ŚCIERNE

Adam Barylski: Analiza rowkowania docieraków tarczowych	23
Henryk Biegalski: Wartościowanie jakości ściernic do przecinania z zastosowaniem samoistnego stopniowania ważności kryteriów	33
Ryszard Dębowski: Ocena temperatury pracy wierzchołków ziaren diamentowych stojącego obciążacza wieloziarnistego	43
Czesław Niżankowski: Wpływ struktury ziaren ściernych korundów spiekanych na ich zdolność skrawną	53
Marcin Skowron, Robert Święcik, Mirosław Urbaniak: Ocena narzędzi ściernych supertwardych ze spoiwem żywicznym nowej generacji	61
Barbara Staniewicz-Brudnik, Małgorzata Lekka, Elżbieta Bączek, Krystyna Wodnicka, Włodzimierz Wilk: Wpływ sposobu otrzymywania biokompozytu korundowo-szklistego na jego mikrostrukturę i biokompatybilność	71
Marcin Szajder, Mirosław Urbaniak: Specyficzna sieć neuronowa w systemie projektowania ściernic ze spoiwem żywicznym	81
Mirosław Urbaniak: Porównanie właściwości wybranych spoiw żywicznych	93

KSZTAŁTOWANIE I BADANIA WŁAŚCIWOŚCI NARZĘDZI ŚCIERNYCH

- Paweł Leżański:** Wykorzystanie pomiaru drgań do nadzorowania makrogeometrii CPS..... 107
- Józef Kaczmarek:** Wpływ ułożenia siatek wzmacniających w ściernicach do przecinania na właściwości fizyczne związane z ugięciem i wytrzymałością117
- Marcin Skowron, Mirosław Urbaniak:**
Metoda oceny właściwości skrawnych ściernic supertwardych ze spoiwem żywicznym 125
- Marek Dohnalik, Jadwiga Zalewska, Jan Kaczmarczyk, Barbara Staniewicz-Brudnik:** Zastosowanie mikrotomografii do bezinwazyjnej analizy struktury porowej materiałów ceramicznych 135
- Krzysztof Nadolny:** Pomiar zarysu osiowego czynnej powierzchni ściernicy z nakrojem stożkowym metodą pneumatyczną 145
- Wojciech Kapłonek, Krzysztof Nadolny:** Zastosowanie skaterometrii laserowej oraz technik przetwarzania i analizy obrazu do oceny czynnej powierzchni ściernic z mikro-krystalicznego korundu spiekaneego SG 153
- Krzysztof Nadolny, Jarosław Plichta:** Analiza warunków pracy ziaren ściernych na czynnej powierzchni ściernicy metodą szlifowania wgłębnego 165
- Wojciech Kacalak, Katarzyna Tandecka, Robert Tomkowski:**
Metodyka analizy i oceny topografii powierzchni czynnej folii ściernych 177
- Wojciech Kacalak, Katarzyna Tandecka:** Metodyka oceny topografii folii ściernych ze szczególnym uwzględnieniem rozmieszczenia ziaren ściernych 193

Wojciech Kapłonek, Wojciech Musiał: Detekcja i analiza
zalepień powierzchni czynnej ściernic diamentowych
z wykorzystaniem skaterometrii laserowej oraz
komputerowej analizy obrazu 205

MODELOWANIE I SYMULACJA NARZĘDZI ORAZ PROCESÓW OBRÓBKI ŚCIERNEJ

Mariusz Deja: Modelowanie zużycia narzędzia
w mikroszlifowaniu powierzchni płaskich
z kinematyką docierania 219

**Wojciech Kacalak, Filip Szafraniec, Tomasz Królikowski,
Radosław Kunc, Hanna Remelska:** Wybrane problemy
maksymalizacji wydajności mikro- i nanoszlifowania
dla ograniczeń nałożonych na określone parametry
chropowatości powierzchni 229

Franciszek Oryński, Robert Synajewski, Grzegorz Bechciński:
Model fizyczny do badań symulacyjnych szlifowania
wibracyjnego w kierunku poprzecznym 241

Piotr Kochaniewicz: Badania symulacyjne kształtowania
mikrogeometrii powierzchni otworów pierścieni łożyskowych
szlifowanych ceramicznymi ściernicami z regularnego azotku boru ... 251

BADANIA PROCESÓW OBRÓBKI ŚCIERNEJ

Wojciech Musiał, Mariola Choromańska: Wykorzystanie
metody szlifowania materiałów ceramicznych w warunkach
ciągłego usuwania materiału do obróbki powierzchni tnącej
ceramicznych płytek skrawających 261

Paweł Sutowski, Krzysztof Nadolny: Zastosowanie
sygnału emisji akustycznej do oceny przebiegu procesu
szlifowania otworów 269

Krzysztof Nadolny, Tomasz Okupski: Wpływ udziału objętościowego i mikrostruktury spoiwa szklanokrystalicznego na efektywność jednoprzejściowego szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych w inconelu 600.....	279
Łukasz Żurawski: Modyfikowanie geometrii ostrza skrawającego w głowicy frezowej z wykorzystaniem luźnego ścierniwa diamentowego	289
Czesław Niżankowski, Jacek Męcik: Wspomagana komputerowo predykcja siatki śladów obróbkowych w procesie dogładzania oscylacyjnego bieżni pierścieni łożysk tocznych	295
Lucjan Dąbrowski, Mieczysław Marciniak: Konstytuowanie technicznej warstwy wierzchniej obróbką przetłoczno-ścierną	305
Bożena Ciałkowska, Magdalena Wiśniewska: Nowości w cięciu struną materiałów trudnoobrabialnych	315
Jan Burek, Łukasz Żyłka, Robert Babiarez: Zastosowanie sygnału emisji akustycznej w diagnostyce szlifowania uzębień	323
Jan Burek, Robert Babiarez, Łukasz Żyłka: Analiza emisji akustycznej do nadzorowania procesu szlifowania wałków	331
Marcin Gołąbczak, Andrzej Kubiak, Witold Szymański: Polerowanie struktur półprzewodnikowych na bazie węgliku krzemu	337
Ryszard Wójcik, Radosław Rosik: Glikol propylenowy jako ciecz obróbkowa podawana z minimalnym wydatkiem w strefę szlifowania	349

WŁAŚCIWOŚCI POWIERZCHNI PO OBRÓBCE ŚCIERNEJ

Mite Tomov, Piotr Cichosz, Mikołaj Kuzinovski, Neven Trajčevski: Analysis of the possible influence in determining of the roughness profile in real non-periodic surfaces by application of gaussian and 2RC filters	359
---	-----

- Anna Arasimowicz, Bogdan Nowicki, Andrzej Stefko:**
 Badania nad zastosowaniem docierania do usuwania
 ww. podczas pomiarów naprężeń własnych
 metodą Phillipsa-Waismana 369
- Piotr Kochaniewicz:** Kształtowanie nośności powierzchni
 otworów pierścieni łożyskowych w czasie
 szybkoobrotowego szlifowania ceramicznymi
 ściernicami z regularnego azotku boru 379
- Wojciech Musiał:** Zastosowanie robota przemysłowego
 do wygładzania warstwy wierzchniej powierzchni swobodnych
 materiałów trudnoobrabialnych 389

PROCESY MIKRO- I NANOBRÓBKI ŚCIERNEJ

- Ryszard Lewkowicz, Wojciech Kacalak, Ryszard Ściegienka:**
 Wykończeniowe mikrowygładzanie super gładkich powierzchni
 elementów ceramicznych 399
- Wojciech Kacalak, Tomasz Królikowski, Filip Szafraniec,
 Radosław Kunc, Hanna Remelska:** Metodyka doboru parametrów
 mikro- i nonoszlifowania dla określonych wymagań,
 dotyczących chropowatości powierzchni 413
- Robert Tomkowski, Wojciech Kacalak, Dariusz Lipiński:**
 Analiza właściwości stereometrycznych powierzchni
 w procesach mikro- i nanowygładzania 427
- Wojciech Kacalak, Tomasz Królikowski, Błażej Bałasz:**
 Analiza przemieszczeń materiału w strefie mikroskrawania 441
- Wojciech Kacalak, Filip Szafraniec, Tomasz Królikowski,
 Radosław Kunc, Hanna Remelska:** Wybrane problemy
 maksymalizacji wydajności mikro- i nanoszlifowania
 dla ograniczeń nałożonych na określone parametry
 chropowatości powierzchni 455

HYBRYDOWE PROCESY OBRÓBKI ŚCIERNEJ

- Przemysław Borkowski, Józef Borkowski:** Problematyka submikro-obróbki wielofazową strugą wodno-ścierną 469
- Edward Wantuch, Ryszard Kot, Rafał Kudelski:**
Badania wstępne możliwości diagnostycznych stanu procesu przy cięciu wysokociśnieniowym strumieniem wodnościernym na podstawie cech widma częstotliwościowo-amplitudowego drgań zespołu głowicy tnącej 479
- Andrzej Gołąbczak, Robert Święcik:** Szlifowanie elektroerozyjne AEDG: energochłonność procesu i stan naprężeń własnych w warstwie wierzchniej 489
- Krzysztof Pietnicki, Leszek Klimek:** Wpływ parametrów obróbki strumieniowo-ściernej na ilość cząstek materiału ściernego wbitych w powierzchnię stopu kobaltowo-chromowego 501

URZĄDZENIA TECHNOLOGICZNE I ZAGADNIENIA EKONOMICZNE

- Adam Barylski:** Analiza kinematyki docierarek tarczowych 513
- Czesław Niżankowski, Tadeusz Otko, Wojciech Woźniak:**
Zmierzch grawitacyjnych wyrównoważarek do ściernic 523
- Magdalena Wiśniewska:** Ekonomia procesu wytwarzania ogniw fotowoltaicznych metodą cięcia strunowego 531
- Franciszek Oryński, Grzegorz Bechciński:** Badania doświadczalne dynamiki szlifierki do płaszczyzn przy dobiegu i szlifowaniu wibracyjnym 539
- Ryszard Wójcik, Rosik Radosław, Świerczyński Jakub:**
Badania nad aerozolami i ich wpływem na obniżenie kosztów operacji szlifierskiej..... 549

65 LAT WYDZIAŁU MECHANICZNEGO POLITECHNIKI ŁÓDZKIEJ

Bogdan Kruszyński^{*)}

1. POCZĄTKI

Politechnika Łódzka została powołana dekretem Rady Ministrów z dnia 24 maja 1945 roku. Na początku ustanowiono trzy wydziały: Mechaniczny, Elektryczny i Chemiczny oraz Oddział Włókienniczy. Na pierwszy rok studiów przyjęto 525 studentów, na wyższych latach naukę kontynuowało 458 studentów.

Na Wydziale Mechanicznym, w pierwszym roku działalności powstało 15 Katedr: Matematyki, Mechaniki I, Części Maszyn, Metalurgii, Obróbki Metali I, Obróbki Metali II, Dźwignic, Techniki Ciepłej, Kotłów Parowych, Turbin Parowych i Maszynoznawstwa, Silników Spalinowych Stałych, Silników Samochodowych i Lotniczych, Silników Wodnych i Pomp, Włókiennictwa, Parowozów. Pierwszym Dziekanem Wydziału Mechanicznego został prof. zw. inż. dypl. Bolesław Tołłoczko. W roku akademickim 1945/46 uruchomiono zajęcia na wszystkich czterech latach studiów, na pięciu kierunkach specjalistycznych: energetyczno-konstrukcyjnym, kolejowo-komunikacyjnym, samochodowo-komunikacyjnym, technologicznym i włókienniczym. 1 października 1945 roku studia na Wydziale Mechanicznym rozpoczęło 523 studentów, w tym 259 na pierwszym roku. W początkowym okresie kadra dydaktyczna Wydziału Mechanicznego liczyła 49 osób, w tym 16 profesorów, 7 adiunktów i 26 asystentów.

Zalążkiem bazy dydaktycznej stały się obiekty dawnej fabryki Rosenblatta (rys.1). Część tego budynku istnieje do dzisiaj, mieszcząc między innymi największe na uczelni audytorium im. A. Sołtana, w którym odbywają się najważniejsze dla Uczelni i Wydziału uroczystości.



Rys. 1. Pawilon Główny, ul. Gdańska, 1948 rok
(*Budynek główny fabryki Rosenblatta*)

2. DZISIAJ

Dzisiaj Politechnika Łódzka to 9 wydziałów, niemal 1500 nauczycieli akademickich (w tym blisko 300 profesorów) i ponad 20 000 studentów. W prestiżowym rankingu Perspektyw Uczelnia nasza zajmuje 4. miejsce wśród uczelni technicznych oraz 9. miejsce wśród publicznych szkół wyższych. To również zasługa wysokiej pozycji Wydziału Mechanicznego.

Na naszym Wydziale studiuje dzisiaj ponad 2000 studentów na wszystkich rodzajach studiów. Nasza oferta dydaktyczna to 7 kierunków kształcenia: Mechanika i Budowa Maszyn, Automatyka i Robotyka, Inżynieria Materiałowa, Energetyka, Transport, Mechatronika oraz Zarządzanie i Inżynieria Produkcji. Prowadzimy także zajęcia w Studium Kształcenia Międzynarodowego na kierunkach: Mechanical Engineering and Applied Computer Science, Business and Technology, Gestion et Technologie oraz trzy studia doktoranckie: Budowa i Eksploatacja Maszyn, Mechanika oraz Inżynieria Materiałowa. W tych dyscyplinach mamy uprawnienia do nadawania stopni naukowych doktora i doktora habilitowanego. Utrzymanie tak szerokiej oferty jest możliwe dzięki znakomitej kadrze naukowo-dydaktycznej: ponad 220 nauczycieli akademickich – w tym 21 profesorów. Struktura organizacyjna Wydziału to 3 instytuty oraz 9 katedr.

Wydział Mechaniczny może poszczycić się znakomitą działalnością i dorobkiem. Publikujemy rocznie: kilkanaście monografii ok. 250 artykułów w recenzowanych czasopismach w tym ok. 50 artykułów w czasopismach z listy filadelfijskiej. Uzyskujemy ok. 20-25 projektów badawczych rocznie w tym projekty własne, celowe, rozwojowe czy promotorskie.



Rys. 2. Obecne budynki Wydziału Mechanicznego

Bierzemy udział w projektach kluczowych jak np. „**Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym**” w ramach Programu Operacyjnego Innowacyjna Gospodarka, Priorytet 1. Badania i rozwój nowoczesnych technologii. Celem projektu jest ukierunkowanie realizowanych prac badawczych w branży lotniczej na dziedziny, które mają lub będą miały decydujący wpływ na poprawę pozycji konkurencyjnej polskiej gospodarki ze szczególnym uwzględnieniem przedsiębiorstw z SGPPL "Dolina Lotnicza". Projekt jest realizowany w Instytucie Obrabiarek i Technologii Maszyn (Inteligentny system szlifowania trudno-obrabialnych stopów lotniczych) oraz

w Instytucie Inżynierii Materiałowej (Opracowanie nowej prostszej i tańszej przekładni zębatej w miejsce skomplikowanych i drogich przekładni planetarnych).

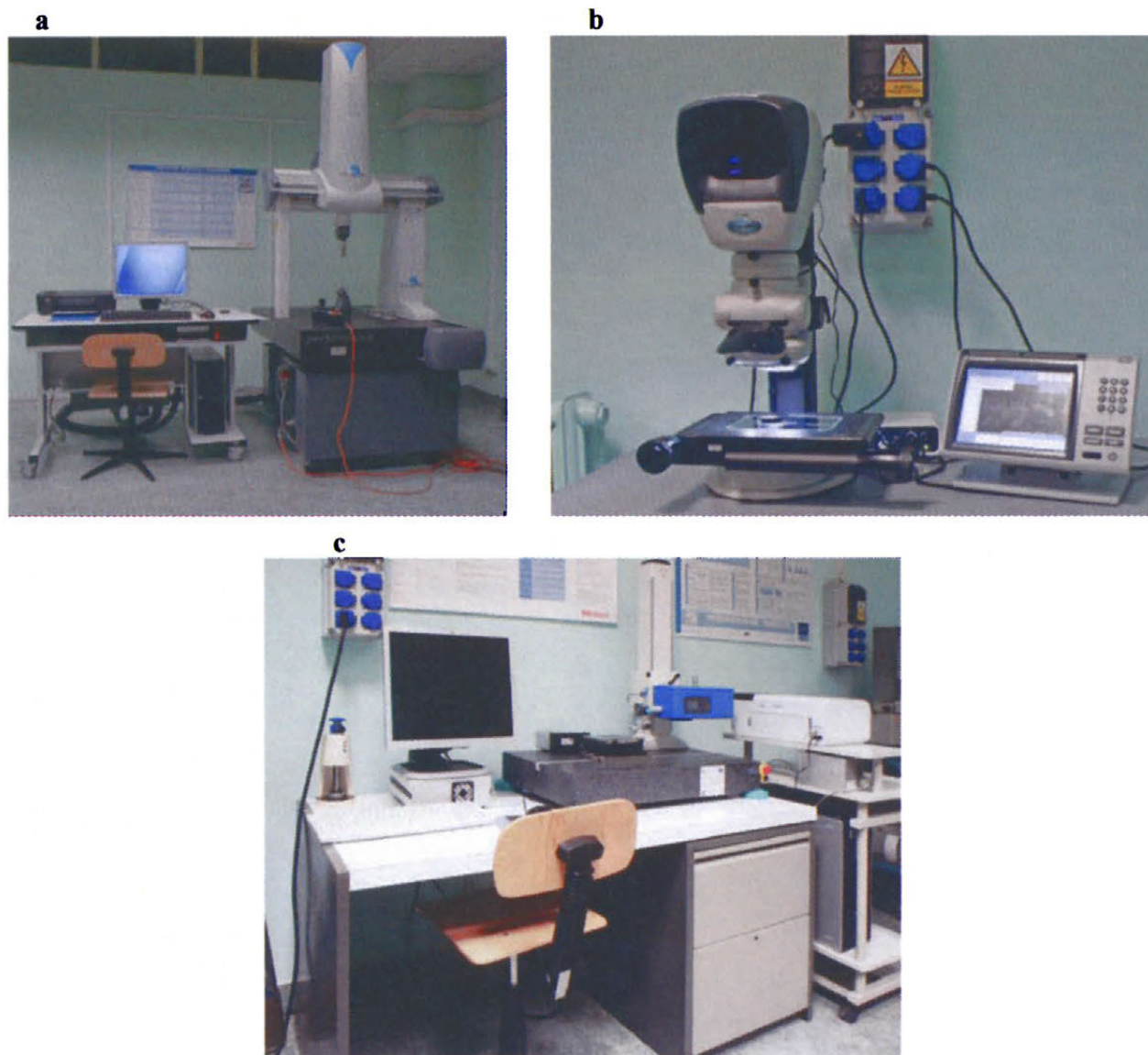
Dbając o rozwój kadry naukowo-dydaktycznej oraz o podniesienie poziomu nauczania realizujemy projekt ramach działania 4.1 Programu Operacyjnego Kapitał Ludzki pt. „Podwyższanie kompetencji kadry akademickiej i umiejętności absolwentów w aspekcie nowoczesnych metod analizy, symulacji i optymalizacji w procesie projektowania i eksploatacji”. Wartość projektu ok. 5 000 000 zł. Głównym celem projektu jest wyrównywanie szans rozwoju Uczelni pod względem oferowanych przez nią usług edukacyjnych poprzez rozszerzenie oferty edukacyjnej oraz podniesienie jakości kształcenia inżynierów. Cel ten będzie realizowany poprzez podniesienie kompetencji kadry akademickiej i jakości nauczania, wdrożenie cyklu specjalistycznych szkoleń, rozszerzenie oferty edukacyjnej Wydziału, przygotowanie i realizację nowych studiów podyplomowych, uruchomienie platformy e-learningowej, współpracę uczelni z potencjalnymi pracodawcami w celu wzmocnienia praktycznych elementów nauczania.

Inwestujemy w rozwój bazy dydaktycznej i naukowej. W ramach Działania: V.3 - Infrastruktura Edukacyjna Regionalnego Programu Operacyjnego Województwa Łódzkiego realizujemy projekt pt. „Dostosowanie infrastruktury edukacyjnej Wydziału Mechanicznego Politechniki Łódzkiej do prognozowanych potrzeb i oczekiwań rynku pracy województwa łódzkiego poprzez zakup wyposażenia przeznaczonego do nowoczesnych metod nauczania”. Wartość projektu ok. 7 000 000 zł.

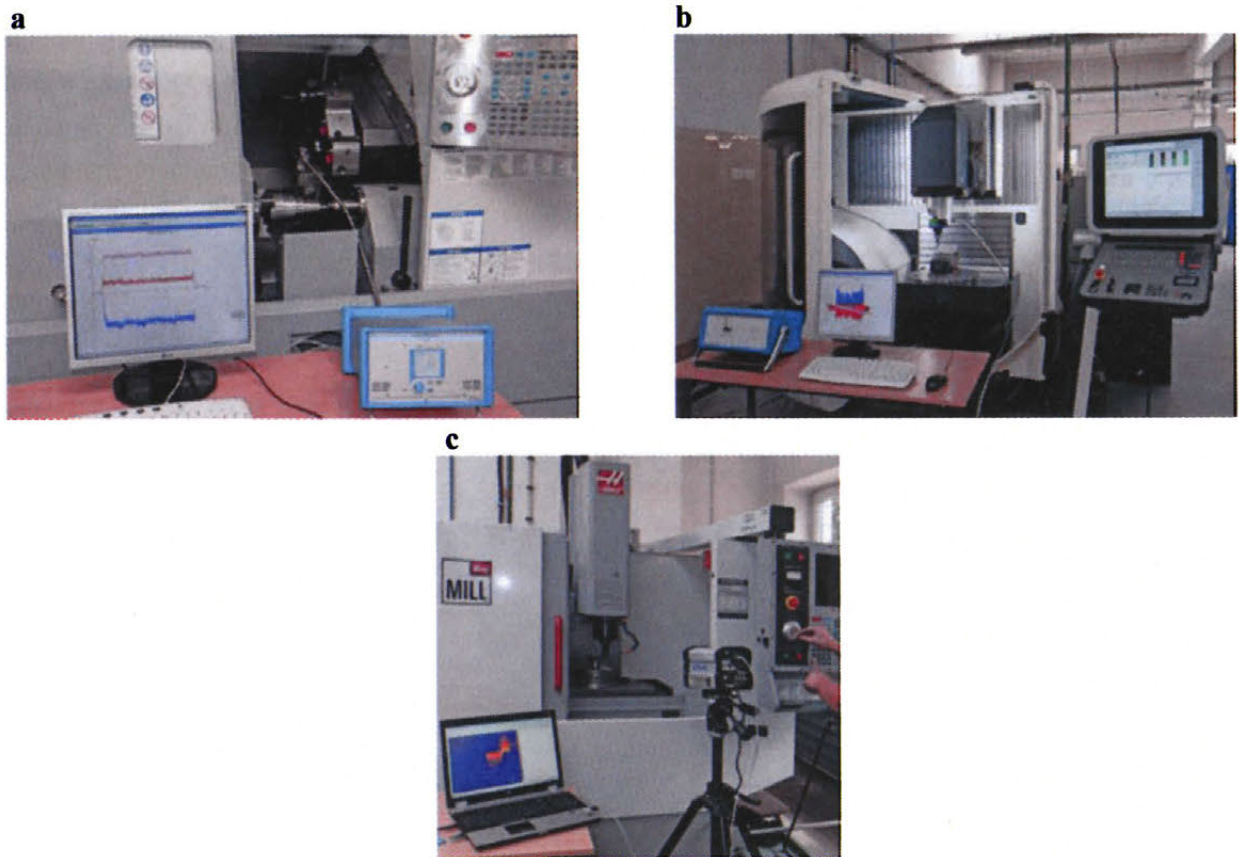
Celem strategicznym projektu jest podniesienie poziomu wykształcenia i liczby absolwentów Wydziału Mechanicznego w zakresie wdrażania i eksploatacji zautomatyzowanych systemów wytwórczych. Cel strategiczny zostanie zrealizowany poprzez stworzenie studentom możliwości nabycia praktycznych umiejętności w zakresie komputerowego wspomaganie przygotowania produkcji dla systemów elastycznych, projektowania i programowania obrabiarek, robotów, serwonapędów elektrycznych, pneumatycznych i hydraulicznych oraz sterowników tych urządzeń oraz podniesienie jakości kształcenia w wymienionym zakresie, wyrażające się dostępem do najnowocześniejszych metod i środków kształcenia praktycznego.

W ramach projektu wyposażone zostaną następujące pracownie: Komputerowego Wspomaganie Przygotowania Produkcji, Technik Wytwarzania, Inżynierii Odwrotnej oraz Szybkiego Prototypowania, Elastycznych Systemów Wytwórczych, Nauki Programowania i Aplikacji Robotów Przemysłowych, Nauki Programowania Serwonapędów i Sterowników Logicznych, Metrologii Wielkości Geometrycznych, Narzędzi i Procesu Skrawania oraz Hydrauliki i Pneumatyki.

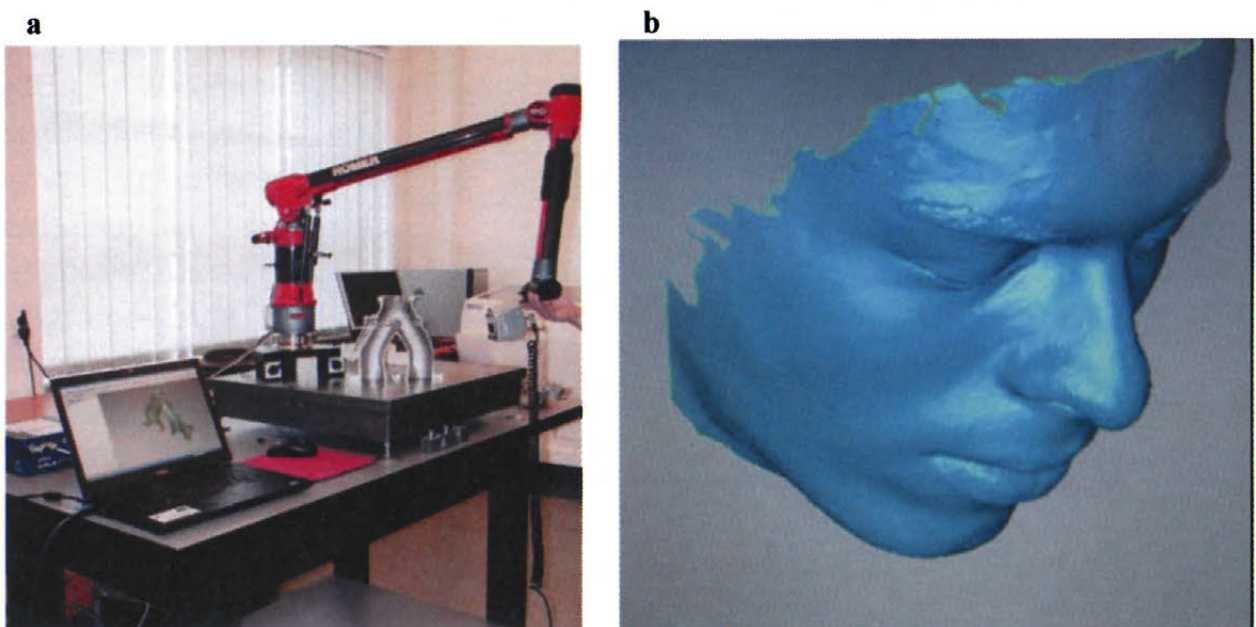
W wyniku realizacji projektu pracownicy naukowo-dydaktyczni oraz pracownicy techniczni Wydziału prowadzić będą mogli zajęcia z wykorzystaniem nowoczesnego sprzętu, w pełni odpowiadającego obecnym wymogom technicznym, umożliwiające kształcenie zgodnie z oczekiwaniami rynku pracy. Korzyści z realizacji projektu związane będą również ze zwiększeniem zainteresowania studiowaniem na kierunkach prowadzonych przez Wydział Mechaniczny.



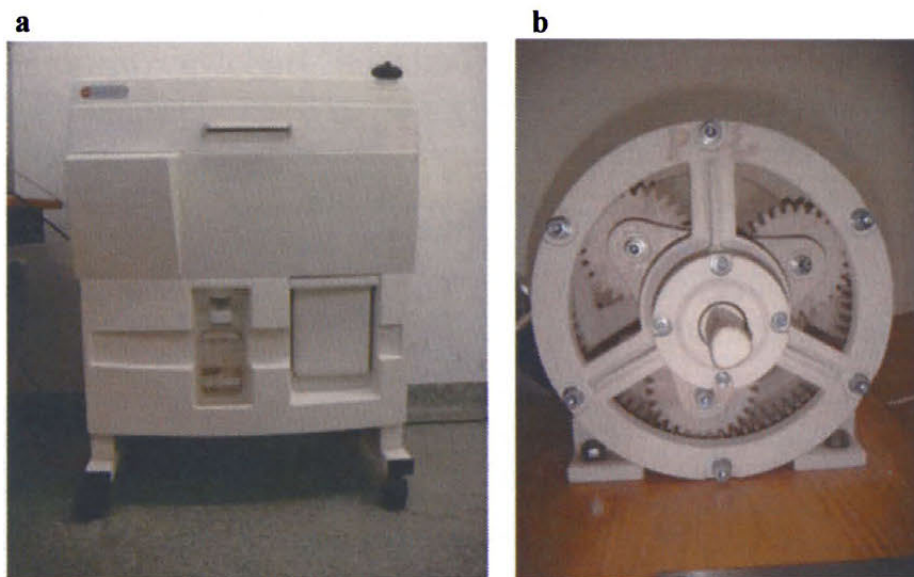
Rys. 3. Pracownia Metrologii Wielkości Geometrycznych: a) maszyna współrzędnościowa
b) mikroskop pomiarowy, c) profilograf 3D



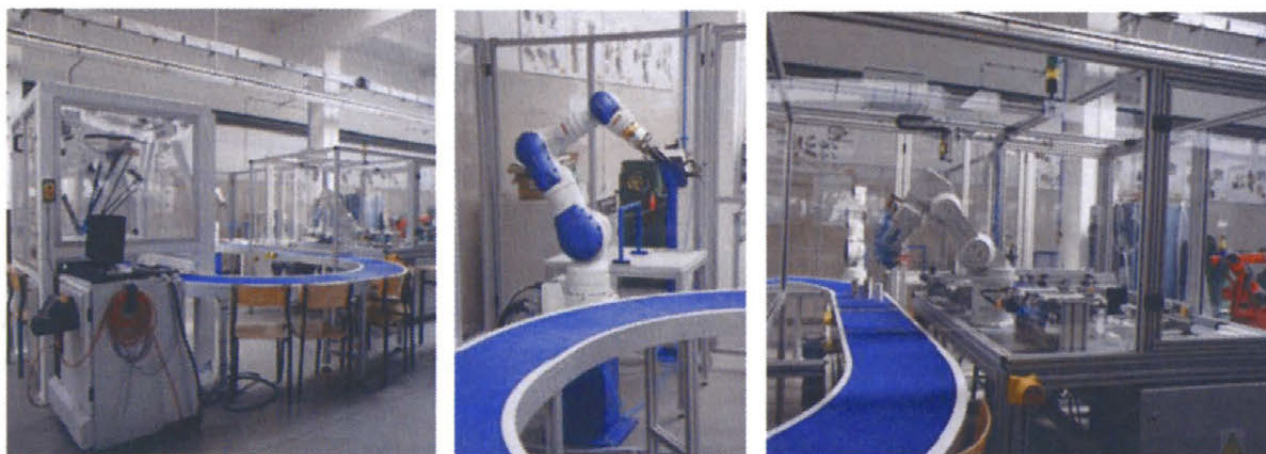
Rys. 4. Pracownia Technik Wytwarzania: a) tokarka CNC z siłomierzem Kistlera, b) frezarka CNC 5-osiowa z siłomierzem obrotowym c) kamera termowizyjna



Rys. 5. Pracownia Inżynierii Odwrotnej: a) ramię pomiarowe ze skanerem laserowym, b) wynik skanowania



Rys. 6. Pracownia Szybkiego Prototypowania:
a) drukarka 3-D, b) prototyp przekładni planetarnej



Rys. 7. Pracownia Nauki Programowania i Aplikacji Robotów Przemysłowych

3. JUTRO

Wydział Mechaniczny stoi przed olbrzymim wyzwaniem. Jesteśmy w przededniu rozpoczęcia najważniejszej, od lat, inwestycji. Jest to tzw. „Fabryka Inżynierów XXI wieku – budowa nowoczesnego obiektu dydaktyczno – laboratoryjnego Wydziału Mechanicznego Politechniki Łódzkiej” – projekt, o wartości 52 mln. zł, realizowany w ramach Programu Operacyjnego Infrastruktura i Środowisko.

W wyniku realizacji projektu powstanie gmach o powierzchni użytkowej 8500m², wyposażony w najnowsze technologie informatyczno-komunikacyjne,

nowoczesne laboratoria i hala technologiczne przeznaczone dla studentów Wydziału Mechanicznego Politechniki Łódzkiej. Budowa rozpocznie się jesienią 2010r. a planowany termin oddania gmachu do użytku to październik 2013r.

Inwestycja bezpośrednio związana jest z potrzebą zwiększania liczby studentów na priorytetowych kierunkach studiów. Wydział Mechaniczny Politechniki Łódzkiej oferuje sześć kierunków kształcenia, które zostały uznane przez MNiSW za strategiczne z punktu widzenia rozwoju gospodarki kraju i jej konkurencyjności na rynku globalnym.



Rys. 7. Projekt architektoniczny nowego gmachu Wydziału Mechanicznego

To z myślą o tych studentach powstanie pięciokondygnacyjne centrum dydaktyczne o standardzie europejskim, w skład którego wchodzić będą m.in.: laboratoria - 4 pomiarowe, 9 technologicznych oraz 9 dydaktycznych, 5 sal wykładowych, 8 sal seminaryjnych, 26 pracowni dydaktycznych i dydaktyczno-laboratoryjnych, 5 pracowni informatycznych, a także 3 sale ICT przeznaczone do pracy dla studentów.

ZAMIAST PODSUMOWANIA

Jest to fascynujący okres dla uczelni, jako że uczestniczą w procesie innowacji poprzez nauczanie, badania i przekaz wiedzy.

Deklaracja Lizbońska

*) prof. dr hab. inż. Bogdan KRUSZYŃSKI, Dziekan Wydziału Mechanicznego, Politechnika Łódzka, Wydział Mechaniczny, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź

DOSKONALENIE WALORÓW UŻYTKOWYCH SZLIFOWANIA

Kazimierz E. Oczóś^{*)}

1. WSTĘP

Szlifowanie, jako najbardziej rozpowszechniony sposób obróbki ścierniej, jest przydatne głównie w dwóch obszarach zastosowania, a to do:

- usuwania relatywnie dużych objętości materiału w jednostce czasu,
- nadawania wyrobom wyjątkowo dokładnych kształtów i wymiarów oraz wykończenia powierzchni przy niewielkiej objętości usuwanego materiału.

Oba te podstawowe obszary zastosowania szlifowania odgrywają nadal niezwykle istotną rolę we współczesnym przemyśle wytwórczym, nie tylko ze względu na nieustanną potrzebę produkowania wyrobów o wyższym poziomie precyzji wykonania, ale również z powodu ciągłych postępów technologii materiałowych. Wiele z materiałów nowej generacji, jak – przykładowo – ceramika techniczna (specjalna), cermety lub kompozyty wzmacniane włóknami czy wiskersami, może być obrabianych w głównej mierze z wykorzystaniem szlifowania. Ze względu na stały rozwój inżynierii materiałowej i jednocześnie dążność do zapewnienia wyrobom niecodziennej precyzji, procesy obróbki ścierniej, a zwłaszcza szlifowanie, będą wykorzystywane jeszcze przez długi czas, co implikuje konieczność nie tylko wnikliwego rozpoznania ich możliwości, ale również określenia preferowanego zakresu i warunków ich stosowania.

Z zasady technologia alternatywna w stosunku do aktualnie stosowanej powinna być korzystniejsza pod względem ekonomicznym, technicznym i ekologicznym. Przy istniejącym w ostatnich kilkudziesięciu latach tempie rozwoju technik wytwarzania, coraz trudniejszy staje się ich optymalny dobór do określonego zadania produkcyjnego. Tradycyjne podejście, przyjmujące kształt i dokładność produkowanych wyrobów za podstawę doboru sposobów wytwarzania, wymaga zmiany na zorientowane kompleksowo na całkowity koszt wytworzenia wyrobu, z uwzględnieniem czynników ekonomicznych, technologicznych i ekologicznych. Jest to uwarunkowane obecną sytuacją na zglobalizowanym rynku światowym, która cechuje się rosnącymi kosztami, ostrą konkurencją i przywiązywaniem coraz większej wagi do aspektów ekologicznych.

BIBLIOTEKA PŁ
108682

Wpłynęła ona inspirująco na powstanie licznych koncepcji, metod czy filozofii, jak przykładowo – *Lean Manufacturing* („odchudzona” produkcja eliminująca wszelkie marnotrawstwa), *Six Sigma* (filozofia polegająca na pozyskiwaniu danych w celu osiągnięcia niemal perfekcyjnej jakości), zwiększony nacisk na redukcję kosztów wytwarzania, bezpieczeństwo i serwis, służących podniesieniu konkurencyjności wszystkich przedsiębiorstw produkcyjnych.

Sektor przedsiębiorstw wytwórczych, w trosce o innowacyjność i konkurencyjność, musi dążyć do stosowania możliwie najefektywniejszych procesów technologicznych i obniżania całkowitych kosztów produkcji. Musi również sprostać kolejnym wyzwaniom, wynikającym m.in. z wprowadzania nowych materiałów konstrukcyjnych, odznaczających się – przykładowo – wyższą odpornością temperaturową czy wytrzymałością właściwą, jak też z podwyższonych wymagań w stosunku do powierzchni i warstwy wierzchniej wyrobów. Wymusza to potrzebę wyboru spośród już wypróbowanych procesów wytwórczych i zastosowania takich rozwiązań technologicznych, które niezawodnie spełniają kryteria produkcji innowacyjnej i ekonomicznej.

2. SKRAWANIE A SZLIFOWANIE

Pomimo obserwowanego postępu w obszarze skrawania narzędziami z geometrycznie określonymi ostrzami, w tym zwłaszcza skrawania materiałów w stanie ich docelowej twardości, szlifowanie zawdzięcza swoją obecną pozycję w technice wytwarzania ustawicznemu rozwojowi walorów użytkowych narzędzi ściernych w postaci różnego rodzaju ściernic, jak też konstrukcji szlifierek, których budowa i charakterystyki eksploatacyjne umożliwiają realizację wielu wysokoefektywnych procesów i strategii obróbki, niejednokrotnie konkurujących ze skrawaniem.

Można tu przytoczyć nowe podjęcie technologiczne, określane jako *machining to grinding* (MTG), polegające na zastępowaniu kosztownych sposobów obróbki skrawaniem z relatywnie większym udziałem wyrobów zabrakowanych, operacjami szlifowania cechującymi się stabilnością, niższymi kosztami i wysoką jakością obrobionych powierzchni. Czynniki decydujące o wyższej efektywności procesu MTG w stosunku do skrawania wynikają z aktualnego poziomu zaawansowania narzędzi ściernych, wyższej wydajności obróbki materiałów trudnoskrawalnych, „odchudzenia” produkcji i zdolności do uzyskiwania wyższej niż w skrawaniu jakości obrabianych powierzchni.

Do przykładowych zastosowań MTG należy zaliczyć modyfikacje łańcuchów procesowych obróbki polegające na:

- całkowitym wyeliminowaniu skrawania utwardzonego powierzchniowo półwyrobu i zastąpienie go szlifowaniem wykończeniowym,

- zastąpieniu przed obróbką cieplną skrawania na miękko półwyrobu szlifowaniem ściernicą wielkoporową,
- bezpośrednim szlifowaniu na gotowo utwardzonego na wskroś materiału z wyeliminowaniem operacji jego skrawania w stanie miękkim.

3. SZLIFOWANIE WYSOKOEFEKTYWNE

Efektywność procesu szlifowania zależy przede wszystkim od przyjętej strategii jego realizacji. Skonfigurowanie procesu rozpoczyna dobór właściwego narzędzia obróbkowego w postaci ściernicy lub ściernic. Następnie dokonuje się wyboru szlifierki pod kątem przyjętej do zastosowania odmiany procesu szlifowania, który może być podzielony na szlifowanie zgrubne (wstępne) i szlifowanie wykończeniowe (ostateczne). Końcową czynnością jest określenie dla obu części procesu danych nastawnych szlifierki.

Doskonalenie zdolności wytwórczych ściernic nicustannie znajduje się w centrum uwagi ich producentów. Pomimo wyższych kosztów inwestycyjnych narzędzi ściernych z regularnego azotku boru i diamentu, sukcesywnie zastępują one konwencjonalne ściernice w najróżnorodniejszych zastosowaniach. W celu najbardziej efektywnego wykorzystania potencjału supertwardych ściernic, rozwój ich zastosowań dokonuje się coraz częściej w ścisłej współpracy z użytkownikami i w dostosowaniu do indywidualnych zadań obróbkowych. Dotyczy to również ukształtowań czynnych powierzchni ściernic czy też ich budowy wielostrefowej o zróżnicowanych rodzajach, wielkościach, czy koncentracjach ziaren ściernych.

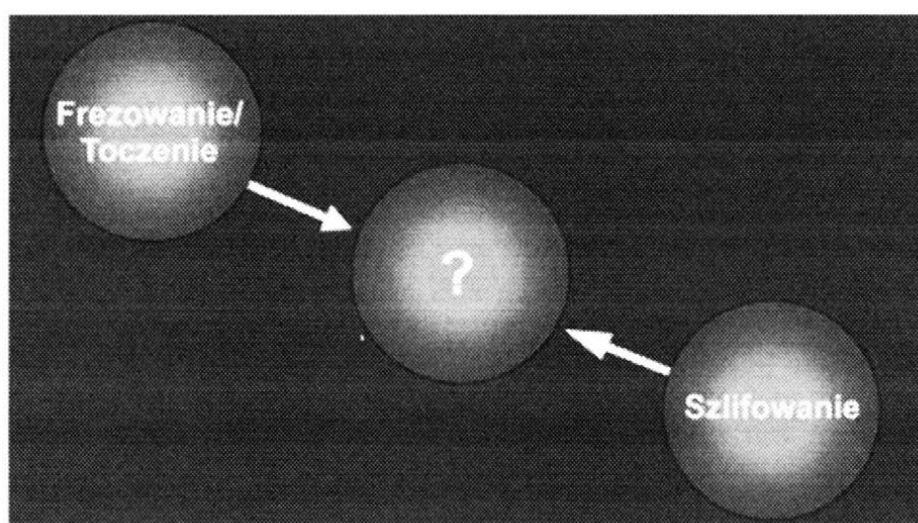
Ostatnie dwie dekady stanowiły okres dopracowywania i umacniania użytecznej roli i znaczenia wysokoefektywnych procesów szlifowania w technice wytwarzania. Dążenie do zwiększania produktywności, elastyczności, dokładności i jakości w operacjach szlifierskich spowodowało coraz szersze wykorzystywanie w praktyce przemysłowej procesów o podwyższonej lub wysokiej efektywności, jak szlifowania z dużymi prędkościami obwodowymi ściernic, szlifowania głębokiego w różnych odmianach, szlifowania jednoprzęściowego, szlifowania z ciągłym sterowaniem torem ściernicy, szlifowania z dużą prędkością posuwu przedmiotu czy dwustronnego szlifowania powierzchni płaskich z kinematyką planetarną.

Rozszerzaniu możliwości zwiększania efektywności szlifowania stale towarzyszy rozwój konstrukcji szlifierek. Wyraźnie widoczny jest trend do podwyższania sztywności i zdolności tłumienia drgań systemów maszynowych przez stosowanie korpusów mineralnych, jak też do doskonalenia komponentów maszynowych i napędów oraz integracji nowoczesnych technik pomiarowych i regulacyjnych. Przykładami tego są zastosowania wysokodynamicznych napędów bezpośrednich, pomiarowego nadzorowanie procesu czy szybkich systemów

zmiany przedmiotów i narzędzi ściernych w celu skracania czasów pomocniczych. Z kolei wyposażanie maszyn w nowoczesne sterowania NC w połączeniu z możliwościami nowego oprogramowania symulacyjnego odgrywa decydującą rolę dla elastycznego wykorzystywania obecnie oferowanych szlifierek. Jak wykazał bowiem rozwój frezowania, zastosowaniu oprogramowania symulacyjnego i systemów CAD/CAM do planowania procesu szlifowania i generowania torów narzędzia należy przypisać szczególnie znaczący potencjał wytwórczy.

4. PRZYSZŁOŚĆ SZLIFOWANIA

Przyszłość szlifowania jest uzależniona nie tylko od innowacyjnej techniki maszynowej, stałych postępów w budowie narzędzi szlifierskich i obciążających oraz doskonalenia warunków realizacji procesu obróbkowego, ale również od pogłębiania wiedzy o wzajemnych relacjach zachodzących między jego parametrami.



Systemy szlifierskie będą musiały dysponować odpowiednią wydajnością ubytkową i możliwością zachowania równowagi między wydajnością a precyzją wytwarzania. Budowę szlifierek czy centrów wielozadaniowych, realizujących m.in. różne sposoby kształtowania ubytkowego, będzie musiał cechować wysoki stopień automatyzacji i bezpieczeństwa. Jednym słowem będzie to już nowa era techniki wytwarzania.

^{*)} prof. zw. dr inż. Kazimierz E. OCZOŚ, Politechnika Rzeszowska Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa, Katedra Techniki Wytwarzania i Automatyzacji, Rzeszów, ul. W. Pola 2

MATERIAŁY I NARZĘDZIA ŚCIERNE

ANALIZA ROWKOWANIA DOCIERAKÓW TARCZOWYCH

Adam Barylski^{*)}

STRESZCZENIE: *W pracy przedstawiono ważniejsze problemy rowkowania tarcz docierających do obróbki powierzchni płaskich. Omówiono kinematyczne aspekty rowkowania docieraków. Zamieszczono przykładowe wyniki analiz symulacyjnych.*

1. WSTĘP

W zależności od stawianych wymagań technologicznych obrabianym elementom płaskim, gdzie obróbka bardzo dokładna jest konieczna, stosowane jest docieranie wstępne, dokładne lub precyzyjne na docierarkach tarczowych. Do czynników, które mają wpływ na przebieg i efekty obróbki, należą: docierak (tarcza docierająca), jego konstrukcja (jednolita lub składana), gatunek i właściwości materiału (jednolity lub budowa wielomateriałowa) i stan powierzchni czynnej (płaskość, sposób rowkowania). Tarcze jednolite (najczęściej żeliwne) wykorzystywane w obróbce precyzyjnej są zwykle gładkie (bez rowków), w przypadku docierania wstępnego i dokładnego – stosowane jest rowkowanie powierzchni roboczej. Podstawowym zadaniem rowków jest magazynowanie i równomierne rozprowadzanie czynnika docierającego (zawiesiny lub pasty ścierniej), a także odprowadzanie produktów docierania poza strefę obróbki (na zewnątrz docieraka). Kształt rowków oraz ich rozmieszczenie uzależnione jest od kinematyki układu wykonawczego docierarki, wielkości i zarysu powierzchni obrabianej, charakterystyki czynnika docierającego i sposobu jego dawkowania oraz wymiarów gabarytowych docieraka [1].

W praktyce produkcyjnej wymiary tych rowków zawierają się najczęściej w przedziale: szerokość 0,5 - 8 mm, odstęp między rowkami 1 - 20 mm. Głębokość rowków uwzględniać powinna zapas tarczy docierającej na zużycie i jej sztywność. Zwykle kształt i wymiary rowków nacinanych na powierzchni docieraka tarczowego dobierane są doświadczeniowo [2]. Prowadzone są też badania symulacyjne ruchu zawiesiny ścierniej w rowkach [4] oraz obliczenia wynikające z analiz kinematyki docierarki [1]. Poniżej przedstawiono przykład tego typu

Przy założeniu braku obrotu przedmiotów wokół własnej osi, dowolny punkt A (na przedmiocie obrabianym, separatorze) wykonuje ruch złożony, będący wynikiem prędkości kątowej separatora ω_2 i tarczy docierającej ω_1 . Wektor ρ okresowo przyjmuje wartości maksymalne przy $\varphi_1 - \varphi_2 = 2\pi k$ (gdzie $k=1,2,3 \dots$). Biorąc pod uwagę, że: $\Phi_{1r} = \omega_1\tau$ i $\Phi_{2r} = \omega_2\tau$, wyznaczyć można czas po jakim wektor ρ osiągnie maksimum [3]:

$$\tau = 2\pi(|\omega_1 - \omega_2|)^{-1} \quad (1)$$

Z kolei:

$$\text{tg } \Theta_2 = y_A'(\tau) [x_A'(\tau)]^{-1} \quad (2)$$

zaś:

$$x_A = r_1 \cos \Phi_{1r} + r_2 \cos \Phi_{2r} \quad (3)$$

$$y_A = r_1 \sin \Phi_{1r} + r_2 \sin \Phi_{2r} \quad (4)$$

czyli:

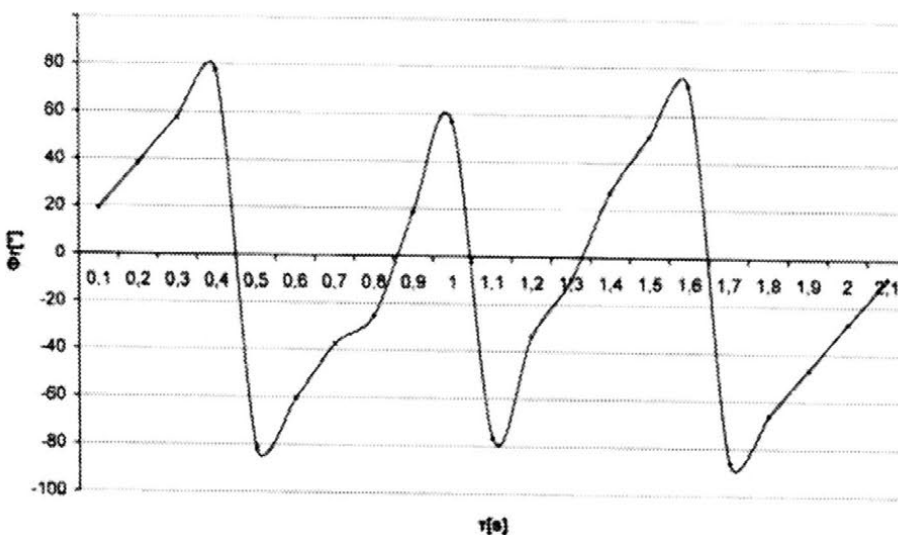
$$x_A'(\tau) = -r_1 \omega_1 \sin(\omega_1 \tau) - r_2 \omega_2 \sin(\omega_2 \tau) \quad (5)$$

$$y_A'(\tau) = r_1 \omega_1 \cos(\omega_1 \tau) + r_2 \omega_2 \cos(\omega_2 \tau) \quad (6)$$

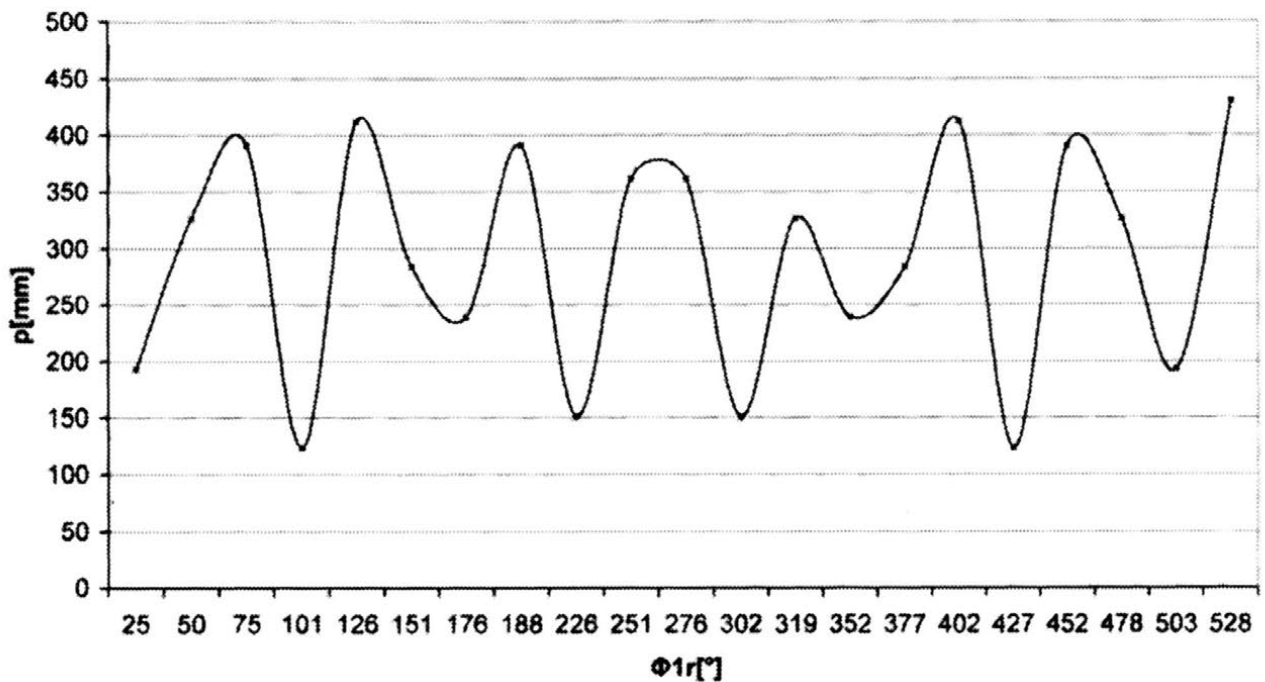
a zatem:

$$\text{tg } \Theta_2 = -[\cos(\omega_1 \tau) + r_2 r_1^{-1} \omega_2 \omega_1^{-1} \cos(\omega_2 \tau)] [\sin(\omega_1 \tau) + r_2 r_1^{-1} \omega_2 \omega_1^{-1} \sin(\omega_2 \tau)]^{-1} \quad (7)$$

Zmienność kąta Φ_r w czasie (pomiędzy wektorem ρ i osią X) podano na rys. 3, zaś zależność wartości wektora ρ od kąta Φ_{1r} – na rys. 4.



Rys. 3. Zmienność kąta Φ_r w czasie



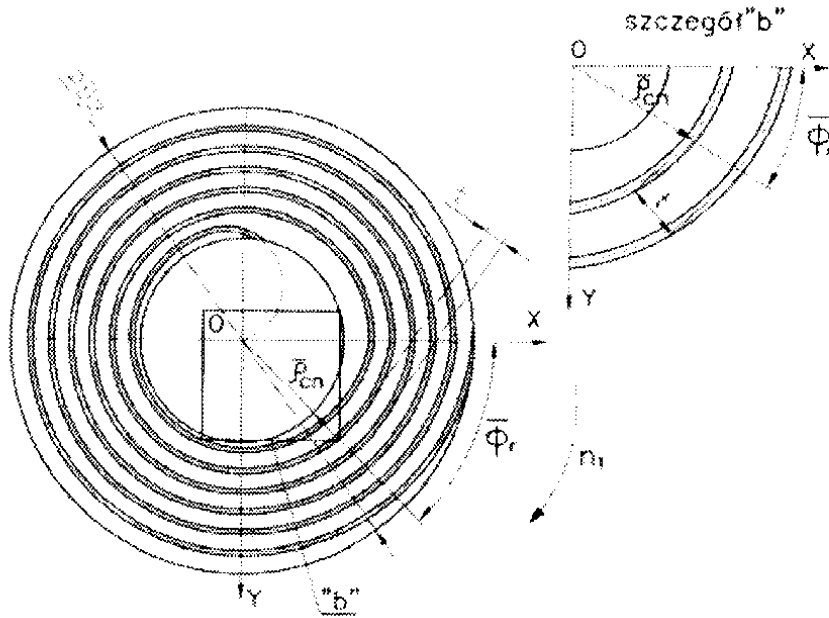
Rys. 4. Zmienność wartości wektora ρ (chwilowego położenia analizowanego punktu A w układzie) od kąta Φ_{1r} (kąt pomiędzy wektorem r_1 i osią X)

Kąt zaś Θ_1 jest zależny od kształtu rowków naciętych na powierzchni roboczej docieraka i będzie tu rozpatrywany jako spirala Archimedesesa, bądź w postaci współśrodkowo lub ekscentrycznie rozmieszczonych okręgów. Analizę przeprowadzono dla docierarki jednotarczowej o następującej charakterystyce:

- średnica zewnętrzna narzędzia $D_z = 900$ mm,
- maksymalna szybkość obrotowa tarczy docierającej $n_{1 \max} = 60 \text{ min}^{-1}$,
- maksymalna szybkość obrotowa separatora przedmiotowego (pierścieni prowadzących) $n_{2 \max} = 50 \text{ min}^{-1}$,
- średni promień narzędzia $r_1 = 275$ mm,
- odległość punktu na powierzchni docieranej od środka separatora $r_2 = 155$ mm (wielkość przyjęto tu przykładowo do obliczeń, podobnie jak obroty tarczy docierającej $n_1 = 42 \text{ min}^{-1}$ i separatora $n_2 = 28 \text{ min}^{-1}$).

2.1. Rowki w kształcie spirali Archimedesesa

Schemat pierwszej wersji rowkowania docieraka tarczowego ilustruje rysunek 5.



Rys. 5. Schemat tarczy docierającej z rowkami w kształcie spirali Archimedesa

Przy obliczaniu kąta Θ_1 należy wziąć pod uwagę, iż:

$$\rho_{cn} = (x^2 + y^2)^{1/2} \quad (8)$$

oraz:

$$\cos\Phi_r = x \rho_{cn}^{-1} \quad (9)$$

$$\sin\Phi_r = y \rho_{cn}^{-1} \quad (10)$$

Ponieważ:

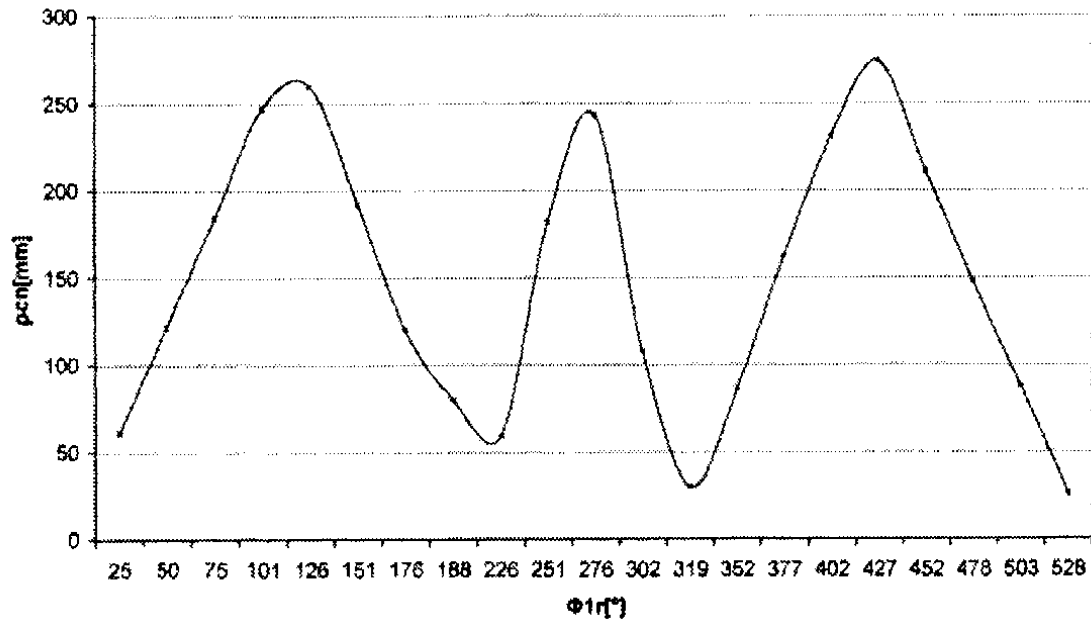
$$\rho_{cn} = (2\pi)^{-1} t \Phi_r \quad (11)$$

gdzie t – odległość pomiędzy rowkami (skok spirali); założono $t = 20\text{mm}$,

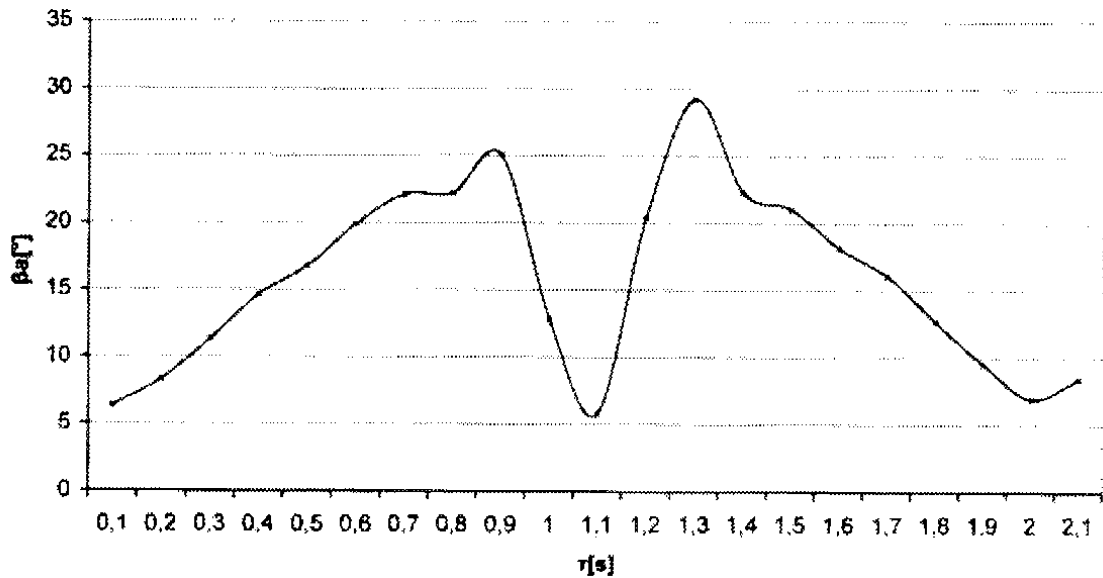
czyli:

$$\text{tg}\Theta_1 = [-2\pi \rho_{cn} + t \text{tg}\Phi_r] [2\pi \rho_{cn} \text{tg}\Phi_r - t]^{-1} \quad (12)$$

Przykładowo, dla $\tau = 0,1$ s i dla pozostałych przyjętych założeń: $\Theta_1 = -73,6^\circ$, zaś $\Theta_2 = -67,3^\circ$, czyli kąt ataku $\beta = 6,3^\circ$. Zmienność wartości promienia ρ_{cn} (dla $\tau = 0,1 - 2,1$ s) obrazuje rysunek 6, zaś przebieg wartości kąta ataku β_a dla rowków w kształcie spirali Archimedesa – rys.7. Jak wynika z przeprowadzonych obliczeń kąt ten do czasu $\tau = 0,9$ s wzrasta (do ok. 25°), następnie dość szybko maleje (do ok. 7°) i z kolei wzrasta do prawie 30° , by przez następne 0,8 s zbliżyć się ponownie do wartości 7° .



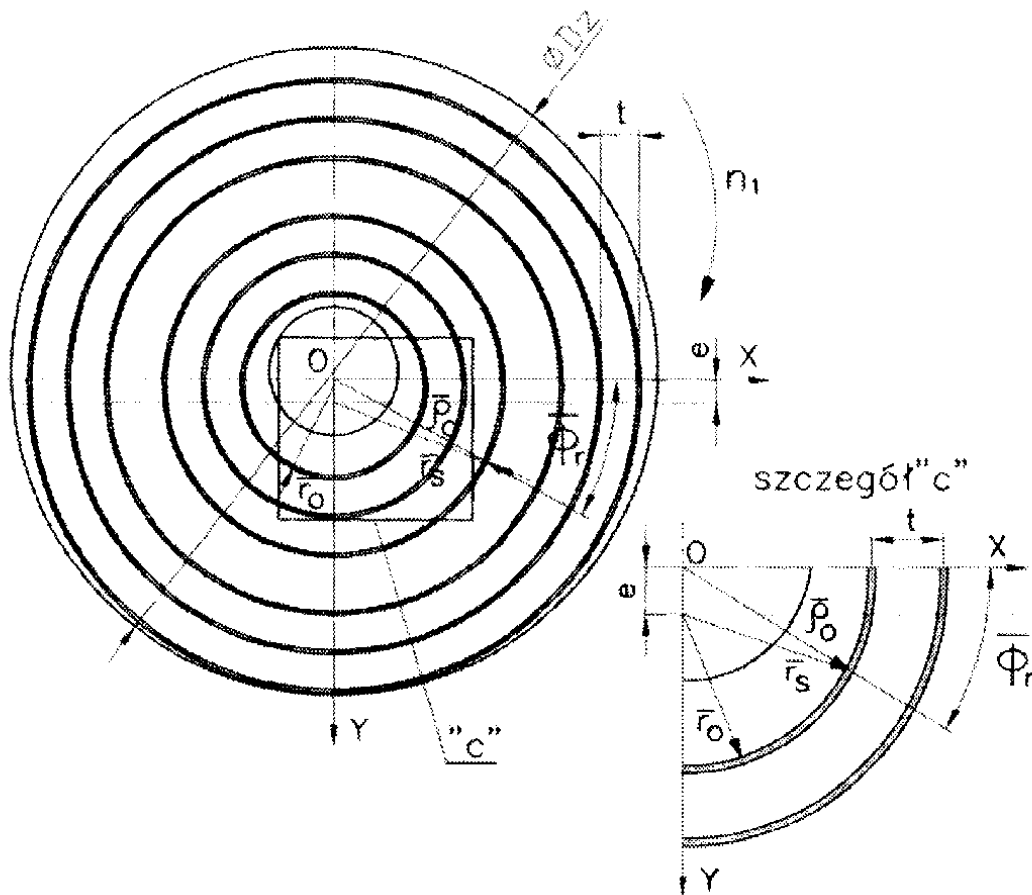
Rys. 6. Zależność wartości wektora ρ_{cn} od kąta Φ_{1r} dla rowków w kształcie spirali Archimedesesa



Rys. 7. Zmiana kąta ataku β_a dla rowków w kształcie spirali Archimedesesa

2.2. Rowki w kształcie ekscentrycznych okręgów

Schemat drugiej wersji rowkowania docieraka przedstawiono na rysunku 8.

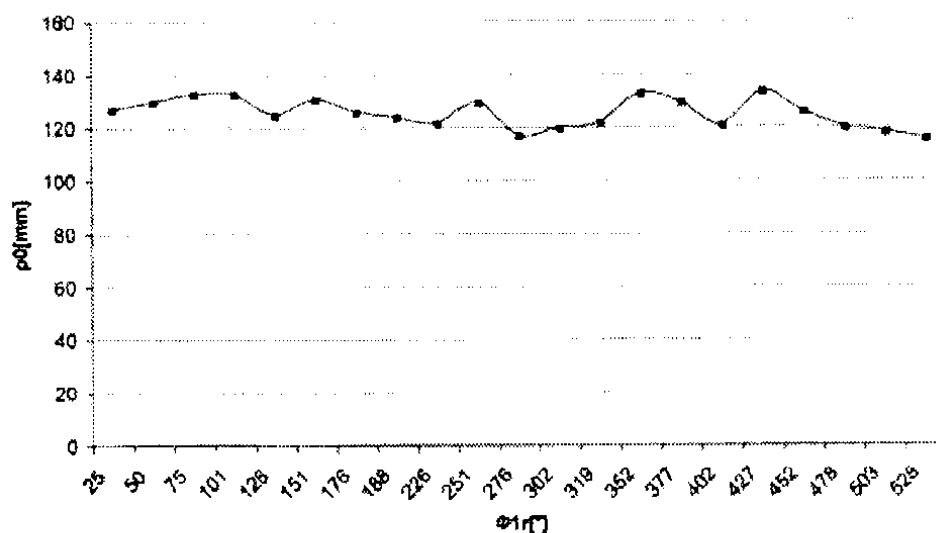


Rys. 8. Schemat tarczy docierającej z rowkami w kształcie współśrodkowych okręgów położonych ekscentrycznie

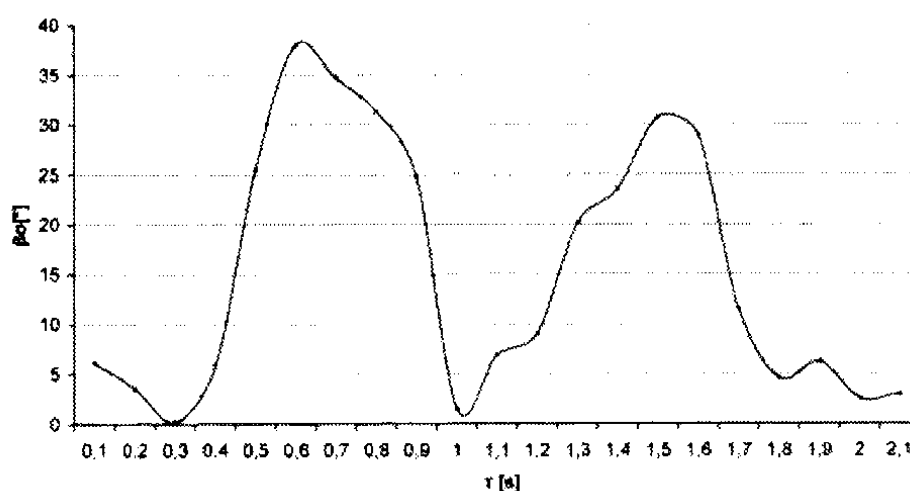
W tym przypadku:

$$\rho_o = e \sin\Phi_r + [r_s^2 - e^2 \cos^2\Phi_r]^{1/2} \quad (13)$$

Założono także mimośrodowość $e = 9$ mm i odległość między rowkami $t = 22$ mm oraz promień mimośrodu $r_o = 125$ mm. Po przeprowadzeniu obliczeń, jak poprzednio (dla $\tau = 0,1$ s), otrzymano: $\Theta_1 = -73,4^\circ$, zaś $\Theta_2 = -67,3^\circ$, czyli kąt ataku $\beta_o = 6,1^\circ$. Zależność zmienności wartości ρ_o od kąta Φ_{1r} (dla $\tau = 0,1 - 2,1$ s) podano na rys.9. Funkcja ta ma bardziej łagodny przebieg niż dla pierwszego układu rowków i jest zależna od przyjętej mimośrodowości e (przesunięcie środka kołowych rowków względem środka tarczy docierającej). Zmiana zaś kąta ataku zawiera się w przedziale od 0 do 38° .



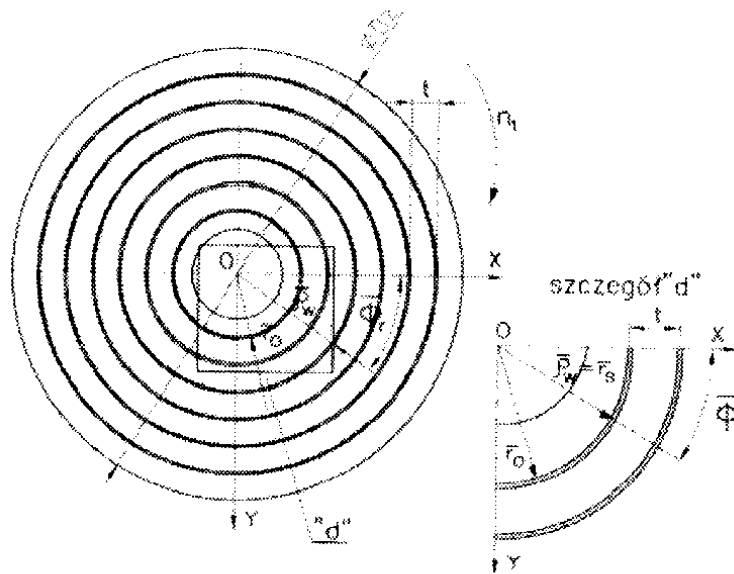
Rys. 9. Zmienność wartości wektora ρ_0 od kąta Φ_{1r} (pomiędzy wektorem r_1 i osią X) dla rowków kołowych rozmieszczonych ekscentrycznie



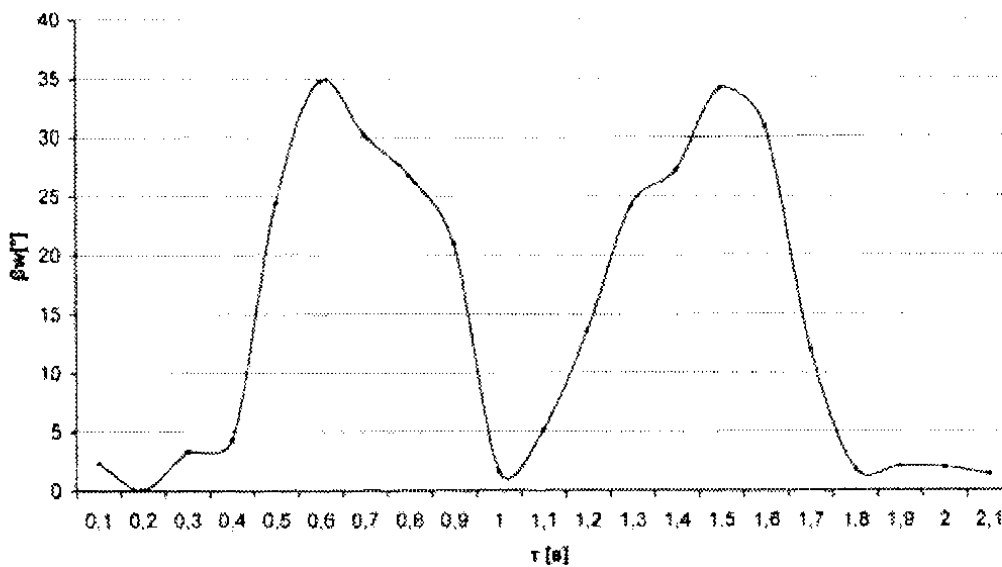
Rys. 10. Zmiana kąta ataku β_0 dla rowków kołowych rozmieszczonych ekscentrycznie

2.3. Rowki w kształcie współśrodkowych okręgów

Schemat trzeciego z rozpatrywanych układów podano na rys.11. Sposób obliczeń jest zgodny z podanymi w podrozdz. 2.2, przy założeniu $e = 0$. W obliczeniach, dla $t = 22$ mm, otrzymano (dla $\tau = 0,1$ s) $\Theta_1 = -69,6^\circ$ zaś $\Theta_2 = -67,2^\circ$, czyli kąt ataku $\beta_w = 2,4^\circ$. W tym przypadku (dla wybranego rowka) $\rho_w = 125$ mm (całym zakresie obrotu tarczy), zaś zmienność kąta ataku β_w ilustruje rysunek 12. Jest ona podobna do wersji poprzedniej.



Rys. 11. Schemat tarczy docierającej z współśrodkowymi rowkami kołowymi



Rys. 12. Zmiana kąta β_w dla rowków kołowych położonych współśrodkowo

3. PODSUMOWANIE

Z przeprowadzonych analiz trzech układów rozmieszczenia rowków na powierzchni czynnej docieraka tarczowego (w kształcie spirali Archimedesusa oraz okręgów położonych współśrodkowo i ekscentrycznie - w stosunku do środka narzędzia) wynika, że tzw. kąt ataku jest zawsze kątem ostrym i nie przekracza wartości 40° . Zapewnia to właściwy przepływ zawiesziny ścierniej i produktów docierania i ma korzystny wpływ na stan płaskości tarczy docierającej.

W przypadku rowkowania spiralnego zmiany tego kąta są w zasadzie bardziej łagodne. Problematyka ta wymaga przeprowadzenia dalszych badań doświadczalnych, wraz z obserwacją ruchu ziaren oraz oceną wpływu rowkowania na płaskość docieranych elementów.

4. LITERATURA

- [1] Barylski A.: *Kinematyczne aspekty rowkowania docieraków tarczowych*. Materiały XXIX Naukowej Szkoły Obróbki Ścierniej. Gdańsk – Jurata 2006. Katedra TMiAP PG, 2006, s. 37-40.
- [2] Orlov P.N., Charivulo A.G.: *Opredelenie ugla ataki pri obrabotke na plaskodovodočnych stankach*. Stanki i Instr., 1971, nr 5, s. 26-27.
- [3] Serwach S.: *Analiza symulacyjna rowkowania tarczy docierającej*. PG, Wydz. Mech., Katedra TMiAP, pr. dypl., prowadz. pr. A. Barylski, Gdańsk, 2007.
- [4] Sugita T., Yamada H., Nishi M.: *A Study on Lapping Mechanism by Method of Visualization (1st Report). A Method of Visualization and Investigation for Movement of Abrasive Grain in Lapping*. Int. J. Japan Soc. Prcc. Eng., 1997, Vol. 31, nr 3, pp. 193-200.

ANALYSIS OF DISK LAPPING OF TOOL GROOVING

***ABSTRACT:** In the paper the most important grooving problems of lapping disk of flat surfaces machining are presented. Kinematic aspects are discussed. Some simulation results are published too.*

^{*)} dr hab. inż. Adam BARYLSKI, prof. nadzw. PG, Politechnika Gdańska, Wydział Mechaniczny, Katedra Technologii Maszyn i Automatykacji Produkcji, ul. G. Narutowicza 11/12, 80-233 Gdańsk

WARTOŚCIOWANIE JAKOŚCI ŚCIERNIC DO PRZECINANIA Z ZASTOSOWANIEM SAMOISTNEGO STOPNIOWANIA WAŻNOŚCI KRYTERIÓW

Henryk Biegalski^{*)}

STRESZCZENIE: *W wartościowaniu jakości obiektów metodą Kolmana procedura wyznaczania stopnia ważności kryterium jakości u , w oparciu o tzw. uniwersalne kryteria ważności jest skomplikowana i subiektywna. Dla zachowania wpływu na producenta ściernic stopnia ważności kryteriów jakości zastosowano jego odmianę, tzw. współczynnik ważności stopniowanej samoistnie u_s , będący odwrotnością wyróżnika kryterialnego, który z kolei stanowi wartość jakości danego kryterium.*

1. WSTĘP

Artykuł jest rozwinięciem prac opisanych w [2, 3] dotyczących tematyki prognozowania wartości jakości ściernic do przecinania ręcznego z użyciem metody Kolmana i Taguchiego. Wartościowanie jakości prognozowanej ściernic według metody Kolmana polegało na obliczeniu dla nich wartości tzw. *wskaznika jakości* na podstawie wartości dziesięciu prognozowanych kryteriów jakości. Każdemu z tych kryteriów przypisano różny stopień ważności reprezentowany przez tzw. *współczynnik ważności u* w oparciu o uniwersalne kryteria jakości [4]. Z uwagi na skomplikowaną procedurę jak i subiektywność w wyznaczaniu tych współczynników pojawiła się potrzeba jej uproszczenia i obiektywizacji.

W artykule opisano wyniki prac nad prognozowaniem jakości ściernic metodą Kolmana z zastosowaniem tzw. *współczynnika ważności stopniowanej samoistnie u_s* [4]. Zastosowanie współczynnika u_s zamiast współczynnika u , oprócz wyeliminowania skomplikowanej procedury obliczeniowej, obciążonej ponadto dużą dozą subiektywności, umożliwia także nadszłą selekcję kryteriów jakości, pod względem ważności, w zależności od stopnia spełniania założonych wymagań.

2. METODYKA WYZNACZANIA WSPÓŁCZYNNIKA WAŻNOŚCI STOPNIOWANEJ SAMOISTNIE u_s

Metodyka wyznaczania współczynnika ważności stopniowanej samoistnie u_s , opiera się na założeniu, że w dowolnym zbiorze kryteriów za najważniejsze należy uznać te kryteria, które wykazują stany najgorsze, a najmniej ważnymi z punktu widzenia oddziaływania na wynikowy poziom jakości są kryteria o stanach najkorzystniejszych. Współczynnik ten dla danego kryterium i obliczany jest ze wzoru [4]:

$$u_{s,i} = \frac{1}{W_i} \quad (1)$$

gdzie: W_i – wyróżnik kryterialny o numerze bieżącym i , $i = 1, 2, 3, \dots, n$,
 n – liczba rozpatrywanych kryteriów jakości.

Wyróżnik kryterialny W_i – obliczany ze wzoru (2) lub (3), uwzględniając odstępstwo wartości wielkości, reprezentującej dane kryterium i od wartości oczekiwanej, wpływa na wartość współczynnika ważności stopniowanej samoistnie $u_{s,i}$. Przyjęcie do obliczeń wyróżnika W_i wzoru (2) lub (3) wynika z konieczności rozróżnienia kryteriów jakości jako typów *maksymentu* i *minimentu* [4]. I tak dla kryterium typu:

◆ – *maksyment* – o pożądanej możliwie dużej wartości:

$$W_w = s_i = \frac{z_i - z_{i,\min}}{z_{i,\max} - z_{i,\min}} \quad (2)$$

gdzie: s_i – stan względny i -tego kryterium jakości,
 z_i – zmierzona wartość i -tego kryterium określająca jego stan bezwzględny,
 $z_{i,\min}$ oraz $z_{i,\max}$ – najmniejsza oraz największa wartość jaka przyjmuje dane kryterium i w obszarze jego rozpiętości,

◆ – *miniment* – o pożądanej możliwie małej wartości:

$$W_m = 1 - s_i = 1 - \frac{z_i - z_{i,\min}}{z_{i,\max} - z_{i,\min}} \quad (3)$$

gdzie: oznaczenia jak we wzorze (2).

Do określenia wartości jakości obiektu w odtwarzaniu stanu zbiorczego dla przyjętych n kryteriów jakości, przyjęto wzór (4) o trzecim stopniu przybliżenia uwzględniający różne ważności kryteriów jakości, reprezentowane przez współczynnik u_s , tzw. *wskaźnik jakości dominowanej samoistnie* $J_{d,s}$:

$$J_{d,s} = \frac{\sum_{i=1}^{i=n} W_i \cdot u_{s,i}}{\sum_{i=1}^{i=n} u_{s,i}} \quad (4)$$

gdzie: oznaczenia jak we wzorze (1) i (2).

W wyznaczaniu współczynnika ważności stopniowanej samoistnie $u_{s,i}$ kryteriami jakości ściernic do przecinania o charakterystyce 42 – 230x3x22,23 95A24 R BF były następujące właściwości użytkowe ściernic i reprezentujące je wielkości: trwałość narzędzia – wskaźnik wydajności względnej G_A , energochłonność powierzchniowa – wskaźnik energochłonności powierzchniowej e_A , zapylenie otoczenia – wskaźnik zagrożenia pyłami całkowitymi L_{PC} , energochłonność objętościowa – energia właściwa przecinania e_s , zużycie masowe ściernicy – wskaźnik zużycia masowego ściernicy $\Delta_{\acute{s}c}$, zużycie masowe przedmiotu przecinanego – wskaźnik zużycia masowego przedmiotu Δ_{PO} , wydajność przecinania – właściwa wydajność przecinania Z' , hałas – poziom natężenia dźwięku (A) L_f , przypalenia powierzchni – wskaźnik pola powierzchni przypalanej A_p i zagrożenie operatora iskrami – wskaźnik pola operatora zagrożonego iskrami A_{iskr} [2, 3].

W tabeli 1 przedstawiono wartości współczynników ważności stopniowanych samoistnie $u_{s,i}$ dla poszczególnych kryteriów, obliczonych dla ich wartości zmierzonych i prognozowanych w odniesieniu do 38 ściernic użytych w pracy [3]. Dla porównania przedstawiono również wartości współczynników ważności u_i , wyznaczonych w oparciu o uniwersalne kryteria ważności [2, 3].

Z zestawienia wartości współczynników ważności stopniowanej samoistnie $u_{s,i}$ dla poszczególnych kryteriów jakości w porównaniu z wartościami współczynników ważności u_i , widocznym jest że charakteryzują się one bardzo dużymi rozpiętościami. Rozpiętości te są większe dla kryteriów jakości prognozowanych w stosunku do pomierzonych oraz są szczególnie duże dla takich kryteriów jak wskaźniki: wydajności względnej G_A , zagrożenia pyłami całkowitymi L_{PC} oraz zagrożenia pola operatora iskrami A_{iskr} . Powstanie rozpiętości w wartościach współczynnika ważności stopniowanej samoistnie $u_{s,i}$ oddaje dynamikę zmian wartości kryteriów jakości zarówno w grupie prognozowanych jak i pomierzonych (wzory 2, 3).

Tabela 1

Współczynniki ważności stopniowanej samoistnie $u_{s,i}$ i ważności u_i (wyznaczone w oparciu o uniwersalne kryteria jakości) dla 10 wielkości reprezentujących 9 właściwości użytkowych partii 38 ściernic do przecinania ręcznego

Lp	Kryterium jakości	Wartość u_i dla kryteriów jakości pomierzonych i prognozowanych	Wartość $u_{s,i}$ dla kryteriów jakości:			
			pomierzonych		prognozowanych	
			minimalna	maksymalna	minimalna	maksymalna
1	A_{iskr}	1,0	1,07	4,8	1,03	8,54
2	Δ_{PO}	1,07	1,17	3,77	1,11	5,78
3	e_A	1,13	1,31	3,1	1,2	4,43
4	e_s	1,16	1,25	3,31	1,16	4,91
5	L_I	1,4	1,6	2,4	1,47	2,84
6	L_{PC}	1,57	1,02	5,6	1,01	10,18
7	A_p	1,6	1,08	4,59	1,07	7,09
8	Z'	1,7	1,46	4,49	1,28	6,42
9	$\Delta_{\dot{s}c}$	1,71	1,1	4,43	1,06	7,47
10	G_A	1,86	1,29	11,49	1,15	19,93

Zródło: opracowanie własne

Wobec bardzo dużych różnic w wartościach współczynników ważności $u_{s,i}$ i u_i , pojawiło się pytanie co do ich wpływu na wielkości różnic w ocenie jakości tych samych ściernic, obliczanej z użyciem rozpatrywanych współczynników.

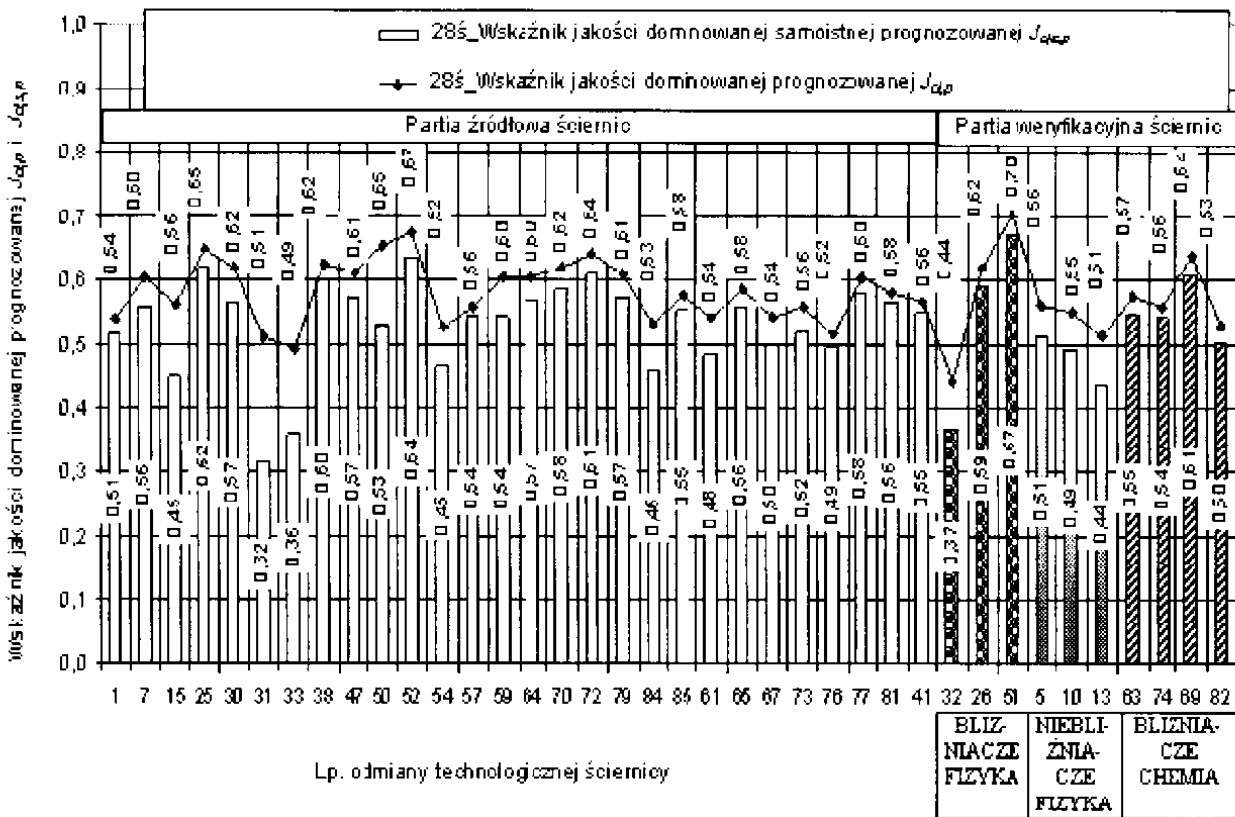
3. PORÓWNANIE OCENY JAKOŚCI ŚCIERNIC Z UŻYCIEM WSPÓŁCZYNNIKÓW WAŻNOŚCI u_i I $u_{s,i}$

Przy wykorzystaniu wyznaczonych w pracy [3] równań regresji umożliwiających nieniszczące i indywidualne prognozowanie właściwości użytkowych ściernic Z_i , obliczono ich prognozowane wartości z_i na podstawie wartości cech geometryczno-masowo-sztywnościowych [2, 3]. Obliczeń tych dokonano dla 38 ściernic stanowiących partię źródłową i weryfikacyjną o charakterystyce 42 – 230x3x22,23 95A24 R BF firmy ANDRE. Posługując się metodą Kolmana dokonano wartościowania jakości ściernic zarówno pomierzonej jak i prognozowanej z użyciem współczynników ważności stopniowanej samoistnie $u_{s,i}$.

W niniejszym artykule skoncentrowano się na wynikach uzyskanych dla partii weryfikacyjnej złożonej z dziesięciu ściernic, porównując uzyskane efekty dla trzech zestawów obejmujących dwa typy zmian i dwa rodzaje ich relacji z partią źródłową 28 ściernic. Zmiany te oznaczone jako FIZYKA i CHEMIA

powodowały w procesie obróbki zmiany w oddziaływaniach narzędzia na materiał o charakterze odpowiednio fizycznym i chemicznym. W zestawach tych uwzględniono również dwie możliwości powiązania właściwości ściernic z partii weryfikacyjnej z partią źródłową, zaznaczając odpowiednio jego istnienie lub brak określeniami BLIŻNIACZE i NIEBLIŻNIACZE.

Porównania efektów wartościowania jakości ściernic z zastosowaniem współczynników ważności u_i i $u_{s,i}$ dokonano przez obliczenie wskaźników jakości dominowanej prognozowanej odpowiednio: $J_{d,p}$ i $J_{d,s,p}$. Na rysunku 1 przedstawiono wartości prognozowane wskaźników jakości z uwzględnieniem współczynnika ważności u_i jak i współczynnika ważności stopniowanej samoistnie $u_{s,i}$. Widoczna jest zbieżność wartości prognozowanych obydwu rodzajów wskaźników dla rozpatrywanych partii i zestawów ściernic.



Rys. 1. Wskaźniki jakości prognozowanej dominowanej $J_{d,p}$ i dominowanej samoistnie $J_{d,s,p}$ z zastosowaniem współczynników ważności odpowiednio: u_i (wg uniwersalnych kryteriów ważności) i współczynnika ważności stopniowanej samoistnie $u_{s,i}$

Źródło: opracowanie własne

4. ANALIZA PORÓWNAWCZA I STATYSTYCZNA WYNIKÓW PROGNOZOWANIA JAKOŚCI ŚCIERNIC

W celu przeanalizowania wpływu zastosowania współczynnika ważności stopniowanej samoistnie $u_{i,s}$ na różnicę prognozowania wartości jakości ściernic w porównaniu z użyciem współczynnika ważności u_i , wykonano analizę porównawczą otrzymanych wyników z użyciem wskaźnika jakości dominowanej samoistnie $J_{d,s,p}$ i jakości dominowanej $J_{d,p}$.

W tabeli drugiej przedstawiono zestawienie wartości mierników pomocnych w ocenie tego wpływu. Prognozowanie wartości jakości ściernic z użyciem obydwu wskaźników umożliwiło stosunkowo wierne odwzorowanie stanu pomierzonego ich jakości. Świadczyły o tym wysokie wartości współczynnika korelacji liniowej r Pearsona liczone dla całej partii weryfikacyjnej ściernic. Jednakże wartości te były nieznacznie wyższe dla wskaźnika jakości dominowanej samoistnie $J_{d,s}$ ($r = 0,916$) w stosunku do wskaźnika jakości dominowanej J_d ($r = 0,904$). Średnie błędy prognozowania $|\delta_i|$ z zastosowaniem obydwu wskaźników jakości również różniąc się od siebie, były niższe przy zastosowaniu współczynnika u_i w obliczeniach wskaźnika J_d . Wyjątek stanowiły relacje pomiędzy wartościami błędów $|\delta_i|$ dla przypadku FIZYKA BLIŹNIACZE. Na korzyść zastosowania współczynnika u_i świadczył również brak ściernic, dla których błąd prognozowania wartości jakości przekraczał, założony w [3], poziom dopuszczalnego błędu prognozowania $|\delta|$ równy 10%. Przy zastosowaniu natomiast współczynnika ważności stopniowanej samoistnie $u_{s,i}$ bezwzględna wartość błędu prognozowania $|\delta|$ dla dwóch ściernic przekroczyła wartość 10%. Podobnie analizując, będące miarami rozproszenia, odchylenia standardowe s i współczynniki zmienności $V(s)$ błędów prognozowania, były we wszystkich odpowiadających sobie przypadkach mniejsze przy zastosowaniu w obliczeniach wartości jakości ściernic współczynnika ważności u_i , w porównaniu z użyciem współczynnika $u_{s,i}$.

Pomimo powyższych wskazań na większą celowość zastosowania w obliczeniach wartości jakości ściernic współczynnika u_i niż współczynnika $u_{s,i}$, to jednakże należało mieć wątpliwości czy różnice te były na tyle istotne aby celowość ta była uzasadniona. O wątpliwościach tych świadczyły bardzo wysokie wartości współczynników korelacji r Pearsona, które przy $\alpha = 0,05$ wyniosła 0,958 pomiędzy rozkładami wskaźników jakości pomierzonych oraz 0,979 pomiędzy rozkładami wskaźników jakości prognozowanych, obliczonych z udziałem współczynnika u_i lub $u_{s,i}$.

Otrzymane wyniki prognozowania jakości ściernic poddano procedurze wnioskowania statystycznego (tab. 3) [1, 5, 6]. W odniesieniu do rozkładów

Tabela 2

Zbiorcze zestawienie wyników prognozowania jakości ściernic do przecinania ręcznego zmodyfikowaną metodą Kolmana – partia weryfikacyjna ściernic

		BLIŹNIACZ E, FIZYKA			NIEBLIŹNIA CZE, FIZYKA			BLIŹNIACZE, CHEMIA				Dla partii ściernic	
Lp. odmiany technologicznej, ściernicy		32	26	51	5	10	13	63	74	69	82		
Wskaźniki jakości dominowanej J_d	Wskaźnik jakości pomierzonej $J_{d,m}$	0,4 6	0,6 3	0,6 6	0,5 7	0,5 1	0,5 3	0,5 9	0,6 1	0,6 2	0,5 5	0,904	Wsp. $r_{\alpha=0,05}$
	Wskaźnik jakości prognozowanej $J_{d,p}$	0,4 4	0,6 2	0,7 0,7	0,5 6	0,5 5	0,5 1	0,5 7	0,5 6	0,6 4	0,5 3		
	Błąd prognozowania δ , %	4,6 7	1,9 4	- 5,9 1	1,3 2	-8, 8	4,0 4	2,2 4	9,3 7	-2, 3	4,7 1	-	
	Średni błąd prognoz. $ \delta_s $, %	4,17			4,72			4,66				4,53	
	Odchylenie standardowe s , %	2,03			3,79			3,35				2,81	
	Współcz. zmienności $V(s)$, %	48,57			80,22			71,91				62,3	
Wskaźniki jakości dominowanej samoistnie $J_{d,s}$	Wskaźnik jakości pomierz. $J_{d,s,m}$	0,3 6	0,6 0,6	0,6 2	0,4 5	0,4 3	0,4 4	0,5 5	0,5 8	0,5 9	0,5 2	0,916	Wsp. $r_{\alpha=0,05}$
	Wskaźnik jakości prognoz. $J_{d,s,p}$	0,3 7	0,5 9	0,6 7	0,5 1	0,4 9	0,4 4	0,5 5	0,5 4	0,6 1	0,5 0,5		
	Błąd prognozowania δ , %	-1, 21	1,3 7	-7, 9	- 14, 4	- 15, 2	0,2 5	0,1 5	7,3 4	-2	3,6 8	-	
	Średni błąd prognoz. $ \delta_s $, %	3,49			9,96			3,29				5,35	
	Odchylenie standardowe s , %	3,81			8,42			3,06				5,67	
	Współcz. zmienności $V(s)$, %	109,24			84,5			92,83				94,3	
Wsp. korelacji $r_{\alpha=0,05}$	Wskaźnik jakości dominowanej pomierzonej $J_{d,m}$ i wskaźnik jakości dominowanej samoistnie pomierzonej $J_{d,s,m}$											0,95 8	
	Wskaźnik jakości dominowanej prognozowanej $J_{d,p}$ i wskaźnik jakości dominowanej samoistnie prognozowanej $J_{d,s,p}$											0,97 9	

Źródło: opracowanie własne

Tabela 3

Zbiorcze wyniki wnioskowania statystycznego odnośnie do rozkładów wartości jakości ściernic wyznaczonych z użyciem zmodyfikowanej metody Kolmana

Testowana własność rozkładu	Nazwa testu	Nr kolejny pary i oznaczenie analizowanej wielkości reprezentującej jakość ściernicy														
		1		2		3		4		5		6		7		
		$J_{d,m}$	$J_{d,p}$	$J_{d,sm}$	$J_{d,sp}$	$J_{d,m}$	$J_{d,sm}$	$J_{d,m}$	$J_{d,sp}$	$J_{d,sm}$	$J_{d,p}$	$J_{d,p}$	$J_{d,sp}$	$ \delta_d $	$ \delta_{d,s} $	
Losowość próby	Liczby scii; $\alpha = 0,025$	L	L	L	L	L	L	L	L	L	L	L	L	L	N	L
Zgodność rozkładu z rozkładem normalnym	Shapiro-Wilka; $\alpha = 0,05$	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N	N
Równość wariancji σ w rozkładach normalnych	Fishera dla różnicy 2 wariancji; $\alpha = 0,05$	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$		x	x	
Równość średnich μ w 2 rozkładach normalnych	$t_{0,05}$ Studenta dla różnicy 2 średnich μ_1 i μ_2	$\mu_1 = \mu_2$		$\mu_1 = \mu_2$		$\mu_1 \neq \mu_2$		$\mu_1 \neq \mu_2$		$\mu_1 \neq \mu_2$		$\mu_1 \neq \mu_2$		x	x	
Równość σ w $n > 2$ rozkł.	Bartletta; $\alpha = 0,05$	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2 = \sigma_3^2 = \sigma_4^2$				x	x	x	x	x	x	x	x	x	x	
Równość średnich μ w $n > 2$ rozkł. normal. Porówn. wielokr. średnich; $\alpha = 0,05$	ANOVA1	$\mu_1 = \mu_2 = \mu_3 = \mu_4$				x	x	x	x	x	x	x	x	x	x	
	Tukey'a	$\mu_1 = \mu_2$		$\mu_1 = \mu_2$		$\mu_1 = \mu_2$		$\mu_1 = \mu_2$		$\mu_1 = \mu_2$		$\mu_1 = \mu_2$		x	x	
	Scheffe'cgo	$\mu_1 = \mu_2$		$\mu_1 = \mu_2$		$\mu_1 = \mu_2$		$\mu_1 = \mu_2$		$\mu_1 = \mu_2$		$\mu_1 = \mu_2$		x	x	
Zgodność 2 rozkładów	Wilcoxon; $\alpha = 0,05$	x	x	x	x	x	x	x	x	x	x	x	x	ZR	ZR	
Współzależność 2 cech. t Studenta współczynnik:	Pearsona r	$r_{\alpha=0,00}$ $r_{j=}$ 0,904		$r_{\alpha=0,00}$ $r_{j=}$ 0,916		$r_{\alpha=0,00}$ $r_{j=}$ 0,958		$r_{\alpha=0,00}$ $r_{j=}$ 0,946		$r_{\alpha=0,01}$ $r_{j=}$ 0,841		$r_{\alpha=0,00}$ $r_{j=}$ 0,979		x		
	Spearmana r_s	x		x		x		x		x		x		0,382		

Oznaczenia: L – dobór ściernic do próby był losowy, NL – dobór ściernic do próby był nielosowy; N – rozkład wyników testu był normalny, NN – rozkład wyników testu nie był normalny, $\sigma_1^2 = \sigma_2^2$ – różnica pomiędzy wariancjami w pierwszej i drugiej próbie była rezultatem działania przyczyn losowych, $\sigma_1^2 \neq \sigma_2^2$ – różnica pomiędzy wariancjami w pierwszej i drugiej próbie nie była rezultatem działania przyczyn losowych, $\mu_1 = \mu_2$ – był brak różnic pomiędzy średnimi w obydwu rozkładach, $\mu_1 \neq \mu_2$ – były różnice pomiędzy średnimi obydwu rozkładach, ZR – rozkłady wyników obydwu prób były zgodne, NR – rozkłady wyników nie były zgodne (nie były takie same), x – brak wnioskowania

Źródło: opracowanie własne

wartości wskaźników jakości przeprowadzono wnioskowanie statystyczne z zastosowaniem testów parametrycznych. Rozkłady błędów prognozowania $|\delta|$ natomiast poddano analizie z użyciem testów nieparametrycznych.

W wyniku wnioskowania statystycznego (pary 1 i 2 w tab. 3) stwierdzono, że niezależnie od sposobu wyznaczania współczynnika ważności to różnice pomiędzy rozkładami wartości jakości pomierzonych i prognozowanych ściernic, obliczonych z ich użyciem, są statystycznie nieistotne.

W celu zweryfikowania tezy o braku różnicy w przydatności dancj odmiany współczynnika ważności u_i lub $u_{s,i}$ do prognozowania jakości ściernic, objęto analizą statystyczną jednocześnie wszystkie cztery wartości rozkładów pomierzonych i prognozowanych obydwu odmian wskaźników jakości (pary 1 + 6 p. tabl. 3). Na podstawie wyników z zastosowania testów Bartletta, ANOVA1, Tukey'a, Scheffe'ego potwierdzono brak różnic w wartościach jakości ściernic zarówno pomierzonych jak i prognozowanych, niezależnie od odmiany zastosowanego współczynnika ważności u_i lub $u_{i,s}$. Dla potwierdzenia wnioskowania z użyciem powyższych testów parametrycznych, w wyniku zastosowania testu nieparametrycznego Wilcoxon, stwierdzono zgodność rozkładów błędów prognozowania $|\delta_d|$ i $|\delta_{s,i}|$ z użyciem wskaźników J_d i $J_{d,s}$ [1, 6].

Dodatkowo zweryfikowano hipotezę o braku współzależności pomiędzy wartościami w rozpatrywanych rozkładach stosując test t Studenta. Dla wszystkich poddanych analizie sześciu par rozkładów wartości wskaźników, stwierdzono statystycznie istotną współzależność pomiędzy nimi, mierzoną współczynnikiem korelacji r Pearsona. Stosunkowo wysokie jego wartości – od 0,841 do 0,979 – dla partii weryfikacyjnej ściernic, świadczyły o możliwości zamiennego stosowania również obydwu odmian wskaźników jakości [1]. W stosunku natomiast do pary rozkładów błędów prognozowania $|\delta_d|$ i $|\delta_{s,i}|$ stwierdzono nieistotną statystycznie współzależność dla poziomu $\alpha = 0,05$.

5. PODSUMOWANIE

Na podstawie analizy porównawczej i statystycznej można było stwierdzić, że różnice w rozkładach wartości pomierzonych i prognozowanych dla obydwu rozpatrywanych jednocześnie odmian wskaźników jakości, obliczanych według zmodyfikowanej metody Kolmana, były statystycznie nieistotne. Był to więc końcowy argument na rzecz zamienności stosowania, w prognozowaniu jakości ściernic, współczynników ważności u_i i $u_{i,s}$ w obliczeniach wskaźnika jakości dominowanej J_d i $J_{d,s}$. Jednocześnie był to również argument dla zastąpienia współczynnika u_i , w obliczeniach wartości jakości, znacznie prostszym i bardziej obiektywnym współczynnikiem ważności samoistnej $u_{i,s}$.

6. LITERATURA

- [1] Barańska Z.: *Podstawy metod statystycznych dla psychologów*. Gdańsk: Wydawnictwo Uniwersytetu Gdańskiego 1999, s. 270.
- [2] Biegalski H.: *Wpływ ważności kryteriów jakości ściernic do przecinania na dokładność prognozowania jej wartości*. W: *Współczesne problemy obróbki ścierniej*. (Red. Plichta J.). Koszalin. Politechnika Koszalińska, Wydział Mechaniczny Katedra Inżynierii Produkcji 2009, s. 193–202.
- [3] Biegalski H.: *Metoda prognozowania właściwości użytkowych i jakości ściernic do przecinania*. Monografia (w druku). Gdańsk: Wydawnictwo Politechniki Gdańskiej 2010.
- [4] Kolman R.: *Zastosowania inżynierii jakości*. Poradnik. Bydgoszcz: Oficyna Wydawnicza AJG 2003, s. 354.
- [5] Oktaba W.: *Elementy statystyki matematycznej i metodyka doświadczalnictwa*. Warszawa: PWN 1966, s. 305.
- [6] Watała C.: *Biostatystyka – wykorzystanie metod statystycznych w pracy badawczej w naukach biomedycznych*. Bielsko–Biała: @-medica press 2002, s. 423.

QUALITY EVALUATING OF GRINDING WHEELS USING THE INTRINSIC GRADUATION OF CRITERION IMPORTANCE

ABSTRACT: In the evaluation of objects' quality using the Kolman's method, the process of establishing the importance of the quality criterion based on the so-called universal criteria of importance, is complicated and subjective. In order to maintain the influence of the importance of grinding wheels' quality criteria on producers, a coefficient of intrinsically gradated importance - u_s - was applied. The coefficient is a converse of a criterion-related discriminant, which equals the quality value of a give criterion.

^{*)} dr inż. Henryk BIEGALSKI, Politechnika Gdańska, Wydział Mechaniczny, ul. Narutowicza 11/12; 80 - 233 Gdańsk

OCENA TEMPERATURY PRACY WIERZCHOŁKÓW ZIAREN DIAMENTOWYCH STOJĄCEGO OBCIĄGACZA WIELOZIARNISTEGO

Ryszard Dębowski^{*)}

***STRESZCZENIE:** W artykule przedstawiono podstawy teoretyczne oraz wyniki obliczeń temperatury wierzchołków ziaren diamentowych stojącego obciągacza wieloziarnistego, uzyskane na bazie teorii przewodzenia ciepła wzdłuż pręta ogrzewanego w jednym końcu. Wyniki porównano z wartościami temperatur otrzymanymi z pomiarów termowizyjnych wykonywanych podczas długotrwałego obciągania ceramicznych ściernic elektrokorundowych.*

1. WSTĘP

Intensywność procesu zużycia ziaren diamentowych narzędzi do obciągania ściernic zależy od występujących pomiędzy obciągaczem i ściernicą warunków styku, których aspektami są:

- forma wzajemnego przemieszczania (poślizg, toczenie, uderzenie),
- przebieg wzajemnego styku (ciągły, przerywany)
- czas styku,
- prędkość względna,
- liczba uderzeń,
- siły obciągania,
- temperatura.

Zachodzące interakcje pomiędzy ściernicą a obciągaczem wywołują obciążenia mechaniczne i cieplne diamentów, tworząc warunki do ich ściernego, dyfuzyjnego bądź adhezyjnego zużycia. Czynnikiem, który istotnie wpływa na wzrost zużycia, jest temperatura przebiegającego procesu. Cechą właściwą materiałów kruchych, do których zalicza się także diament, jest odwrotnie proporcjonalna zależność intensywności zużycia do ich twardości HV, a twardość

HV diamentów maleje wraz ze wzrostem temperatury, przedstawia to otrzymana doświadczalnie zależność [1]:

$$HV, \frac{N}{\text{mm}^2} = \begin{cases} 8 \cdot 10^4 - 20 \cdot \theta, & \theta \leq 500^\circ\text{C} \\ 8 \cdot 10^4 \cdot e^{-1.77 \cdot 10^{-7}(\theta - 500)} & \theta > 500^\circ\text{C} \end{cases}$$

Degradacja twardości diamentu stwarza warunki do ich ściernego zużycia, które w przypadku obciążania ściernic jest dominującym sposobem zużycia. Wysokie temperatury mogą doprowadzić do przemiany alotropowej diamentu w grafit, którego radykalnie niższa twardość sprzyja mikrorysowaniu powierzchni styku diamentu ze ściernicą przez produkty obciążania. W atmosferze zawierającej tlen grafityzacja występuje w temperaturze ok. 700°C.

Określenie temperatury w miejscu styku powierzchni diamentu ze ściernicą jest trudne do wykonania. Stąd we względnie niewielkiej liczbie prac poświęconych temu zagadnieniu spotyka się wartości tej wielkości znacznie różniące się od siebie. Wpływ na to ma rodzaj zastosowanej metody pomiaru, rodzaj ocenianego sposobu obciążania, typ obciążacza a także warunki prowadzonego procesu (wartości parametrów zabiegu oraz rodzaj obciążanej ściernicy). I tak, w [2] podano wartość 1150°C, jako doświadczalnie wyznaczoną wartość temperatury chwilowej na powierzchni ziarna obciążacza jednoziarnistego. Temperatura pręcika CVD, tuż poniżej punktu kontaktu ze ściernicą, użytego do obciążania ściernic ceramicznych na sucho w różnej konfiguracji wartości parametrów wskaźnika pokrycia i dosuwu, zmieniała się w granicach 450°C - 750°C [3]. Natomiast przy użyciu termoelementu umieszczonego w korpusie płytki obciążającej zarejestrowano temperaturę 150°C [4]. Maksymalną temperaturę ziarna diamentu obciążacza jednoziarnistego użytego do ciągłego obciążania ściernicy elektrokorundowej autorzy [5] określili jako 1042°C.

Przedstawienie metody określenia temperatury powierzchni diamentów w obciążaczach wieloziarnistych zastępującej wykonywanie pomiaru, który z uwagi na trudny dostęp do strefy styku diamentu ze ściernicą jest uciążliwy, a także jej weryfikacja doświadczalnie jest celem niniejszej pracy.

2. METODA OBLICZANIA TEMPERATURY POWIERZCHNI ZIAREN DIAMENTOWYCH

Bilans energetyczny pręta ogrzewanego od czoła w czasie τ , w którym ciepło przekazywane jest tylko w kierunku osiowym, opisuje równanie różniczkowe (1):

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (1)$$

w którym a jest współczynnikiem przewodnictwa temperaturowego określonym wzorem (2).

$$a = \frac{\lambda}{c_w \rho} \quad (2)$$

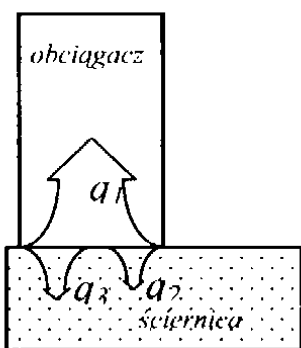
gdzie: λ – współczynnik przewodzenia ciepła, c_w – ciepło właściwe materiału pręta, ρ – gęstość materiału pręta.

Człon po lewej stronie równania (1) przedstawia akumulację ciepła, a po prawej - przewodzenie w kierunku osiowym w pręcie. Rozwiązanie równania (1) oraz sposób implementacji do obliczania temperatury ziaren wskazano w [6]. Wzór (3) przedstawia rozkład temperatury wzdłuż pręta (współrzędna x) w czasie τ , przy założeniu, że strumień wnikałego ciepła ma wartość q_1 .

$$T(x, \tau) = \frac{2q_1 \sqrt{\tau}}{\sqrt{\pi \lambda c_w \rho}} \left[e^{-\frac{x^2}{4a^2 \tau}} - \sqrt{\pi} \frac{x}{4a^2 \tau} \left(1 - \operatorname{erf} \frac{x}{4a^2 \tau} \right) \right] \quad (3)$$

Ponieważ najistotniejszy wpływ na zużycie diamentu ma temperatura jego powierzchni styku ze ściernicą, a więc występująca w miejscu przyłożenia źródła ciepła ($x=0$) człon równania (3) ujęty w nawiasy kwadratowe przyjmie wartość 1, stąd temperaturę powierzchni diamentu opisuje zależność (4).

$$T = \frac{2q_1 \sqrt{\tau}}{\sqrt{\pi \lambda c_w \rho}} \quad (4)$$



Rys. 1. Model przepływu ciepła w strefie obciążacz-ściernica

Ze wzoru tego wynika nicograniczony wzrost temperatury ze wzrostem czasu oddziaływania źródła ciepła, co jest sprzeczne z doświadczeniem. Zgodnie z przyjętym modelem (rys. 1) część wytworzonego ciepła wnika do ziarna diamentowego, część do ściernicy a część ulega rozproszeniu do otoczenia, ograniczając wzrost temperatury ziarna. Rozproszenie ciepła do otoczenia opisuje prawo Newtona stanowiące, że wartość strumienia ciepła zależy od różnicy temperatur i współczynnika przejmowania ciepła. Strumień ten można opisać równaniem:

$$q_3 = \alpha(T - T_o) \quad (5)$$

gdzie: T_o – temperatura otoczenia, α – współczynnik przejmowania ciepła.

Zakładając, że o wyżej przedstawioną wartość zostanie zmniejszony strumień ciepła oddziałującego na czoło pręta (tutaj na powierzchnię diamentu), wzór (4) ulegnie korekcie i przyjmie postać zapisaną wzorem (6).

$$T = \frac{2q_1\sqrt{\tau}}{\sqrt{\pi\lambda\epsilon_w\rho + 2\alpha\sqrt{\tau}}} \quad (6)$$

W czasie obciągania ziarno diamentu stykając się ze ściernicą wywołuje nacisk, którego następstwem jest kruszenie i rozłupywanie materiału ściernicy. Styk ziarna ze ściernicą następuje na określonej powierzchni (S_{con}) i towarzyszy mu przemieszczanie się ściernicy z prędkością v_s . Zakładając, że praca jaką wykonuje pojedynczy diament w czasie kontaktu ze ściernicą zamieniana jest na ciepło, strumień powstającego ciepła można opisać zależnością (7):

$$q = \frac{F_t v_s}{S_{con}} \quad (7)$$

gdzie F_t – jest siłą styczną obciągania

Część z wytworzonego ciepła q wnika do ziarna (q_1) a część do materiału ściernicy (q_2). Ponieważ właściwości cieplne diamentu oraz materiału ściernicy konwencjonalnej są biegunowo odmienne (np. współczynnik przewodzenia ciepła diamentu jest niemal 100-krotnie wyższy niż korundu) strumień ciepła wnikający do diamentu znacznie przewyższa ten wnikający do ściernicy. Oocnia się, że ok. 88% całego wygenerowanego ciepła może odbierać diament ($q_1 = 0,88q$) [6]. Stąd ostateczna zależność opisująca temperaturę wierzchołka ziarna diamentowego w czasie obciągania przyjmuje postać (8):

$$T = \frac{1,76q\sqrt{\tau}}{\sqrt{\pi\lambda\epsilon_w\rho + 2\alpha\sqrt{\tau}}} \quad (8)$$

3. PORÓWNANIE WARTOŚCI TEMPERATURY UZYSKANEJ METODĄ OBLICZENIOWĄ Z TEMPERATURĄ ZMIERZONĄ

3.1. Badania procesu obciągania i zużycia obciągaczy wieloziarnistych

Obliczenie wartości temperatury z zależności (8) wymaga znajomości wartości charakteryzujących właściwości cieplne i fizyczne ziaren diamentowych oraz zmiennych q (strumienia ciepła generowanego w strefie styku ściernicy z obciągaczem) oraz τ (czasu styku ziaren ze źródłem ciepła, czyli czasu pozostawania w kontakcie z obciąganą ściernicą). Współczynnik przewodzenia ciepła i ciepło właściwe diamentu zależą od temperatury. W prowadzonych obliczeniach przyjęto ich wartości na stałym poziomie, charakterystycznym dla

przewidywanego zakresu temperatur. Strumień ciepła i czas styku warunkują o stopniu nagrzania ziarna diamentowego i są właściwe tylko dla określonego procesu obciągania. Stąd wartości tych zmiennych określono doświadczalnie w różnych stadiach zużycia obciągaczy wieloziarnistych, podczas procesu obciągania prowadzonego bez użycia cieczy chłodząco-smarującej.

W tabeli 1 przedstawiono warunki procesu obciągania stosowane podczas eksploatacji obciągaczy. Podczas badań używano dwóch obciągaczy wieloziarnistych typu M2110, które na potrzeby badań oznaczono symbolami A15 i A118. W trakcie eksploatacji obciągaczy rejestrowano obraz ziarn diamentowych, moc czynną obciągania oraz temperaturę powierzchni ziarn w momencie opuszczenia strefy styku ze ściernicą.

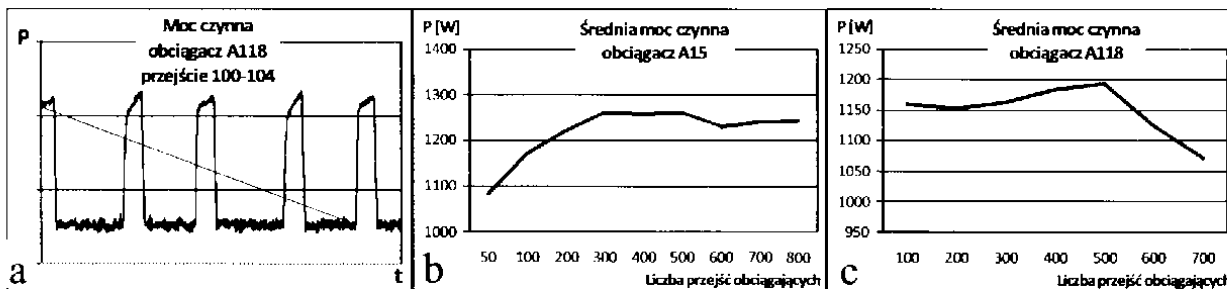
Tabela 1

Charakterystyka procesu obciągania

Charakterystyka obciąganej ściernicy	Parametry obciągania	Warunki obciągania
typ 1 38A 80K VBE 350x40x127	$a_d=0,03\text{mm/skok}$ $f_d=1\text{mm/obr.}$	na sucho

Rejestracja mocy czynnej obciągania związanej z użyciem obciągaczy o różnym stopniu zużycia oraz określenie na podstawie zarejestrowanych obrazów pola starcia wierzchołków ziarn diamentowych, pozwoliła na uzyskanie danych, dzięki którym możliwe było wyznaczenie wielkości strumienia ciepła generowanego w styku ziarn diamentowych ze ściernicą. Pomiar mocy czynnej był wykonywany w celu wyznaczenia siły stycznej obciągania, która występuje w równaniu do wyznaczenia strumienia generowanego ciepła.

Moc czynną rejestrowano przy użyciu systemu monitorowania przebiegu procesów technologicznych SEM-Modul firmy Nordmann. Na rysunku 2a przedstawiono przykładowy wykres przebiegu zmian mocy czynnej w trakcie obciągania, a na rysunkach 2b i 2c zmianę mocy czynnej w funkcji liczby przejść obciągających podczas użytkowania obciągacza A15 i A118.

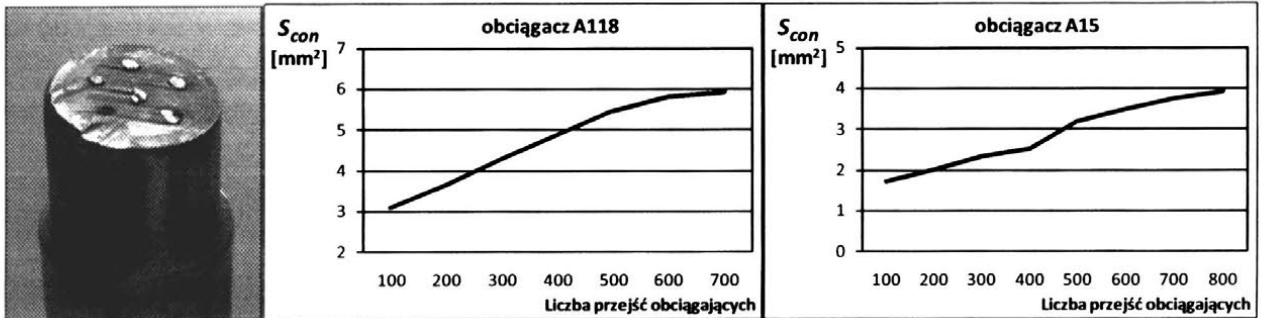
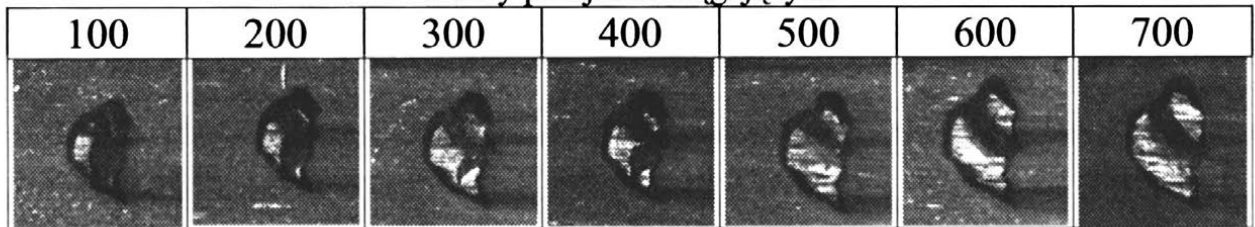


Rys. 2. Moc czynna obciągania

W tabeli 2 przedstawiono przykładowe obrazy ziarna diamentowego jednego z obciągaczy, na których widoczny jest rozwój zużycia obserwowany podczas 700 przejść obciągających. Z wykorzystaniem programu do obróbki obrazów zostały określone pola powierzchni starcia wszystkich ziaren znajdujących się na powierzchni czołowej obciągacza. Ich łączna wartość została uznana jako pole kontaktu obciągacza ze ściernicą S_{con} w określonym momencie użytkowania. Na rysunku 3 przedstawiono rozwój sumarycznej powierzchni starcia diamentów poszczególnych obciągaczy w funkcji czasu użytkowania, określonego liczbą przejść obciągających.

Tabela 2

Rozwój zużycia ściernego ziarna diamentowego obciągacza po wykonaniu określonej liczby przejść obciągających



Rys. 3. Pole styku ziaren diamentowych obciągacza ze ściernicą

3.2. Obliczeniowa wartość temperatury ziaren diamentowych obciągacza

Obliczenie strumienia ciepła q na podstawie pomierzonych wartości mocy czynnej i pola styku ziaren diamentowych ze ściernicą wykonano według zależności (9). Jej ostateczna postać została wyznaczona przy założeniu, że siła normalna obciągania jest dwa razy większa od siły stycznej ($F_n=2F_t$), natomiast wartość F jest wypadkową sił F_n i F_t .

$$q = \frac{F_t v_s}{S_{con}} = \frac{F v_s}{\sqrt{5} S_{con}} = \frac{F}{\sqrt{5} S_{con}} \quad (9)$$

Tak obliczony strumień ciepła wykorzystano we wzorze (8) odnoszącym się do temperatury powierzchni ziaren. Czas styku τ obciążacza ze ściernicą wyznaczono uwzględniając szerokość ściernicy obciążanej, prędkość obrotową wrzeciona i posuw obciążacza. Wartości stałych równania przyjęto jako: $\lambda=1380\text{W}/(\text{m}\cdot\text{deg})$, $C_p=474\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{deg})$, $\rho=3,51\times 10^3\text{kg}/\text{m}^3$, $\alpha=1,2\times 10^6\text{W}/(\text{m}^2\text{deg})$ [6]. W tabeli 3 przedstawiono zestawienie wartości liczbowych zmiennych (q , S_{con}) równania (8), jakie przyjmowały po wykonaniu przez obciążacz określonej liczby przejść roboczych oraz obliczeniowy wynik temperatury wierzchołków ziaren diamentowych.

Tabela 3

Wyniki obliczeń temperatury wierzchołków ziaren diamentowych

Obciążacz	A15			A118		
	Moc czynna [W]	Pole starcia ziaren [mm ²]	Temp. oblicz. [°C]	Moc czynna [W]	Pole starcia ziaren [mm ²]	Temp. oblicz. [°C]
Liczba przejść obciążających						
50	1083	1.39	248	-	-	-
100	1170	1.73	216	1160	3.09	120
200	1220	2.01	193	1153	3.66	101
300	1259	2.35	171	1162	4.28	87
400	1257	2.52	159	1183	4.87	78
500	1261	3.20	126	1192	5.47	70
600	1229	3.48	113	1125	5.80	62
700	1241	3.76	105	1071	5.91	58
800	1243	3.91	101	-	-	-

3.3. Pomiar temperatury metodą termowizyjną



Rys. 4. Obraz termowizyjny powierzchni czołowej obciążacza

Temperaturę wierzchołków diamentów, występującą podczas eksploatacji obciążacza, pomierzono wykorzystując kamerę termowizyjną VIGOCam v50. Zastosowanie kamery umożliwia jednoczesną obserwację całej powierzchni obciążacza i rejestrację zmian temperatury na niej zachodzących. Zmiany barwy na obserwowanym obrazie świadczą o występowaniu miejsc o różnej ciepłocie. Rejestracja pojedynczych obrazów lub filmu umożliwia w kolejnym kroku wyodrębnienie miejsc, których temperatura jest poszukiwana. Widok powierzchni czołowej obciążacza uzyskany za pośrednictwem

kamery termowizyjnej przedstawiono na rysunku 4. Wykonane w trakcie badań zapisy sekwencji filmowych posłużyły do wyznaczenia maksymalnej temperatury

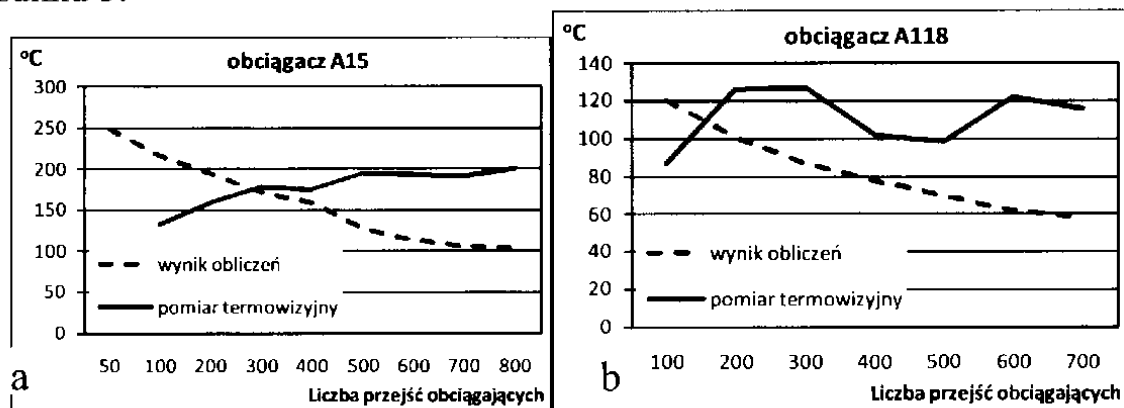
każdego z ziaren osobno. Temperatura ta była określana w momencie opuszczenia przez kolejne ziarna strefy styku ze ściernicą i przyjęto jej wartość do porównania z temperaturą obliczeniową. Wyniki pomiaru zawiera tabela 4.

Tabela 4

Średnia temp. maks. ziaren diamentowych obciążacza – pomiar termowizyjny [°C]								
Liczba przejść Obciążacz	100	200	300	400	500	600	700	800
A15	131	159	178	175	194	192	192	200
A118	87	126	127	102	99	122	116	-

3.4. Porównanie wyników metod oceny temperatury wierzchołków ziaren diamentowych obciążacza

Zaprezentowane w tabelach obliczeniowe i doświadczalne (pomierzone w trakcie eksploatacji obciążacza) wartości temperatury wierzchołków ziaren diamentowych obciążaczy A15 i A118 zestawiono na wykresach przedstawionych na rysunku 5.



Rys. 5. Przebieg zmian temperatury wierzchołków ziaren diamentowych obciążaczy wieloziarnistych w funkcji czasu użytkowania

Widoczne na wykresach przebiegi wartości temperatury, uzyskane dwiema zaprezentowanymi wyżej metodami, pokazują odwrotną tendencję zmian. Krzywe doświadczalne wskazują formę wzrostową (rys. 5a) i oscylacyjną (rys. 5b), natomiast wartość obliczeniowa ma jednoznaczną tendencję malejącą przebiegu temperatury. W obu przypadkach maksymalna rozbieżność pomiędzy wartościami temperatur wyznaczonych stosowanymi metodami jest 2-krotna. Na wykresach zwraca uwagę wystąpienie punktu przecięcia się krzywych. Oznacza to, że otrzymane dwoma torami wyniki zawierają się tym samym obszarze wartości, właściwych dla użytego obciążacza – dla obciążacza A15 na wyższym, a obciążacza A118 niższym poziomie. Metoda nazwana w niniejszym referacie „obliczeniową” nie w pełni bazuje na wartościach teoretycznych. Część

parametrów pochodzi z eksperymentu, co niesie z sobą niepewność pomiaru zarówno w odniesieniu do mocy czynnej obciągania, jak i pola powierzchni wierzchołków diamentów. Przyjęto także w tej metodzie założenie o stałym stosunku wartości siły stycznej i normalnej obciągania. Wielkość ta mogła ulegać wahaniom, gdyż czynna powierzchnia ściernicy oprócz styku z diamentami wykonuje szlifowanie części korpusu obciągacza i materiału spoiwa wkładki diamentowej. Dodatkowo produkty obciągania opuszczając strefę styku obciągacza i ściernicy trą o powierzchnię czołową obciągacza, tworząc na niej zagłębienia w postaci rowków równoległych do kierunku ruchu głównego ściernicy. Wyznaczona wartość wytworzonego ciepła nie uwzględnia tych uwarunkowań biorąc za podstawę moc czynną obciągania.

4. PODSUMOWANIE

Wytwarzane w trakcie obciągania ściernic ciepło, szczególnie w czasie realizacji tego zabiegu na sucho, powoduje intensywny wzrost temperatury diamentów obciągacza. Miejscem powstawania, a jednocześnie wnikania ciepła w ziarno diamentowe, jest jego wierzchołek. Traktując ziarno jako pręt, a jego wierzchołek jako czoło pręta, można ocenić generowaną temperaturę, korzystając z teorii przewodzenia ciepła. W artykule przedstawiono wyniki zastosowania tej teorii do wyznaczania średniej temperatury wierzchołków ziaren diamentowych obciągacza wieloziarnistego. W tym celu założono, że udział każdego ziarna znajdującego się na powierzchni czołowej obciągacza w tworzeniu wypadkowej siły obciągania jest proporcjonalny do wielkości jego styku ze ściernicą. Stąd generowane w trakcie obciągania ciepło wyznaczano biorąc sumaryczną wartość pola kontaktu poszczególnych ziaren ze ściernicą. Przeprowadzenie badań w długim okresie użytkowania obciągacza pozwoliło ocenić w szerokich granicach adekwatność zastosowanego modelu do pomierzonych temperatur wierzchołków diamentów. Model ten w warunkach przeprowadzonych badań wykazał czułość „ogólną”, różnicując poziomy szacowanych temperatur dla dwóch zastosowanych egzemplarzy obciągaczy. Jednak poszczególne wartości temperatur tym więcej odbiegały od rzeczywistych, im większym stopniem zużycia charakteryzowały się ziarna diamentowe. Obniżanie wartości szacowanej w przyjętym sposobie obliczeń wyniknęło ze zmniejszenia się obliczeniowej wartości strumienia ciepła, który w sposób odwrotnie proporcjonalny zależy od pola powierzchni kontaktu ziaren ze ściernicą (wzór 9). Matematyczny opis przewodzenia ciepła w pręcie zakłada jego nicograniczną długość i stałe właściwości fizyczne. Natomiast w przypadku obciągacza ziarno diamentowe ma ograniczoną wielkość i styka się z materiałem osnowy, która je utrzymuje. Przewodzenie ciepła w tym rejonie radykalnie się zmienia, co powoduje znaczne zmniejszenie przepływu ciepła w stosunku do

zakładanego teoretycznie (pręt diamentowy o przekroju pola styku). Stąd rzeczywista wartość temperatury może być większa od otrzymanej obliczeniowo. Należy także zauważyć, że obliczeniowe wartości temperatury otrzymywano stosując dane doświadczalne, których możliwy wpływ na końcowy wynik opisano w punkcie 3.4.

5. LITERATURA

- [1] Bakul V.N., Loshak M.G., Malnev V.I.: *Diamond Microhardness and Its Temperature Dependence*. Sinteticheskie Almazy, 1/1978, pp. 7-11.
- [2] Tkhagapsoev K. i inni: *Determination of contact temperature in Diamond dressing of Abrasive Wheels*. Sverkhтвердые Materialy, 4/1983, pp. 44-48.
- [3] Linke B.: *Verifizierung der kinematischen Abrichtmodelle*. Diamond Business, 1/2009, pp.60-69.
- [4] Coelho R. i inni: *Experimental and Theoretical Study of Temperature Distribution In Diamond Dressing Tools for Precision Grinding*. Abrasives Magazine, April/May 2000, pp.7-15.
- [5] Tkhagapsoev K. i inni: *On Wear of Diamond in Dressing Abrasive Wheels*. Sverkhтвердые Materialy, 2/1987, pp. 30-35.
- [6] Sheiko M.: *On Calculation of Instantaneous Temperature on a Diamond Grit In Dressing Tool during Its Operation*. Journal of Superhard Materials, 2007, Vol. 29, No. 5, pp. 301-306.

WORKING TEMPERATURE ESTIMATION OF DIAMOND GRAINS OF MULTI POINT DIAMOND DRESSER

ABSTRACT: The article presents the theoretical basics and calculations results of multi point dresser's diamond grains temperature obtained on the grounds of the heat conduction theory along the rod that was heated up on one end. Results were compared with the temperature values obtained from thermovisionary measurements carried out during long-lasting dressing of vitrified aluminum oxide grinding wheels.

^{*)} dr inż. Ryszard DĘBKOWSKI, Politechnika Łódzka, Katedra Technologii Maszyn, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź

WPŁYW STRUKTURY ZIAREN ŚCIERNYCH KORUNDÓW SPIEKANYCH NA ICH ZDOLNOŚĆ SKRAWNĄ

Czesław Niżankowski^{*)}

STRESZCZENIE: *W artykule przedstawiono wyniki badań doświadczalnych zdolności skrawnych pojedynczych ziaren ściernych korundów spiekanych różnych generacji, a to zwykłego, submikrokryształicznego i nanokryształicznego w procesie mikrotoczenia. Wykazano, że zdolność skrawna ziaren ściernych z korundu spiekane go wzrasta wraz ze spadkiem średniego wymiaru krystalitów tworzących ich struktury, przy czym wzrost ten jest tym intensywniejszy im wyższa jest prędkość mikroskrawania.*

1. WSTĘP

Aktualnie w praktyce przemysłowej stosowane są trzy generacje ścierniwi z korundów spiekanych. Generację pierwszą stanowią zwykłe korundy spiekane, których ziarna ściernie mają postaci walców, tulei i graniastostupów. Pierwszej syntezy ścierniwa ze zwykłego korundu spiekane go dokonano u schyłku 1974 roku w znanym amerykańskim koncernie 3M (Minnesota Mining and Manufacturing Corporation). Ziarna ściernie tego rodzaju korundu spiekane go oznaczono symbolem 76A. Ścierniwo z korundu spiekane go znalazło głównie zastosowanie do wytwarzania ściernic przeznaczonych dla szlifowania wysokonaciskowego i dla szlifowania wysokowydajnego, przeważnie w przemyśle hutniczym. Ziarna ściernie zwykłego korundu spiekane go wykonane są z krystalitów o średnim wymiarze z zakresu od 1 do 5 μm . Do generacji drugiej zaliczamy submikrokryształiczny korund spiekany, wytworzony po raz pierwszy w 1983 roku również w koncernie 3M. Nadano mu wówczas handlową nazwę Cubitron, w skrócie CB i do 1992 roku objęto zakazem eksportu do wszystkich państw poskomunistycznych. Ponieważ wytwarzany jest przy zastosowaniu unikalnej metody zol-żel, dlatego średnie wymiary jego krystalitów zawarte są w zakresie od 0,1 do 0,5 μm . Submikrokryształiczne korundy spiekane, zwane często mikrokryształicznymi produkowane są obecnie przez kilka innych wytwórni w świecie na podstawie

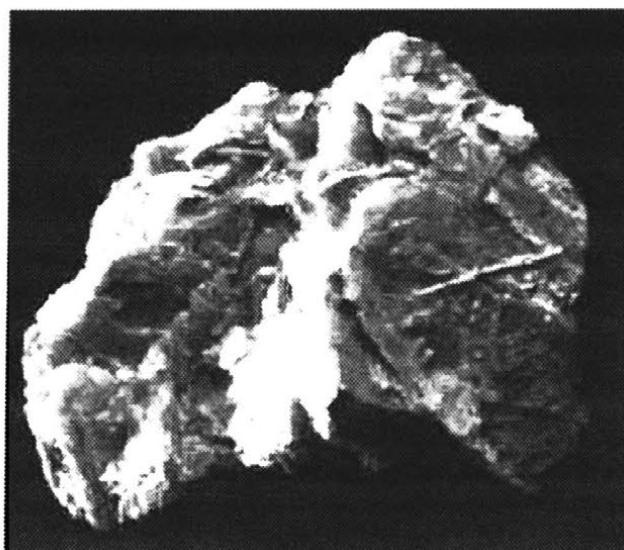
podobnej technologii. Średnia wielkość krystalitów w takich ziarnach ściernych jest nieco większa i wynosi od 0,3 do 0,6 μm (np. SG – Seeded Gel) . W 2006 roku austriacka firma Rappold współpracująca z firmą Wintertur poinformowała o dokonaniu syntezy „nanokrystalicznego” korundu spiekanego o nazwie handlowej NanoWin, w skrócie NW. Jakkolwiek w rzeczywistości ścierniwo to spieczono z ultradrobnych krystalitów o średnim wymiarze od 0,01 do 0,05 μm , to jednak zaliczone zostało do ścierniw „nanokrystalicznych” trzeciej generacji.



Rys. 1. Zdjęcie ziarna ściernego ze zwykłego korundu spiekanego 76A (pow.40x) [1]



Rys. 2. Zdjęcie ziarna ściernego z submikrokryształicznego korundu spiekanego CB (pow. 40x) [1]

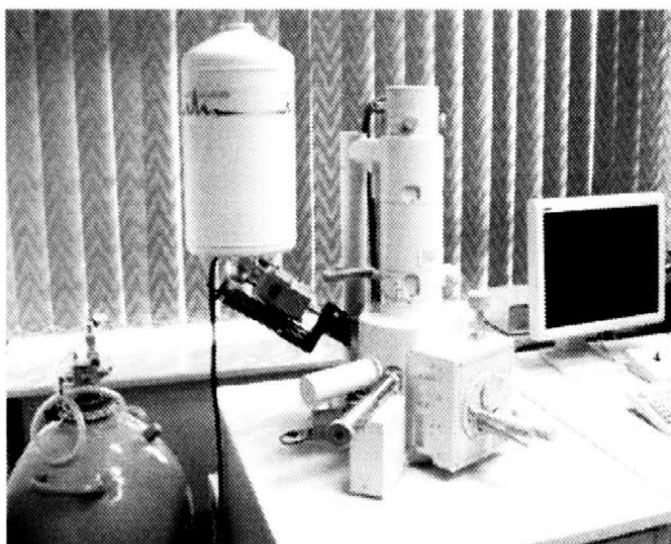


Rys. 3. Zdjęcie ziarna ściernego z nanokrystalicznego korundu spiekanego NW (pow. 40x) [2]

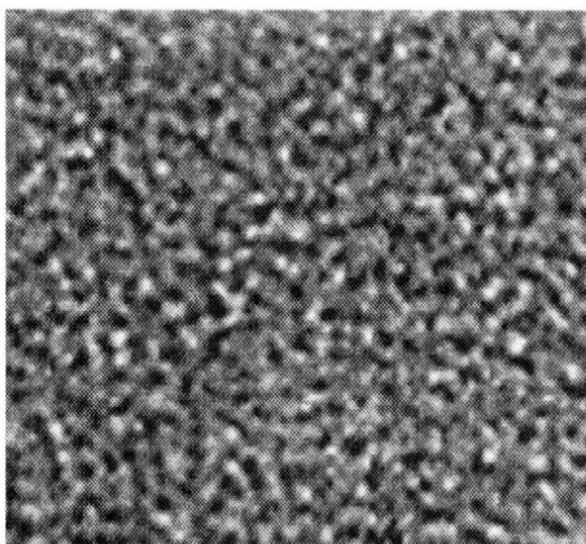
Nano-Win wytwarzamy jest prawdopodobnie poprzez chemiczne osadzanie cienkich warstw z fazy gazowej z udziałem reakcji chemicznych, z aktywacją atmosfery za pomocą wyładowania chemicznego czyli metodą PACVD (Plasma Assisted Chemical Vapor Deposition). Z uwagi na dalszy przebieg procesu technologicznego zaliczany jest do korundów spiekanych. Typowe pod względem kształtu ziarna ściernie trzech wymienionych generacji korundów spiekanych przedstawiono kolejno na rysunkach 1, 2 i 3.

2. STRUKTURY ZIAREN ŚCIERNYCH Z KORUNDÓW SPIEKANYCH

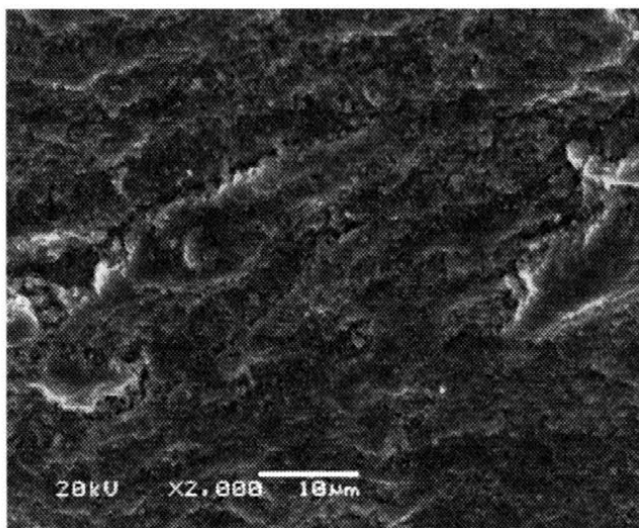
Struktury badanych ziaren ściernych obserwowano na mikroskopie skaningowym typu JEOL JSM – 5510 LV przy powiększeniach 2000x i 10000x. Powiększenia te okazały się adekwatne dla ziaren ściernych ze zwykłego i submikrokryształicznego korundów spiekanych. Natomiast struktura ziarna ściernego z „nanokryształicznego” korundu spiekanego przy powiększeniu 2000x przedstawiała się jako jednolite szare tło, a dopiero przy powiększeniu 12000x dostrzegalne były jedynie wierzchołki krystalitów. Do obserwacji mikrostruktury ziarna ściernego NW należało by zatem zastosować inną technikę (np. mikroskopię transmisyjną).



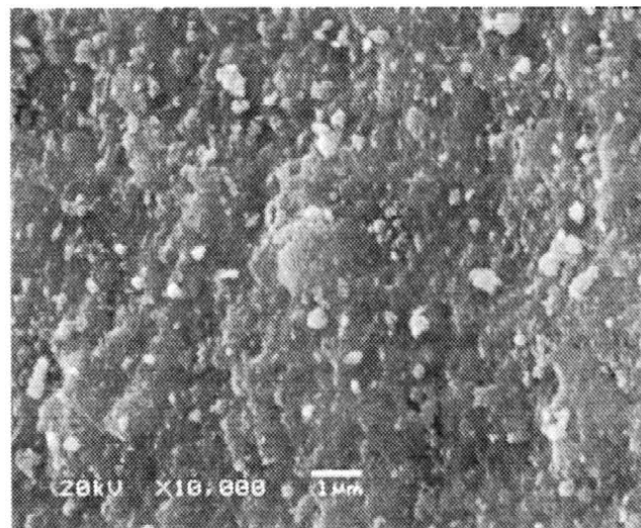
Rys. 4. Zdjęcie stanowiska badań



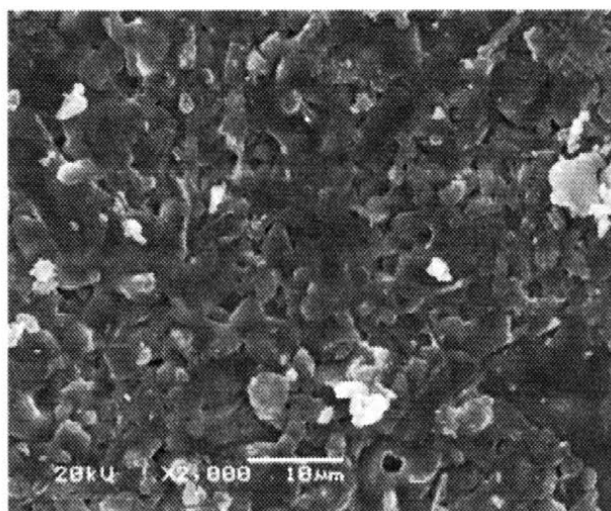
Rys. 5. Struktura nanokryształiczna korundu spiekanego NW (pow. 12000x)



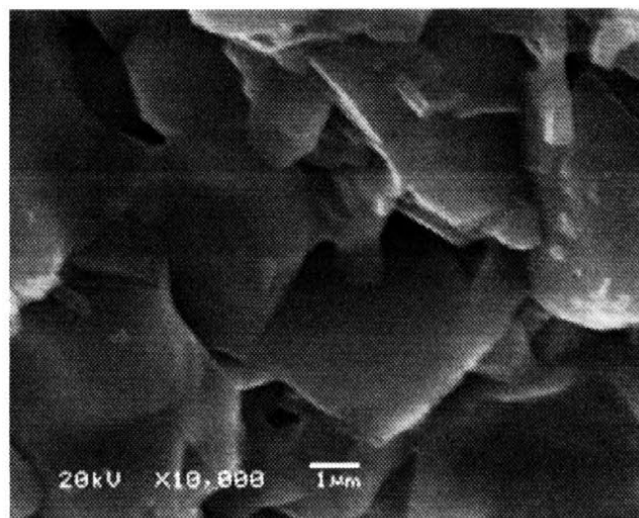
Rys. 6. Struktura submikrokrystalicznego korundu spiekanego CB (pow. 2000x)



Rys. 7. Mikrostruktura submikrokrystalicznego korundu spiekanego CB (pow. 10000x)



Rys. 8. Struktura zwykłego korundu spiekanego 76A (pow. 2000x)



Rys. 9. Mikrostruktura zwykłego korundu spiekanego 76A (pow. 10000x)

3. ZDOLNOŚĆ SKRAWNA POJEDYNCZYCH ZIAREN ŚCIERNYCH

Pod pojęciem zdolności skrawnej pojedynczego ziarna ściernego rozumie się jego zdolność do oddzielania w określonych warunkach skrawania odpowiedniej ilości materiału w jednostce czasu przy możliwie najniższym zużyciu tego ziarna w tym samym czasie. Tak rozumiana zdolność skrawna pojedynczego ziarna ściernego może być zatem utożsamiana ze względną wydajnością mikroskrawania określaną bądź to objętościowo, jak we wzorze Schlesingera z 1927 roku, bądź też

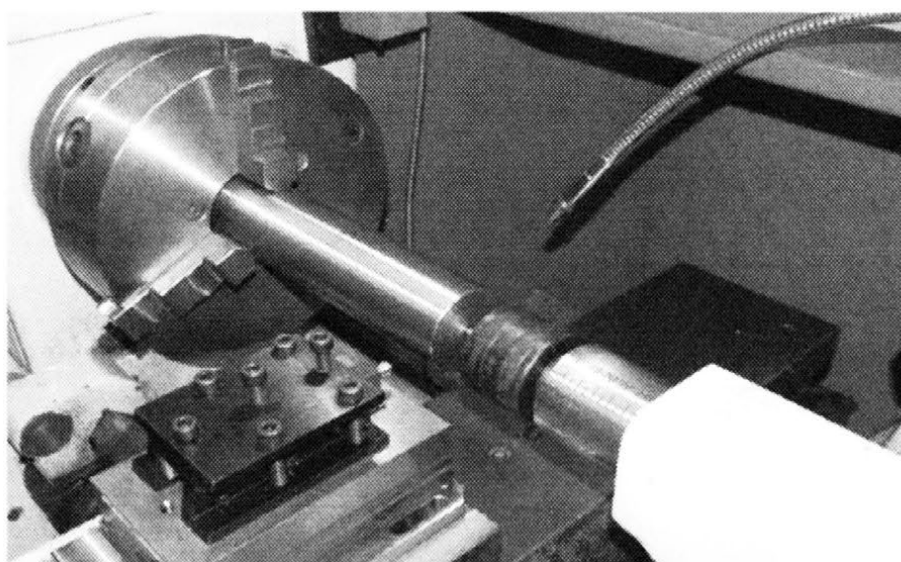
wagowo, jak we wzorze Nortona z 1932 roku. Ponieważ podejście wagowe przy wyznaczaniu zdolności skrawnej pojedynczego ziarna ściernego jest łatwiejsze w realizacji, zatem w tym artykule posłużono się następującą zależnością :

$$Z = \frac{G_m}{G_z} \% \quad (1)$$

gdzie: G_m – ciężar wiórów,
 G_z – ciężar ubytku ziarna ściernego.

4. METODYKA I TECHNIKA BADAŃ

W badaniach zastosowano ziarna ściernie typów 76A, Cubitron (CB) i NanoWin (NW) o numerach ziarna 24. Ziarna te, po odpowiednim ustawieniu i korekcie kształtu ostrza (dla ziarna 76A), wlutowano w gniazda oprawek bezkołnierzowych obciążaczy jednoziarnistych. Obciążacze te w imaku tokarki mocowane były w oprawce rozprężnej. Proces mikroskrawania zachodził podczas toczenia wałków ze stali stopowe, konstrukcyjnej, przeznaczonych do wyrobów sprzętu szczególnie obciążonego. Proces toczenia realizowany był na tokarce precyzyjnej MASTERTURN 400 z bezstopniową regulacją obrotów. Prędkość skrawania zmieniana była w zakresie od 4 do 10 m/s co 2 m/s. Wskaźnik zdolności skrawnej ziaren ściernych wyznaczano według zależności (1) odnosząc ciężar zeskranego w postaci mikrowiórów materiału obrabianego do ciężaru ubytku materiałowego ziarna ściernego po wylutowaniu go z oprawki obciążacza.



Rys. 10. Widok ogólny stanowiska do określania zdolności skrawnej ziaren ściernych

Do pomiarów używano wagi laboratoryjnej. Badania realizowano według jednoczynnikowego planu statycznego zdeteminowanego kompletnego, bez powtórzeń eksperymentów.



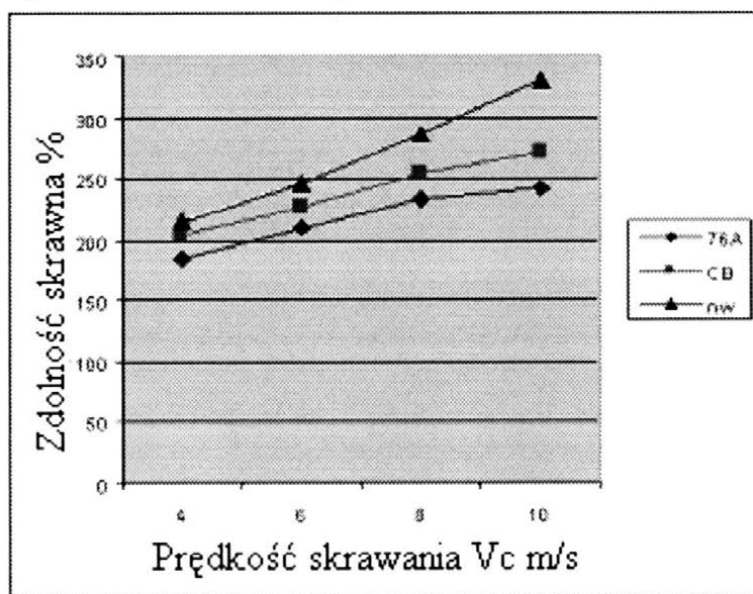
Rys. 11. Obciążacz z pojedynczym diamentem



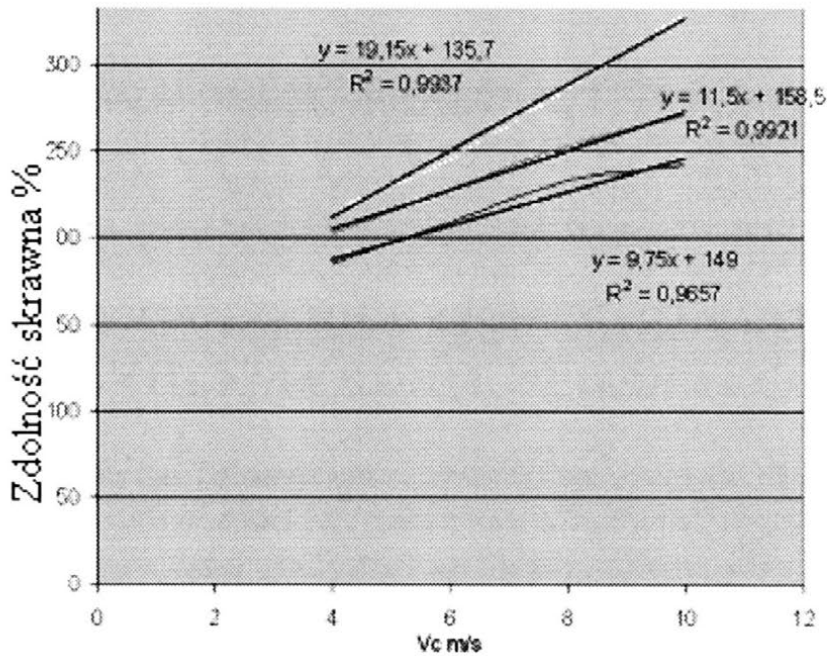
Rys.12. Typowe wióry uzyskiwane przy mikroskrawaniu ziarnami korundu spiekanego w procesie toczenia

5. WYNIKI BADAŃ

Wyniki badań doświadczalnych zdolności skrawnej ziaren ściernych korundów spiekanych 76A, CB i NW przedstawiono na wykresie (rys. 13).



Rys. 13. Porównanie zmian zdolności skrawnych badanych ziaren ściernych w zależności od prędkości mikroskrawania



Rys. 14. Aproxymacja zmian zdolności skrawnych badanych ziaren ściernych w zależności od prędkości mikroskrawania

Na podstawie wyników doświadczeń wyznaczono aproksymujące funkcje obiektów badań:

- dla zdolności skrawnej ziarna ściernego 76A ze zwykłego korundu spiekanego
 $Z = 149 + 9,75 v_c$, przy współczynniku determinacji $R^2 = 0,9657$,
- dla zdolności skrawnej ziarna ściernego CB
 $Z = 158,5 + 11,5 v_c$ przy współczynniku determinacji $R^2 = 0,9921$,
- dla zdolności skrawnej ziarna ściernego NW
 $Z = 135,7 + 19,15 v_c$ przy współczynniku determinacji $R^2 = 0,9937$.

6. PODSUMOWANIE

W wyniku przeprowadzonych badań doświadczalnych wykazano, że zdolność ziaren ściernych z korundu spiekanego wzrasta wraz ze spadkiem średniego wymiaru krystalitów tworzących ich struktury, przy czym wzrost ten jest tym intensywniejszy im wyższa jest prędkość mikroskrawania. Dlatego też ziarna ściernie typu NanoWin korzystnie jest wykorzystywać przy możliwie wysokich prędkościach skrawania .

7. LITERATURA

- [1] Niżankowski Cz.: *Properties, structure and machining capabilities sintered corundum abrasives*. Archives of Foundry Engineering, Vol. 27, Katowice 2010.
- [2] Katalogi firmy Rappold 2008.

EFFECT OF STRUCTURE ABRASIVES CORUNDUM GRAINS SINTERED IN THEIR MACHINING ABILITY

ABSTRACT: This paper presents the results of the experimental capabilities of individual cutting sintered alumina abrasive grains of different generations, submicrocrystalline and nanocrystalline in microturning process. It has been shown that the ability of abrasive grains cutting sintered alumina increases with the decrease in the average size of crystallites forming of their structure, but this increase is all the more intense the higher the speed microcutting.

^{*)} dr hab. inż. Czesław NIŻANKOWSKI, prof. PK, Instytut Technologii Maszyn i Automatyzacji Produkcji Politechniki Krakowskiej, Al. Jana Pawła II, 31 - 864 Kraków

OCENA NARZĘDZI ŚCIERNYCH SUPERTWARDYCH ZE SPOIWEM ŻYWICZNYM NOWEJ GENERACJI¹

Marcin Skowron^{*)}, Robert Święcik^{**)}, Mirosław Urbaniak^{***)}

STRESZCZENIE: *Opracowanie niniejsze dotyczy porównania wyników badań eksploatacyjnych ściernic wykonanych ze spoiw nowej generacji i dotychczasowych spoiw produkcyjnych przeznaczonych do ściernic diamentowych i do ściernic z regularnym azotkiem boru.*

1. WSTĘP

Wprowadzenie nowych lub zmodernizowanych narzędzi ściernych na rynek, oprócz działań marketingowych, wymaga wykazania i potwierdzenia zalet, jakie posiadają one w odniesieniu do narzędzi aktualnie stosowanych. Aby to potwierdzić, potrzebne są konkretne wyniki badań eksploatacyjnych, prowadzonych w różnych warunkach. Realizacja projektu rozwojowego wprowadzenia nowych żywic do spoiw ściernic supertwardych była początkiem drogi w kierunku wdrożenia kompozycji żywic do spoiw, umożliwiających osiągnięcie lepszych właściwości produkowanych narzędzi. Poniżej przedstawiono syntetycznie opracowane wyniki badań, stanowiących porównanie parametrów eksploatacyjnych ściernic ze spoiwami dotychczas stosowanymi i spoiwami posiadającymi żywicę nowej generacji [1]. Badania wykonano dwuetapowo. Na **pierwszym etapie** do badań użyto ściernic standardowych producenta oraz ściernic z wybranymi spoiwami z przebadanych wcześniej żywic nowolakowych modyfikowanych oznaczonych symbolami P3, P7, P8 i P9². Wszystkie ściernice na tym etapie zawierały ścierniwo o ziarnistości 126.

Na **drugim etapie** wykonano badania ściernic diamentowych ze spoiwami zawierającymi najlepszą dla nich proponowaną żywicę P3. Ściernice te zawierały ścierniwo diamentowe o ziarnistościach 76, 90, 126, 151 i 181.

¹ Praca zrealizowana w ramach projektu badawczo-rozwojowego nr R05 044 02.

² Szczegóły opisano w opracowaniu: „Porównanie właściwości wybranych spoiw żywicznych”, które zawiera niniejsza monografia [2].

2. METODYKA BADAŃ

Badania realizowano na stanowisku badawczym wyposażonym w szlifierkę narzędziową typu 4AM (FUM Pabianice). Zakres badań obejmował próby wglębnego szlifowania płaszczyzn płaskich próbek z hartowanej stali C55 (50 HRC), SW7M (62 HRC) ściernicą z regularnego azotku boru (CBN) oraz węglików spiekanych H20 ściernicą diamentową. Do oceny procesu szlifowania posłużono się pomiarami: składowych siły szlifowania, temperatury warstwy wierzchniej (WW), zużycia ściernic oraz pomiarami chropowatości powierzchni po szlifowaniu.

Do pomiarów sił szlifowania zastosowano siłomierz piezoelektryczny firmy KISTLER typu 9257B, mocowany do stołu szlifierki, rejestrujący wyniki z częstotliwością próbkowania 100Hz. Pomiary chropowatości powierzchni wykonano profilometrem Hommelwerke T1000. Pomiary porównawcze temperatury warstw wierzchnich realizowano z użyciem pirometrów punktowych Rayomatic 14, umieszczonych na wrzecienniku ściernicy skierowanych: jeden na czynną powierzchnię ściernicy, a drugi na stół szlifierki, na którym mocowano próbki w imadle zainstalowanym na siłomierzu. Pomiar temperatury warstwy wierzchniej ściernic rejestrowano w sposób ciągły, natomiast temperaturę warstwy wierzchniej próbek w momentach, gdy próbki przemieszczały się pod piometrem w ruchu nawrotnym stołu. Wyniki rejestrowano przy pomocy komputera PC z wykorzystaniem karty A/C typu KUSB 3208 i własnego oprogramowania do opracowania wyników.

Szlifowano płaskie próbki o długości 100 mm i szerokości 8 mm, pozostawiając przy tym dwa milimetry szerokości ściernicy do pomiarów odnicsienia przy kontroli zużycia ściernic. Każda próba polegała na usunięciu 0,5 mm naddatku w liczbie cykli szlifowania nawrotnego płaszczyzn, odpowiadającej założonemu dosuwowi. Zużycie ściernic oraz wartość zeszlifowanego naddatku mierzono odpowiednio mikromierzem i głębokościomierzem mikrometrycznym.

Ostrzenie ściernic przeprowadzano z wykorzystaniem ściernicy korundowej o ziarnistości 60 z prędkością 15 m/s i dosuwem 0,03 mm/przejsięcie (przejsięcia zgrubne) i z dosuwem 0,01 mm/przejsięcie (przejsięcia wykończeniowe). Tak realizowany proces zapewniał uzyskanie powtarzalności obciążania ściernic. Podczas obciążania ściernicowego prędkość ściernicy ze spoiwem żywicznym zmniejszano do około 1 m/s. Następnie obciążanie przeprowadzano w warunkach odpowiadającym warunkom stosowanym produkcyjnie, tj. z osełką zamocowaną w imadle szlifierskim stosując dosuw 0,01 mm.

Warunki przeprowadzonych badań przedstawiono w tabeli 1.

Zestawienie warunków badania ściernic

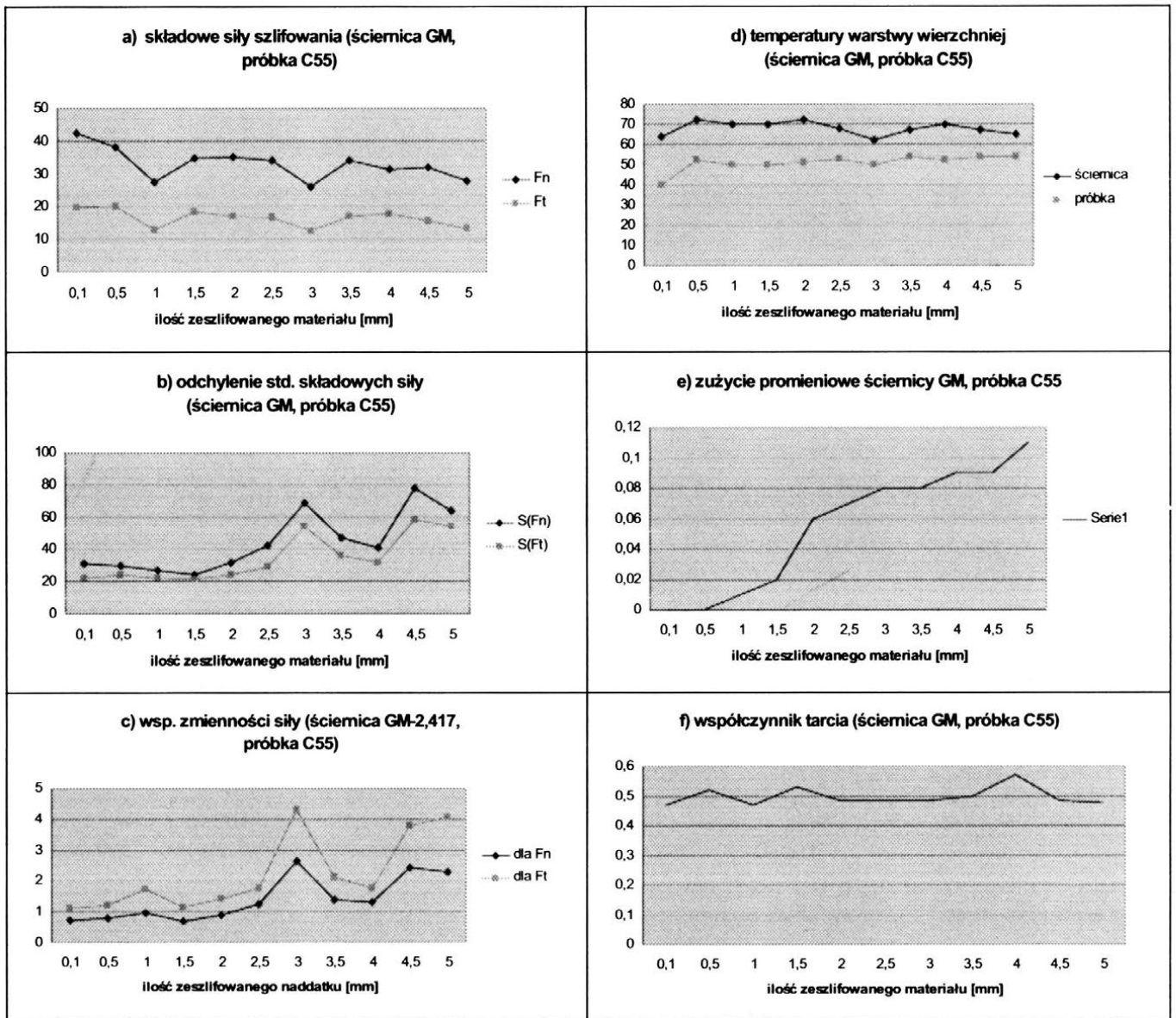
Lp.	Wielkości nastawne	Jednostki	Wartości
2.	Szlifowanie bez chłodzenia		
3.	Charakterystyka ściernic	1A1 63 x 10 x 5 x 20 D126 (B126) K100 S GM (P3,P7,P8,P9) s	
4.	Prędkość ściernicy	m/s	21
5.	Prędkość próbki	m/s	0,15
6.	Dosuw szlifowania	mm/podw. skok	0,01
Lp.	Wielkości rejestrowane	Jednostki	Zakres
1.	Składowa styczna	N	± 633
2.	Składowa normalna	N	± 1333
3.	Temperatura WW spoiwa	°C	0 ÷ 900
4.	Temperatura WW próbki	°C	0 ÷ 900
5.	Zużycie ściernicy	mm	0 ÷ 1

Otrzymywane wyniki opracowywano statystycznie, wyznaczając:

- średnie wartości składowych siły szlifowania oraz ich odchylenia standardowe i współczynniki zmienności,
- średnie wartości temperatur warstwy wierzchniej ściernic i szlifowanych próbek, oraz zużycie ściernic i chropowatość powierzchni szlifowanej.

Obliczano również iloraz składowej stycznej do normalnej dla siły szlifowania, co z tribologicznego punktu widzenia przyjęto nazywać współczynnikiem tarcia. Przedstawione wykresy opracowano z użyciem programów Matlab i MS-Excel. Przykładowe wykresy dotyczące szlifowania stali C55 ściernicą CBN ze spoiwem produkcyjnym (GM) przedstawiono na rysunku 1.

Narzucone warunki eksploatacyjne: usuwanie 0,5 mm wysokości próbki pomiędzy kolejnymi pomiarami zużycia ściernicy i chropowatości powierzchni szlifowanej były dla oceny trwałości zbyt mało dokładne. Okres niestabilności pracy ściernic przy tych dość intensywnych warunkach szlifowania pojawiał się i narastał dość szybko. Powstawały duże amplitudy drgań powodujące dynamiczne przekroczenie wskazań siłomierza. W takim przypadku uznawano, że ściernica utraciła dobre właściwości skrawne, następowało samoostrzenie, które na krótki okres odkrywało nowe ziarna ściernic. Jednak utrata przy tym kształtu i wymiaru ściernicy dyskwalifikowała jej dalszą eksploatację bez ponownego obciążania, co skutkowało przerwaniem prób szlifowania.



Rys.1. Opracowane wyniki badań ściernicy cBN ze spoiwem GM, próbka stalowa C55

3. OPRACOWANIE WYNIKÓW BADAŃ ŚCIERNIC Z ŻYWICAMI P3, P7, P8 I P9

Na podstawie otrzymanych wyników opracowano ich zbiorcze zestawienie w tabelach 2, 3 i 4. Dane odpowiadają okresowi dobrej stabilnej pracy ściernic, podczas której zużycie promieniowe wynosiło kilka setnych milimetra i było głównie starciem ziaren ściernych – CBN i diamentowych. W tabelach przedstawiono wyniki wartości sił odpowiadające pracy ściernic przypadające na jeden mm ich szerokości. Wyniki badań właściwości ściernic z ziarnami cBN, szlifujących hartowaną stal C55 zebrano w tabeli 2.

Tabela 2

Zestawienie wyników badań spoiw ściernic CBN szlifujących stal C55

Gatunek spoiwa	Usunięty naddatek [mm ³ /mm]	Składowa styczna [N/mm]	Składowa normalna [N/mm]	Średni wsp. tarcia	Średnia temp. WW próbki [°C]	Średnia temp. WW ściernicy [°C]
GM 1	150	2,31	3,96	0,4956	53	69
GM2	80	3,15	5,93	0,5534	59	78
P3	15	3,89	9,51	0,4082	50	71
P7	300	2,27	4,01	0,5105	55	64
P8	40	3,00	8,11	0,3742	71	85
P9	50	2,98	12,36	0,4863	45	70

Przeprowadzone badania wykazały, że największą trwałością odznaczała się ściernica ze spoiwem P7. Ściernicą tą zeszlifowano dwukrotnie większy naddatek, niż w przypadku ściernicy produkcyjnej w serii prób GM1. Realizacja prób szlifowania z użyciem ściernicy ze spoiwem P7 ujawniła również występowanie najniższych wartości sił szlifowania. Nie zaobserwowano natomiast istotnych różnic temperatury w tym procesie, które były zbliżone do innych ściernic.

Podobny, bardzo korzystny wynik zanotowano, szlifując ściernicą CBN ze spoiwem P7 zahartowaną stal szybko tnącą SW7M (tabela 3).

Tabela 3

Zestawienie wyników badań spoiw ściernic CBN szlifujących stal SW7M

Gatunek spoiwa	Usunięty naddatek [mm ³ /mm]	Składowa styczna [N/mm]	Składowa normalna [N/mm]	Średni wsp. tarcia	Średnia temp. WW próbki [°C]	Średnia temp. WW ściernicy [°C]
GM	15	2,81	11,49	0,2440	40	40
P3	20	2,86	7,94	0,3603	79	91
P7	70	1,81	6,63	0,2732	55	61
P8	10	2,07	7,58	0,2734	61	84
P9	35	3,73	11,48	0,3244	80	90

Na tej podstawie można twierdzić, że kompozycja żywicy P7 może lepiej nadawać się na spoiwa ściernic z cBN i mogłaby zastąpić dotychczasową żywicę producenta, dając lepsze wyniki eksploatacyjne.

Pozostałe ściernice, wykonane z nowoczesnych żywic klasy P, były trwałościowo porównywalne przy szlifowaniu stali szybko tnącej i gorsze przy szlifowaniu stali C55 od ściernic z żywicą producenta GM.

W kolejnym kroku badano ściernice diamentowe. Opracowane wyniki badań tych ściernic zebrano w tabeli 4.

Tabela 4

Zestawienie wyników badań spoiw ściernic diamentowych szlifujących węglak H20

Gatunek spoiwa	Usunięty naddatek [mm ³ /mm]	Składowa styczna [N/mm]	Składowa normalna [N/mm]	Średni wsp. tarcia	Średnia temp. WW próbki [°C]	Średnia temp. WW ściernicy [°C]
GM1	370	3,40	8,41	0,4298	86	123
GM2	650	3,44	10,54	0,3246	71	82
P3	70	2,50	6,04	0,4130	71	88
P7	60	2,14	6,29	0,3412	78	85
P8	40	3,63	11,65	0,3143	94	121
P9	20	3,54	7,31	0,4835	80	93

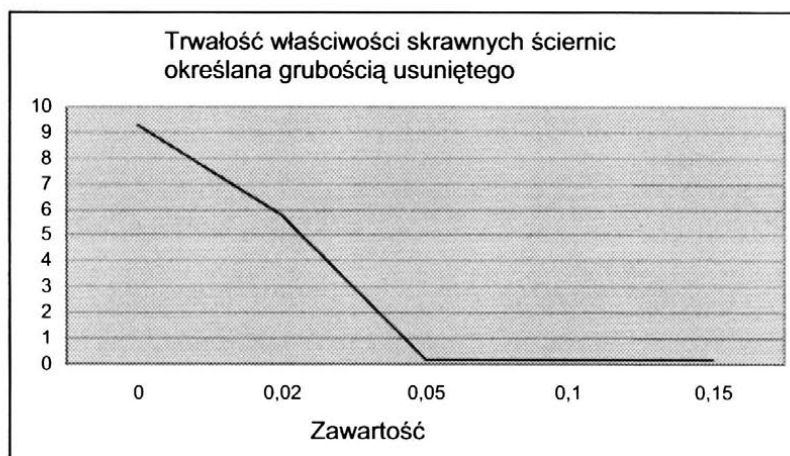
Analizując to zestawienie, można stwierdzić, że bezkonkurencyjnie lepsze było spoiwo z żywicą producenta. Przy podobnych wartościach sił szlifowania i temperaturach warstw wierzchnich ściernic i próbek uzyskano dla niego zdecydowanie największe trwałości właściwości skrawnych ściernic.

W tym miejscu warto zauważyć, że we współpracy z producentem ściernic uzgodniono, iż zamianie podlegają tylko żywice z ich modyfikacjami, a pozostałe składniki spoiwa – ilość i rodzaj napełniaczy - były takie same.

Rozważając możliwe przyczyny gorszych wyników, uzyskanych dla ściernic diamentowych, zwrócono uwagę na elastyczność spoiw. Do żywic klasy P wprowadzano plastyfikatory. Jeśli do spoiwa dodawano również takie składniki w formie napełniaczy (realizatorom badań nie był znany pełen skład spoiwa), to elastyczność spoiw mogła być zbyt duża i efektem był krótszy okres trwałości.

Hipotezę tę sprawdzono w drugim etapie badań, korzystając z podpowiedzi komputerowego programu projektowania ściernic. Wykonano ściernice i przeprowadzono badania ze zmianą zawartości modyfikatora. Program ten testowano przy użyciu spoiw do ściernic diamentowych. Wybrano spoiwo z żywicą P3, dającą najlepsze wyniki spośród spoiw syntezowanych w pracy i wykorzystanych tu do wykonania badań.

Badania przeprowadzono według wyżej opisanej metodyki. Analizowanym kryterium jakości spoiwa była tu trwałość właściwości skrawnych ściernic. Wyniki tych badań z różną zawartością modyfikatora żywicy przedstawiono na rysunku 2.



Rys. 2. Wpływ zawartości modyfikatora w żywicy P3 na trwałość właściwości skrawnych ściernic diamentowych

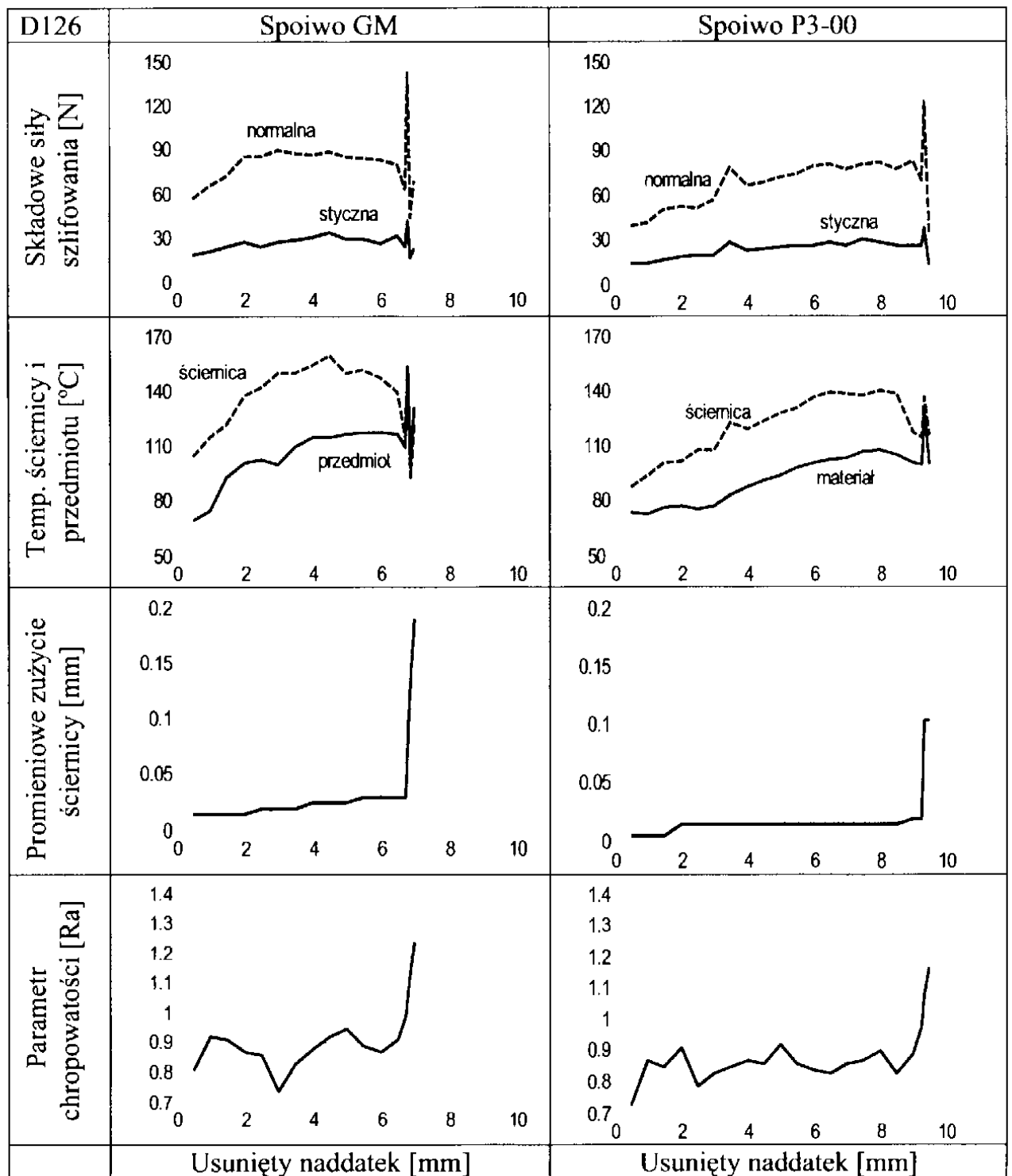
Oceniając wpływ zawartości modyfikatora w żywicy P3 można stwierdzić, że jego zawartość przeszkadza w osiągnięciu zadowalającej trwałości ściernic. Całkowite jego usunięcie umożliwiło uzyskanie najlepszego efektu. Stąd w drugim etapie powtórzono badania dla ściernic diamentowych ze spoiwem wyposażonym w żywicę P3 bez modyfikatora, oznaczaną dalej jako P3-00.

4. OPRACOWANIE WYNIKÓW BADAŃ ŚCIERNIC DIAMENTOWYCH Z ŻYWICĄ P3-00

Na drugim etapie badań aplikacyjnych przeprowadzono badania porównawcze ściernic ze spoiwem nowej generacji zawierającym żywicę P3-00 i ściernic produkcyjnych (oznaczane GM). Ściernice te zawierały ścierniwo diamentowe w koncentracji 100 ($4,4 \text{ ct/cm}^3$) i wielkości według FEPA: 76, 107, 126, 151 i 181 μm . Badania realizowano w warunkach określonych w tabeli 1, a metodyka postępowania była podobna jak poprzednio.

Przykładowe opracowanie wyników badań porównawczych dla ściernic o ziarnistości D126 przedstawiono na rysunku 3.

W warunkach prowadzonych badań dla narzędzi o tej ziarnistości uzyskano zbliżone wartości składowych stycznych sił szlifowania, natomiast składowa normalna siły dla ściernicy GM miała większą wartość, niż dla ściernicy P3-00 od 30% w początkowym okresie pracy do 10% w końcowym okresie trwałości.



Rys. 3. Wyniki badań eksploatacyjnych ściernic o ziarnistości D126 i spoiwach GM oraz P3-00

Temperatury warstwy wierzchniej ściernicy i przedmiotu były większe dla ściernicy GM od 10 do 20%. Natomiast chropowatości powierzchni szlifowanych były porównywalne i wynosiły w zakresie 0,8 – 0,9 μm . Trwałość ściernicy GM pozwoliła na usunięcie 6,8 mm materiału szlifowanego z próbki węglkowej;

trwałość ściernicy P3-00 wystarczyła do usunięcia 9,25 mm materiału próbki i była większa o 37%.

Analizując wyniki badań, opracowano zestawienie zbiorcze przedstawione w tabeli 5.

Tabela 5

Zbiorcze wyniki badania ściernic ze spoiwem zawierającym żywicę P3-00

Gatunek spoiwa	Ziarnistość Ścierniwa [μm]	Usunięty naddatek [mm]	Składowa styczna [N/mm]	Składowa normalna [N/mm]	Osiągana temp. WW próbki [°C]	Osiągana temp. WW ściernicy [°C]
GM	76	10,5	2,8	10,1	120	130
P3-00		8,8	2,2	5,6	93	105
GM	107	19,9	2,9	10,6	95	130
P3-00		16,3	1,9	8,9	96	115
GM	126	6,8	4,2	13,4	115	152
P3-00		9,25	4,1	12,1	106	141
GM	151	8,2	4,2	9,8	95	102
P3-00		9,3	5,3	13,2	94	124
GM	181	1,8	3,4	6,3	64	85
P3-00		1,3	3,7	8,9	76	110

Z analizy zapisów przedstawionych w tej tabeli wynika, że ściernice ze spoiwem P3-00 charakteryzują się podobnymi właściwościami użytkowymi do ściernic ze spoiwem producenta. Przeprowadzone badania z użyciem ściernic P3-00 wykazały w dwóch przypadkach istotnie lepszą trwałość oraz gorszą trwałość również w dwóch przypadkach. Rozbiczności sięgają 30%. Natomiast mniejsze wartości sił i temperatur szlifowania uzyskano dla ściernic ze spoiwem zawierającym żywicę P3-00 w trzech przypadkach, a mniejsze dla ściernic producenta w dwóch przypadkach.

5. PODSUMOWANIE

Przeprowadzone badania aplikacyjne pozwoliły wykazać przydatność ściernic z nowymi kompozycjami spoiw, zawierającymi żywice P3 i P7.

Żywica P7 wykazała swoją przydatność dla spoiw do ściernic ze ścierniwem CBN. Dzięki niej uzyskano przeciętnie dwa razy lepsze wyniki szlifowania takimi ściernicami.

Żywica P3 w wersji P3-00 bez modyfikatora wykazała przydatność do spoiw dla ściernic diamentowych. Trwałość takich ściernic jest porównywalna

z trwałością ściernic dotychczas produkowanych w firmie współpracującej w projekcie.

Wynikiem zrealizowanych prac w ramach projektu będzie postępowanie wdrożeniowe. W pierwszej kolejności zostaną zoptymalizowane składy spoiw z nową żywicą do ściernic ze ścierniwem z regularnego azotku boru.

6. LITERATURA

- [1] *Spoiwo polimerowe nowej generacji w zastosowaniu do narzędzi ściernych i okładzin hamulcowych. Projekt badawczo-rozwojowy nr R05 044 02. Sprawozdanie z badań narzędzi ściernych, część III. Politechnika Łódzka. Łódź 2010.*
- [2] Urbaniak M.: *Porównanie właściwości wybranych spoiw żywicznych. Monografia XXXIII Naukowa Szkoła Obróbki Ścierniej, Łódź 2010.*

ASSESSMENT OF ABRASSIVE SUPERHARD TOOLS WITH NEW GENERATION OF RESINOUS BOND

***ABSTRACT:** In the paper the results concerning comparison of exploitation examinations of grinding wheels made of former and a new generation production bonds intended to diamond and regular cubic boron nitride grinding wheels have been presented.*

^{*)} mgr inż. Marcin SKOWRON, Politechnika Łódzka, Katedra Technologii Maszyn, Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź

^{**)} dr inż. Robert ŚWIĘCIK, Politechnika Łódzka, Katedra Technologii Maszyn, Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź

^{***)} dr hab. inż. Mirosław URBANIAK, prof. PŁ, Politechnika Łódzka, Katedra Technologii Maszyn, Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź

WPLYW SPOSOBU OTRZYMYWANIA BIOKOMPOZYTU KORUNDOWO – SZKLISTEGO NA JEGO MIKROSTRUKTURĘ I BIOKOMPATYBILNOŚĆ

Barbara Staniewicz – Brudnik^{*)}, Małgorzata Lekka^{**)}, Elżbieta Bączek^{***)}, Krystyna Wodnicka^{****)}, Włodzimierz Wilk^{*****)}

STRESZCZENIE: Zaprezentowano wyniki badań nad wpływem sposobu otrzymywania podłoży biokompozytu korundowo – szklistego zawierającego submikrokryształiczny korund spiekany jako matrycę i bioszkło w ilości 10, 20 i 30% wag. na jego mikrostrukturę i biokompatybilność. Przeprowadzono obserwacje mikroskopowe próbek (SEM), określono również gęstość rzeczywistą, pozorną, helową, porowatość całkowitą, powierzchnię właściwą, wielkość i udział procentowy makro i mezoporów. Stwierdzono, że wraz ze wzrostem zawartości bioszkła maleje gęstość rzeczywista podłoży. Biokompatybilność określono przez stopień przeżywalności komórek fibroblastów skóry ludzkiej linii CCL 110 hodowanych na tych podłożach przez 96 godzin. Najlepsze efekty uzyskano na podłożu niedogęszczanym z 10% domieszką bioszkła.

1. WSTĘP

Biokompatybilne kompozyty korundowo – szkliste stanowią nową generację materiałów ceramicznych stosowanych w inżynierii tkankowej, będącej działem medycyny regeneracyjnej [1, 2, 3, 4]. Podłoża z biomateriałów (nieorganicznych, polimerowych, hybrydowych) stanowią dwuwymiarowe lub przestrzenne rusztowania, które zasiedla się komórkami (np. fibroblastami) hodując je w warunkach in vitro, a następnie powstały produkt materiałowo – komórkowy wszczepia się w miejsce ubytku [5]. Głównym zadaniem takiego rusztowania jest fizyczne wspieranie komórek oraz regulacja ich namnażania, różnicowania i morfogenyzy [1].

Podstawowe kryteria, które powinny spełniać podłoża [5, 6, 7, 8] zostały sformułowane następująco:

- podłoża powinny zawierać pory wzajemnie łączące się o odpowiedniej wielkości sprzyjające integracji komórek, a następnie tkanek i ich unaczynnieniu;
- powinny mieć odpowiednie właściwości chemiczne (odpowiednią bioaktywność, nictoksyczność), aby sprzyjać przyłączaniu komórek do podłoża, ich różnicowaniu i namnażaniu, właściwości mechaniczne (odpowiednią wytrzymałość na rozciąganie, skręcanie, twardość, moduł Younga) zbliżone do materiałów naturalnych;
- powinny być wykonywane z materiałów o kontrolowanej biodegradowalności (biosorpcji), tak by tkanka mogła po określonym czasie zastąpić podłoże;
- nie mogą powodować niepożądanych reakcji;
- powinny być łatwo wytwarzane w zróżnicowanych kształtach i wymiarach.

Mając na uwadze wszystkie te wymagania, zsyntetyzowano podłoża, stanowiące biokompatybilne kompozyty korundowo – szkliste. Biokompozyty te, łącząc cechy materiałów wchodzących w ich skład (Al_2O_3 , szkła) pozwalają na uzyskanie unikalnych właściwości takich jak: wysoka wytrzymałość mechaniczna, odporność na pękanie, wysoka biogodność i bioaktywność [9,10,11].

Celem naszej pracy jest otrzymanie biokompozytów korundowo – szklistych spełniających powyższe kryteria, jednocześnie uzyskanych w sposób prosty, tani i energooszczędny. Etap pierwszy tej pracy jest poświęcony wpływowi sposobu otrzymywania podłoża na ich mikrostrukturę i biokompatybilność.

2. PRZEDMIOT I METODYKA BADAŃ

Przedmiotem badań jest kompozyt zawierający matrycę z submikrokryształicznego korundu spiekane go z dodatkiem bioszkl a z układu $CaO-SiO_2 - P_2O_5 - Na_2O$ w ilości 10, 20 i 30 % wag, otrzymywany techniką metalurgii proszków, w procesie spiekania swobodnego w atmosferze powietrza w piccu elektrycznym. Submikrokryształiczny korund spiekany jest odmianą $\alpha-Al_2O_3$ nowej generacji o ultradyspersyjnej mikrostrukturze na drodze przekształcenia zolu tlenku glinu w żel. Ziarno o granulacji wyjściowej F 150 (125-150 μm) mielono przez 20 godzin, w celu uzyskania odpowiedniego rozwinięcia powierzchni (10.3m²/g.).

Bioszkl o z układu $CaO - SiO_2 - P_2O_5 - Na_2O$ (FB3) uzyskano metodą frytowania w temperaturze 1350°C przy użyciu picca elektrycznego. Następnie szkl o mielono przez 20 godzin, aby otrzymać odpowiednio rozwiniętą powierzchnię właściwą (1.92 m²/g.).

Kompozyty otrzymywano dwoma technikami:

- poprzez sprasowanie na zimno i spickanie swobodne;
- poprzez sprasowanie na zimno, dogłaszczanie izostatyczne i spiekanie swobodne.

Próbki małe ($\text{Ø}10 \times 2$) i duże ($\text{Ø}16 \times 5$) sprasowano na prasie śrubowej pod naciskiem 1 – 1,5 MPa, a następnie dogłaszczano izostatycznie lub nie dogłaszczano. Obróbkę cieplną prowadzono bez matryc, w piecu elektrycznym w atmosferze powietrza, według ustalonej charakterystyki, z przetrzymaniem w temperaturze przez 2 godziny.

Badania właściwości fizykomechanicznych (obserwacje mikroskopowe, porowatość, nasiąkliwość, gęstość pozorną) wykonywano na tabletkach $\text{Ø}16 \times 5$ mm.

Obserwacje mikroskopowe na elektronowym mikroskopie skaningowym firmy Joel typ JSM 6460 LV wykonywano w wysokiej próżni ($\sim 1,3 \times 10^{-3}$ Pa), przy napięciu przyspieszającym 20 kV, powiększeniu 20x, 100x i 1000x wykorzystując obraz BEC.

Pomiary gęstości rzeczywistej (d_{rzecz}) – na próbkach proszkowych (uziarnienie $> 60 \mu\text{m}$) oraz helowej d_{hel} (na tabletkach $\text{Ø} 16 \times 5$ mm) wykonano za pomocą piknometru helowego AccuPyc1330 produkcji firmy Micrometrics. Przed właściwymi pomiarami próbki były wstępnie desorbowane przez 10–cio krotne przepłukiwanie czystym helem. Wykonano 5 równoległych pomiarów dla każdej próbki. Wyniki wykorzystano do wyliczenia porowatości zamkniętej.

Pomiary gęstości pozornej (d_{poz}) i porowatości całkowitej (P_c) zrealizowano za pomocą analizatora gęstości GeoPyc, model 1360 produkcji firmy Micrometrics. Wykonano 10 równoległych pomiarów dla każdej próbki. Wyznaczono: gęstość pozorną (g/cm^3), objętość porów w materiale $V_c(\text{cm}^3/\text{g})$ oraz porowatość całkowitą (%).

Pomiary powierzchni właściwej (S_{BET}) wykonano za pomocą wielofunkcyjnej aparatury do pomiaru powierzchni właściwej i porowatości ASAP 2010, produkcji amerykańskiej firmy Micromeritics. Powierzchnię właściwą S_{BET} wyznaczono metodą fizycznej adsorpcji azotu w temperaturze ciekłego azotu (77K) z równania Brunauera – Emmeta – Teller (teoria wielowarstwowej adsorpcji par). Przed pomiarem powierzchnia badanych próbek była poddana desorbacji poprzez działanie temperatury 105°C , próżni oraz przepłukiwanie czystym helem. Czas odgazowywania próbek wynosił ok. 8 godzin. Stan odgazowania powierzchni kontrolowano w trybie automatycznym.

Do obliczeń powierzchni właściwej wykorzystano dane z izotermy adsorpcji z zakresu ciśnień względnych p/p_0 od ok. 0,06 do ok. 0,20 %, a objętość i wymiary mezoporów zostały wyliczone przy p/p_0 wynoszącym 0,97 %.

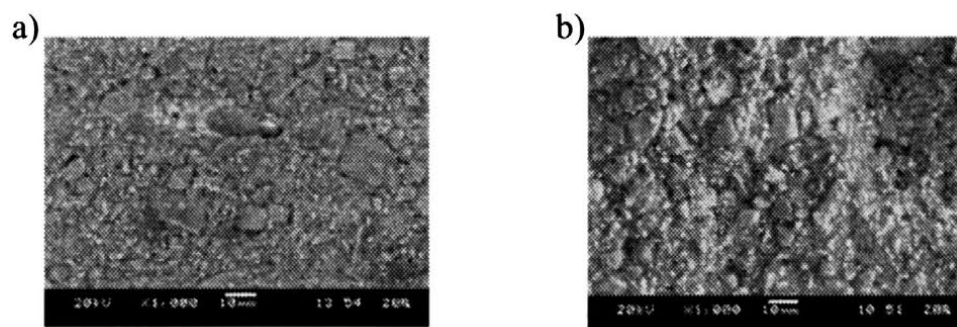
Biokompatybilność podłoży określono przez obserwację wzrostu fibroblastów skóry ludzkiej (linia CCL 110 firmy LGProchem), hodowanych na tabletkach Ø10x2mm w Instytucie Fizyki Jądrowej w Pracowni Badań Mikroukładów Biofizycznych. Użyto małych tabletek ze względu na wymogi proceduralne.

Do hodowli komórkowej powierzchnię podłoży (FB3 w1ssc, w2ssc, w3ssc) przygotowano poprzez wykonanie quasi – zglądu, 12 godziną kąpiel w alkoholu i przy dwugodzinnym naświetlaniu lampą UV z każdej strony próbki. Na tak przygotowanych podłożach hodowano przez 96 godzin fibroblasty skóry ludzkiej w środowisku fizjologicznym, które stanowiło medium hodowlane DMEM (Dulbecco's Modified Eagle Medium) wzbogacone 5 % surowicą płodową pochodzącą z krwi bydlęcej (Fetal Calf Serum) oraz 1% mieszaniną antybiotyków (streptomycyna, neomycyna, penicylina). Po 96 godzinach, cytoszkielet aktywny komórki wybarwiono wykorzystując falojdynę znakowaną fluorescencyjnie barwnikiem Alexa – Fluor 488. Obrazy fluorescencyjne zostały zarejestrowane przy pomocy mikroskopu Olympus IX71 wyposażonego w lampę rtęciową 100 W, filtr V – MWIG2 i kamerę cyfrową XC 10 pracującą w programie Cell 2.

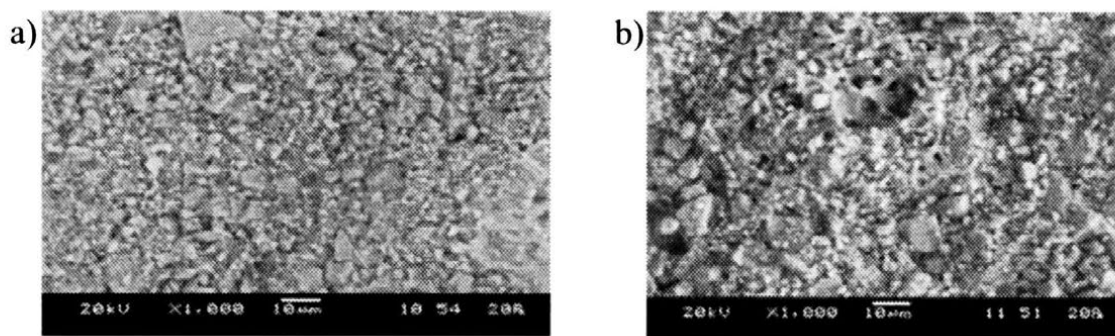
3. WYNIKI I DYSKUSJA

Obserwacje mikroskopowe przeprowadzone na mikroskopie skaningowym uwidocznily różnice w mikrostrukturze próbek dogęszczanych i nie dogęszczanych. Próbki otrzymane bez dogęszczania były bardziej porowate, posiadały więcej porów mniejszych (mezoporów).

Próbki dogęszczane miały mikrostrukturę zwartą z niewielką ilością większych porów. Zdjęcia obydwu typów próbek przy różnych powiększeniach 100x, 1000x zestawiono poniżej (rys. 1 - 2).



Rys. 1. Obserwacje SEM próbka W1 ssc, pow. 1000x; a) dogęszczona izostatycznie; b) niedogęszczona izostatycznie



Rys. 2. Obserwacje SEM próbka W2 ssc, pow. 1000x; a) dogęszczana izostatycznie, b) niedogęszczana izostatycznie

Badania gęstości rzeczywistej próbek (tabela 1) wykazały, że niezależnie od sposobu otrzymywania, wraz ze wzrostem zawartości szkła w kompozycie jego gęstość rzeczywista maleje (od 3,615 do 3,474 g/cm³).

Wyniki gęstości pozornej określającej zarówno szkielet, jak i pory otwarte i zamknięte, uwiarydliły, że gęstość pozorna maleje wraz ze wzrostem zawartości szkła, zarówno w przypadku dogęszczania izostatycznego jak i bez, przy czym wartość gęstości pozornej próbek dogęszczanych była wyższa niż niedogęszczanych, co wynika z procesu otrzymywania. Gęstość helowa opisująca tylko pory zamknięte wskazuje jednoznacznie na wzrost ilości porów zamkniętych w kompozycie, co istotnie obniża gęstość pozorną próbek dogęszczanych (od 2,2821 g/cm³ do 1,9637 g/cm³) i niedogęszczanych (od 2,3179 g/cm³ do 2,0442 g/cm³). Powierzchnia właściwa próbek S_{BET} wraz ze wzrostem zawartości bioszklą maleje, zarówno w przypadku niedogęszczanych jak i dogęszczanych próbek.

Tabela 1

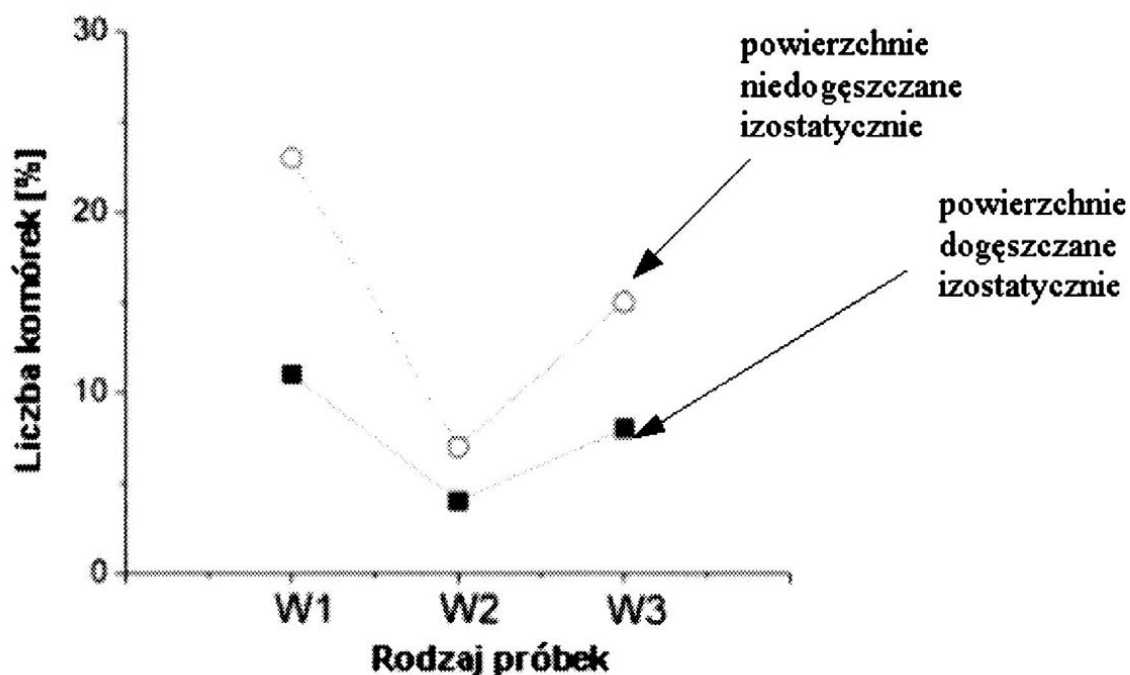
Parametry tekstury

Próbka/ parametr	W1 bez dog.	W1 dog.	W2 bez dog.	W2 dog.	W3 bez dog.	W3 dog.
d_{rzecz} , g/cm ³	3,6150 ±0,0050	3,6150 ±0,0050	3,5296 ±0,0193	3,5296 ±0,0193	3,4743 ±0,0252	3,4743 ±0,0252
d_{hel} , g/cm ³	3,6684 ±0,0089	3,5457 ±0,0109	3,5010 ±0,0167	3,5237 ±0,0030	3,3942 ±0,0249	3,4319 ±0,0402
d_{poz} , g/cm ³	2,2821 ±0,0054	2,3179 ±0,0052	2,1564 ±0,0070	2,2516 ±0,0097	1,9637 ±0,0044	2,0442 ±0,0052
V_{porow} , cm ³ /g	0,166	0,149	0,178	0,160	0,215	0,198
V_{makro} , cm ³ /g	0,161	0,146	0,176	0,159	0,214	0,197
V_{mezo} , cm ³ /g	0,005	0,003	0,002	0,001	0,001	0,001
P, %	36,9	35,9	38,9	36,2	43,5	41,2
S_{BET} , m ² /g	1,99	1,45	1,02	0,88	0,89	0,50

Widocznym jest, że porowatość całkowita wzrasta wraz ze wzrostem zawartości bioszklą, zarówno dla próbek dogęszczanych (od 0,146 do 0,197 cm³/g) jak i niedogęszczanych (od 0,161 do 0,214 cm³/g), zawierając przede wszystkim makropory o wymiarach powyżej 0,1 μm, co wynika ze zwiększonej ilości bioszklą zawierającej przede wszystkim pory zamknięte.

Obserwacje mikroskopowe fibroblastów wyhodowanych na trzech typach podłoży wykazały, że największa ich liczba wyrosła na podłożu zawierającym najmniejszą ilość fazy wzmacniającej (10% dodatku bioszklą). Hodowla fibroblastów na trzech typach podłoży wykazała, że na wszystkich podłożach niedogęszczanych wyrastały fibroblasty o kształcie wydłużonym, co świadczy o ich dobrej przeżywalności, a ich ilość nie zależała liniowo od zawartości domieszki szklą w kompozycie podłoża, przyjmując kształt litery V (rys 3). W przypadku podłoży dogęszczanych dopiero przy największej zawartości domieszki szklą tworzyły się fibroblasty o kształcie wydłużonym.

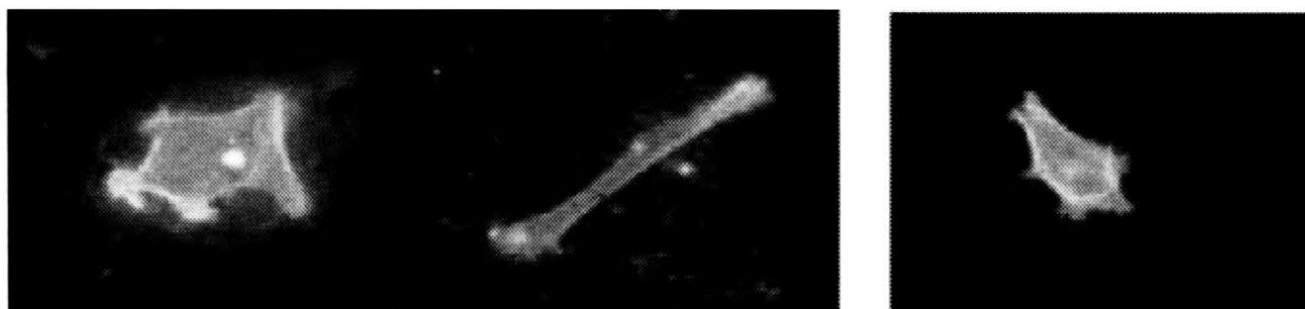
Na rysunku 3 przedstawiono porównanie ilości fibroblastów, hodowanych na pastylkach. Im mniej komórek tym gorsze własności powierzchni wymagane dla prawidłowego wzrostu komórek (wiecej komórek umiera). Procenty oznaczają liczbę komórek na pastylce w stosunku do liczby komórek na szalce Pertiego (szalki te są standardowo wykorzystywane do hodowli).



Rys. 3. Porównanie ilości fibroblastów hodowanych na pastylkach

W1 ssc niedogęszczane

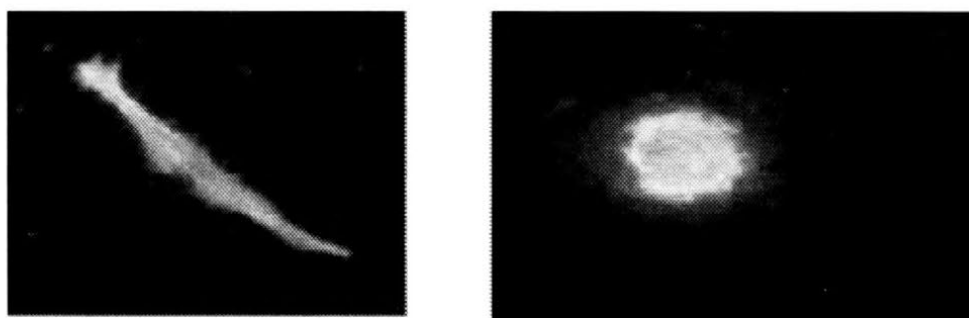
W1 ssc dogęszczane



Rys. 4. Próbką W1 ssc (czas hodowania 96h)

W2 ssc niedogęszczana

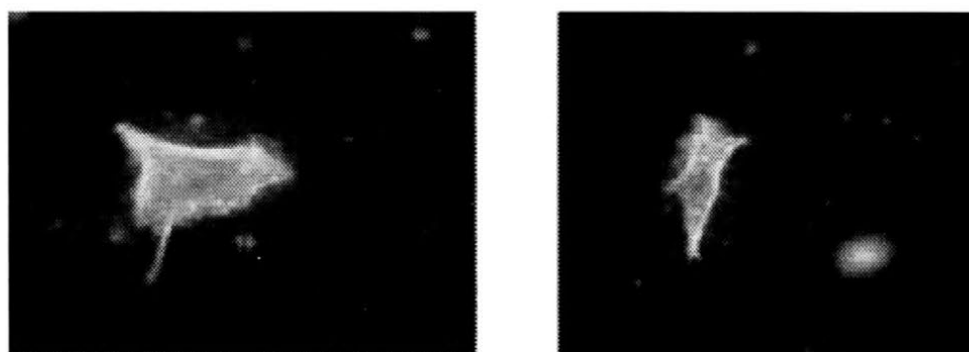
W2 ssc dogęszczana



Rys. 5. Próbką W2 ssc (czas hodowania 96h)

W3 ssc niedogęszczana

W3 ssc dogęszczana



Rys. 6. Próbką W3 ssc (czas hodowania 96h)

2. PODSUMOWANIE

Na podstawie dotychczas przeprowadzonych badań można stwierdzić, że:

- obserwacje biokompozytowych podłoży na mikroskopie skaningowym wykazały zwiększoną porowatość próbek niedogęszczanych z dużą ilością małych porów. Próbki dogęszczane izostatycznie miały strukturę bardziej zwartą, z małą ilością większych por (rys. 1, 2);
- widoczna jest różnica pomiędzy porowatością całkowitą próbek dogęszczanych i niedogęszczanych. Próbki niedogęszczane mają wyższą porowatość wraz ze wzrostem zawartości bioszklą (tab. 1). Podobny trend utrzymuje się przy kompozytach dogęszczanych izostatycznie, tzn. wraz ze wzrostem zawartości szkła wzrasta porowatość całkowita, zmniejsza się gęstość pozorna i gęstość rzeczywista. Można stwierdzić, że najczęściej występujące we wszystkich podłożach pory to makropory powyżej 0,1 μm .
- brak jednoznacznej prostej zależności przeżywalności liczby komórek fibroblastów od składu chemicznego podłoży, tzn. podwyższonej zawartości bioszklą. Hodowla fibroblastów na trzech typach podłoży wykazała, że na wszystkich podłożach niedogęszczanych wyrastały fibroblasty o kształcie wydłużonym, co świadczy o dobrych własnościach, wymaganych przy wzroście komórek na tego typu podłożach. Równocześnie ilość komórek nie zależała liniowo od zawartości domieszki szkła w kompozycie podłoża, przyjmując kształt litery V (rys. 3). W przypadku podłoży dogęszczanych dopiero przy największej zawartości domieszki szkła tworzyły się fibroblasty o kształcie wydłużonym (o zwiększonej przeżywalności).

Praca została sfinansowana w ramach pracy statutowej nr DS08 – 1.3 Instytutu Zaawansowanych Technologii Wytwarzania.

3. LITERATURA

- [1] Shi D.: *Biomaterials and Tissue Engineering*. Springer – Verlag, Berlin 2004.
- [2] Brovarone C., Verne E.: *Macroporous bioactive glass – ceramic scaffolds for tissue engineering*. Journal of Materials Science: Materials in Medicine, Springer Science + Business Media, New York 2006.
- [3] Sachlos E., Czernuszka J.T.: *Making tissue engineering scaffolds work. Review on the application of solid freeform fabrication technology to the production of tissue engineering scaffolds*. European Cells and Materials, AO Research Institute Davos, Davos 2003.

- [4] Błażewicz S., Stoch L.: *Biomateriały 14*. Akademicka Oficyna Wydawnicza Exit, Warszawa 2003.
- [5] Jaegermann Z., Ślósarczyk A.: *Gęsta i porowata bioceramika korundowa w zastosowaniach medycznych*. Uczelniane Wydawnictwo Naukowo – Dydaktyczne AGH, Kraków 2007.
- [6] Niżankowski Cz.: *Manufacturing sintered corundum abrasives*. Archives of Civil and Mechanical Engineering, The Faculty of Mechanical Engineering Wrocław University of Technology, Wrocław 2002.
- [7] Szarska S., Staniewicz – Brudnik B., Lekka M.: *The effect of the size of the substrate grain made of submicrocrystalline sintered corundum on the bioglass composite structure and certain physico-mechanical properties of the bioglass*. Optica Applicata, Institute of Physics, Wrocław University of Technology, Wrocław 2008.
- [8] Jaegermann Z., Michałowski S., Karaś J., Chrościcka A., Lewandowska – Szumiel M.: *Porowate nośniki korundowe do zastosowania w inżynierii tkankowej*. Szkło i Ceramika, [W] SIGMA – NOT, Warszawa 2006.
- [9] Puttini S., Lekka M., Saugy D., Dorchies O., Incitti T., Bozzoni I., Kulik A.J., Mermoud N.: *Atomic force microscopy assay of the elasticity of utrophin-expressing muscles*. Molecular Therapy, Molecular Therapy Editorial Office, Seattle 2009.
- [10] Ślósarczyk A., Rapacz-Kmita A.: *Bioaktywne ceramiczne materiały kompozytowe*. Materiały Ogniotrwałe, Polskie Towarzystwo Ceramiczne, Kraków 2004.
- [11] Staniewicz – Brudnik B., Lekka M., Jaworska L., Wilk W.: *Biocompatible glass composite system – some physical-mechanical properties of the glass composite matrix system*. Optica Applicata, Institute of Physics, Wrocław University of Technology, Wrocław 2010.

THE EFFECT OF THE METHOD OF OBTAINING THE BIOGLASS COMPOSITE MATRIX SYSTEM ON ITS MICROSTRUCTURE AND BIOCOMPATIBILITY

ABSTRACT: *The results of studies on the effects of how to obtain of substrates of corundum biocomposite containing submicrocrystalline sintered corundum as the matrix and bioglass of $\text{CaO} - \text{SiO}_2 - \text{P}_2\text{O}_5 - \text{Na}_2\text{O}$ in quantities of 10, 20 and 30% wt. on its microstructure and biocompatibility. Microscopic observation was carried out of samples (SEM), also defines the mass density, apparent density, helium density, total porosity, specific surface area (S_{BET}), size and*

percentage of macro-and mesopores. It was found that with increasing contents of bioglass system in the substrates the mass density decreases. Biocompatibility was determined by the cell growth observations for human skin fibroblast cell line (CCL 110), cultured on these substrates for 96 hours. The best results were obtained on the unconcentrated substrates with 10% admixture of bioglass system.

^{*)} dr inż. Barbara STANIEWICZ-BRUDNIK, IZTW, ul. Wrocławska 37 A, 30 - 011 Kraków

^{**)} doc. dr hab. Małgorzata LEKKA, IFJ PAN, ul. Radzikowskiego 152, 31 - 342 Kraków

^{***)} mgr inż. Elżbieta BĄCZEK, IZTW, ul. Wrocławska 37 A, 30 - 011 Kraków

^{****)} dr inż. Krystyna WODNICKA, AGH, al. Mickiewicza 30, 30 - 059 Kraków

^{*****)} mgr inż. Włodzimierz WILK, IZTW, ul. Wrocławska 37 A, 30 - 011 Kraków

SPECYFICZNA SIEĆ NEURONOWA W SYSTEMIE PROJEKTOWANIA ŚCIERNIC ZE SPOIWEM ŻYWICZNYM¹

Marcin Szajder^{*)}, Mirosław Urbaniak^{**)}

STRESZCZENIE: Opracowanie stanowi uszczegółowienie opisu systemu projektowania ściernic ze spoiwem żywicznym w zakresie nowatorskiej struktury sieci neuronowej wykorzystywanej w optymalizowanym kryterium oceny projektowanej ściernicy.

1. ANALIZA PROBLEMU

Pod pojęciem projektowania zawartości spoiw ściernic supertwardych rozumie się w niniejszym opracowaniu problem wyodrębnienia odpowiedniej zawartości wszystkich składników spoiwa, w tym właściwego materiału ściernego charakteryzowanego poprzez koncentrację, oraz modyfikatorów i napelnaczy, dodawanych w celu poprawy użyteczności ściernicy supertwardej [1,2]. Proces ten prowadzony jest w odniesieniu do możliwości zastosowania ściernicy przy realizacji określonego zadania technologicznego w wybranym układzie OUPN (obrabiarka – uchwyt – przedmiot – narzędzie). W związku z powyższym definiowane są ograniczenia względem jakości przedmiotu po obróbce (chropowatość powierzchni) oraz wymaganej ilości naddatku podlegającego zeszlifowaniu. Wymaga się przy tym, aby cały naddatek był usunięty bez potrzeby ponawiania operacji obciągania. Prócz powyższego, określone są również graniczne wartości wybranych parametrów procesu, które podczas obróbki nie powinny zostać przekroczone. Do tego typu parametrów, branych pod uwagę w omawianym problemie zaliczono temperatury warstwy wierzchniej przedmiotu i ściernicy.

W ogólności, dla dowolnie wybranego parametru ograniczającego użyteczność ściernicy, definiowana jest jedna graniczna wartość, przy czym w zależności od charakterystyki parametru dotyczyć może ona ograniczenia dolnego lub górnego. W przypadku temperatur i chropowatości jest to ograniczenie

¹ Praca zrealizowana w ramach projektu badawczo-rozwojowego nr R05 044 02.

górnę, jedynie parametr dotyczący objętości materiału możliwego do zeszlifowania bez ponawiania operacji obciążania ściernicy, podlega ograniczeniu dolnemu.

Projektowanie ściernic supertwardych jest typowym zadaniem optymalizacji technologicznej, ze względu na fakt, że proces doboru odpowiednich zawartości poszczególnych składników, oprócz tego, że prowadzony jest w odniesieniu do przedstawionych powyżej ograniczeń, to powinien również optymalizować odpowiednio dobrane kryterium oceny. Z produkcyjnego i czysto pragmatycznego punktu widzenia, uzasadnionym wydaje się być przyjęcie minimalizacji kosztu wykonania ściernicy.

Ocena poszczególnych propozycji zawartości składników ściernicy wymaga jednolitego środowiska, w którym odbywa się cały proces projektowania. Składa się na nie ustalony układ OUPN oraz zestaw wartości parametrów nastawnych, w tym parametrów obciążania i szlifowania, używanych przy realizacji procesów szlifierskich, dedykowanych danemu zadaniu projektowania.

Podstawowym założeniem automatyzacji procesu projektowania ściernic supertwardych jest budowa skutecznego modelu, umożliwiającego aproksymację parametrów ograniczających użyteczność ściernicy, względem jej charakterystyki, w tym przede wszystkim konkretnych zawartości poszczególnych składników.

2. SIEĆ NEURONOWA JAKO MODEL TECHNOLOGICZNY ŚCIERNICY SUPERTWARDEJ

Wyznaczenie analitycznej postaci funkcji opisujących przyjęty model, jest niemożliwe lub co najmniej zbyt trudne ze względu na ich wielowymiarowość i zaawansowaną nieliniowość. Posiadając jedynie tabelaryczne dane, pochodzące z realizowanych procesów obróbki i dostarczające informacji o wartościach w konkretnych punktach przestrzeni, celem staje się budowa dobrego aproksymatora, pozwalającego na odczyt informacji w punktach wcześniej niezbadanych. W tego typu problemach szerokie zastosowanie znajdują różnego typu sieci neuronowe, a w szczególności wielowarstwowe sieci jednokierunkowe z nieliniową funkcją aktywacji [3].

Podstawową jednostką budowy sieci jest neuron, którego charakterystyczną cechą jest element związany z funkcją aktywacji. Argumentem tej funkcji jest ważona suma wejść neuronu wraz z dodatkowym wejściem obciążającym, tzw. biasem. Wśród wielu możliwych implementacji funkcji aktywacji, na szczególną uwagę zasługują funkcje sigmoidalne typu uni- i bipolarnego dane poniższymi równaniami:

$$f_u(x) = \frac{1}{1 + e^{-\beta x}} \quad \text{- funkcja sigmoidalna unipolarna} \quad (1)$$

$$f_b(x) = \frac{1 - e^{-\beta x}}{1 + e^{-\beta x}} \quad \text{- funkcja sigmoidalna bipolarna} \quad (2)$$

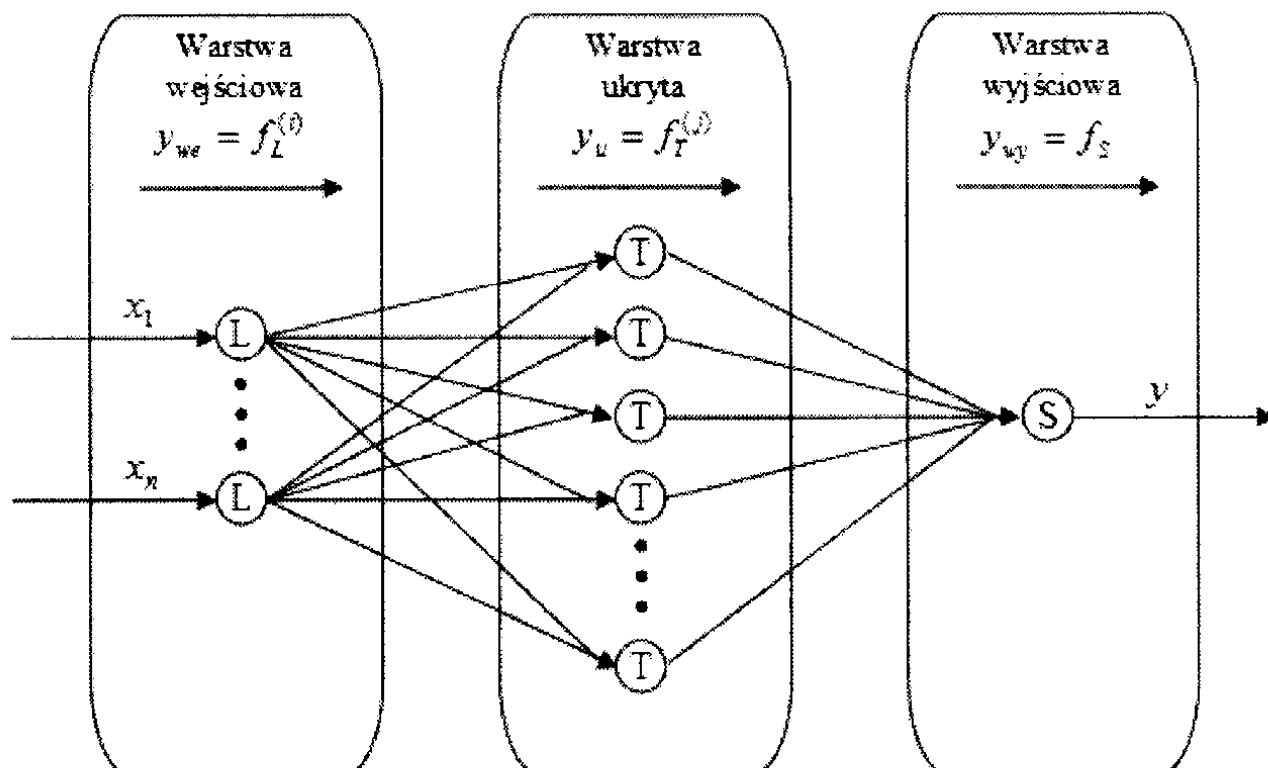
gdzie β jest współczynnikiem kształtu funkcji. Im β jest większe tym funkcja sigmoidalna przypomina bardziej funkcję typu skokowego.

Ich popularność, w rzeczywistych zastosowaniach sieci neuronowych, wynika przede wszystkim z ciągłości (w odróżnieniu od tradycyjnie stosowanej funkcji typu skokowego) i, co za tym idzie, możliwości użycia metod gradientowych podczas uczenia. Ponadto wartość pochodnej obu funkcji może zostać w prosty sposób obliczona na podstawie znajomości wartości funkcji w danym punkcie, co prezentują poniższe równania.

$$f'_u(x) = \beta f_u(x)(1 - f_u(x)) \quad \text{- pochodna funkcji sigmoidalnej unipolarnej} \quad (3)$$

$$f'_b(x) = \beta(1 - f_b^2(x)) \quad \text{- pochodna funkcji sigmoidalnej bipolarnej} \quad (4)$$

Neurony łączone są ze sobą tworząc sieć o ustalonej architekturze. Jak wspomniano wcześniej, w zadaniach dotyczących aproksymacji funkcji, największą popularność zyskały sieci jednokierunkowe wielowarstwowe. Z reguły nie jest uzasadnione użycie więcej niż trzech warstw, przy czym pierwsza warstwa nazywana jest wejściową, druga – warstwą ukrytą, natomiast trzecia wyjściową. Liczba neuronów w warstwie ukrytej ustalona została na $2n + 1$, gdzie n oznacza liczbę zmiennych wejściowych. Wartość ta wynika bezpośrednio z twierdzenia Kołmogorowa dotyczącego w szczególności zdolności aproksymacyjnych tego typu sieci [3]. Na rysunku 1 zaprezentowano ogólną architekturę sieci neuronowej używaną w rozwiązaniu.



Rys. 1. Ogólna architektura sieci neuronowej przyjęta w rozwiązaniu

Opis oznaczeń neuronów w postaci realizowanych przez nie funkcji aktywacji przedstawiono w tabeli 1.

Tabela 1

Charakterystyka funkcyjna typów neuronów z rys. 1		
Typ neuronu	Opis	Funkcja aktywacji
L	Neuron liniowy	$f_L(s) = s$
T	Neuron sigmoidalny bipolarny	$f_T^{(j)}(s) = \frac{1 - e^{-\beta_j s}}{1 + e^{-\beta_j s}}, \beta_j > 0$
S	Neuron sigmoidalny unipolarny	$f_S^{(j)}(s) = \frac{1}{1 + e^{-\beta s}}, \beta > 0$

Do każdego z neuronów doprowadzane są sygnały pochodzące z wyjść warstwy poprzedniej oraz (czego nie uwzględnia przedstawiony ogólny schemat) jedno wejście obciążające, tzw. bias. Niech w_{ij} oznacza wagę połączenia i -tego

neuronu warstwy wejściowej z j -tym neuronem warstwy ukrytej, natomiast v_j wagę połączenia j -tego neuronu warstwy ukrytej z neuronem warstwy wyjściowej. Dodatkowo niech θ_j oznacza bias j -tego neuronu warstwy ukrytej, natomiast θ bias neuronu wyjściowego. Przy takich oznaczeniach wartości wyjść neuronów kolejnych warstw dane są poniższymi wzorami:

$$y_{we}^{(i)} = f_L(x_i) = x_i \quad - \text{ dla neuronów warstwy wejściowej} \quad (5)$$

$$y_u^{(j)} = f_T \left(\sum_{i=1}^n w_{ij} y_{we}^{(i)} - \theta_j \right) \quad - \text{ dla neuronów warstwy ukrytej} \quad (6)$$

$$y_{wy} = f_S \left(\sum_{j=1}^{2n+1} v_j y_u^{(j)} - \theta \right) \quad - \text{ dla neuronów warstwy wyjściowej} \quad (7)$$

W większości problemów technologicznych zauważyć można, że zwiększanie wartości wybranej zmiennej wejściowej modelu, przy ustalonych wartościach reszty zmiennych, powoduje ustalony i niezmienny kierunek zmian wartości zmiennej wyjściowej. Podobna sytuacja widoczna jest w omawianym problemie aproksymacji wartości poszczególnych parametrów ograniczających użyteczność projektowanej ściernicy względem jej charakterystyki. Z właściwości fizyko-chemicznych większości znanych i używanych modyfikatorów i wypełniaczy spoiwa wynika, że zwiększanie ich zawartości, przy ustalonej zawartości reszty składników, generuje ustalony i niezmienny kierunek zmian wartości poszczególnych parametrów. W tym przypadku mowa rzecz jasna o zawartości objętościowej danego składnika w gotowym produkcie, przy czym w przypadku proszków należy wziąć pod uwagę objętość nasypową.

Spełnienie wymagania o zachowaniu kierunku zmian wartości odpowiedzi sieci względem wzrostu wartości odpowiednich wejść, wymaga nałożenia stosownych ograniczeń na możliwy zakres wartości przyjmowanych przez poszczególne wagi połączeń międzyneuronowych.

Niech x_i będzie wybranym wejściem sieci, którego wzrost, przy ustalonej wartości pozostałych wejść, powodować powinno zwiększanie wartości uzyskiwanej na wyjściu. Należy zauważyć, że wymuszenie dodatnich wartości wag w_{ij} , powoduje wzrost wartości wyjść wszystkich neuronów warstwy ukrytej $y_u^{(j)}$. Utrzymanie pozytywnego kierunku zmian wartości wyjścia sieci odbywa się również poprzez przyjęcie dodatnich wartości wag v_j .

W sytuacji odwrotnej, gdy wymagane jest zmniejszanie wartości wyjścia sieci przy wzroście wartości wejścia x_i , należy zamiennie, w stosunku do przedstawionego wcześniej rozumowania, przyjąć ujemne wartości wag w_{ij} .

Uwzględnienie omówionych ograniczeń względem wartości wag poszczególnych połączeń międzyneuronowych, wymaga korekty wzorów na wartość wyjścia neuronów warstwy ukrytej i wyjściowej, co przedstawiono poniżej:

$$y_u^{(j)} = f_T^{(j)} \left(\sum_{i=1}^n (\pm w_{ij}^2) y_{we}^{(i)} - \theta_j \right) \quad \text{- dla neuronów warstwy ukrytej} \quad (8)$$

$$y_{wy} = f_S \left(\sum_{j=1}^{2n+1} v_j^2 y_u^{(j)} - \theta \right) \quad \text{- dla neuronu warstwy wyjściowej} \quad (9)$$

W przypadku, gdy kierunek zmian wartości wskazanego parametru procesu względem zmian poszczególnych składników ściernicy jest znany, zaprezentowana sieć neuronowa jest gotowa do nauki i aproksymacji przyjętego modelu. Niestety informacje te zazwyczaj nie są znane i co więcej wymaga się, by zostały ustalone podczas procesu dostosowywania modelu do rzeczywistości. W takim wypadku sieć neuronowa wymaga drobnej modyfikacji funkcji aktywacji neuronu wejściowego, umożliwiającej jednoznaczne wyznaczenie poszukiwanego kierunku na etapie uczenia sieci, co prezentuje równanie 10.

$$y_{we}^{(i)} = f_L^{(i)}(k_i x_i) \quad (10)$$

Prócz powyższego, wszystkie wagi połączeń neuronów warstw wyjściowej i ukrytej, należy przyjąć ze znakiem dodatnim (wzór 8).

Wartość parametru k_i ustalana jest w procesie uczenia sieci neuronowej. Poszukiwany kierunek wpływu wejścia x_i , reprezentującego ustalony parametr charakterystyki ściernicy superwardej, na wyjście sieci aproksymującej wybraną wartość, jest zgodny ze znakiem ustalonej po uczeniu wartości parametru k_i .

Uczenie przedstawionej powyżej zmodyfikowanej struktury standardowej sigmoidalnej sieci neuronowej, może być prowadzone z wykorzystaniem metod optymalizacji gradientowej.

Ważną właściwością przedstawionej sieci jest brak możliwości „przuczenia” ze względu na jej charakterystykę. Z tego też względu ten sam zbiór danych może zostać użyty zarówno do uczenia jak również testowania. Sieci

uczono metodą Levenberga-Marquardta z wykorzystaniem algorytmu minimalizacji kierunkowej w postaci interpolacji kwadratowej [4]. Optymalizacji poddawano współczynniki k_i , wszystkie wagi połączeń między neuronowych w_{ij} i v_j , biasy θ_j i θ oraz wartości współczynników β_j i β funkcji aktywacji neuronów sigmoidalnych.

Z względu na użycie neuronu wyjściowego z sigmoidalną funkcją aktywacji, konieczna jest normalizacja danych, na podstawie których uczona jest sieć.

Przy ocenie uczenia sieci zastosowano strategię maksymalnego dopuszczalnego sumarycznego błędu odpowiedzi aproksymatora przedstawionego formalnie w postaci poniższej nierówności:

$$\sum_{i=1}^k |F(x_i) - y_i| < \sum_{i=1}^k \varepsilon \quad (11)$$

gdzie para $(x_i; y_i)$ jest i -tym wzorcem uczącym, $F(x_i)$ jest aktualną odpowiedzią sieci dla wybranego wzorca, natomiast ε odpowiada maksymalnemu oczekiwanemu średniemu odchyleniu wartości wyjścia sieci względem dowolnego wzorca. Jeżeli powyższa nierówność zostanie spełniona można przyjąć, że sieć została nauczona prawidłowo. Uwzględniając dużą niepewność danych oraz ograniczenia nałożone na architekturę sieci neuronowej, przyjęcie powyższej strategii wydaje się być uzasadnionym. Należy zauważyć, że ocena w tym wypadku dotyczy całościowego efektu uczenia sieci, co oznacza, że nie jest wymagane, aby wszystkie dane uczące były poprawnie odwzorowywane przez aproksymator.

Przyjęcie zbyt małej wartości parametru ε może niestety uniemożliwić zaakceptowanie warunku zakończenia uczenia sieci. W takim przypadku, jeśli w kolejnych η próbach uczenie sieci nie powiedzie się, aktualna wartość parametru ε_k jest zwiększana zgodnie z poniższym wzorem:

$$\varepsilon_k = \varepsilon_{k-1} + \delta \quad (12)$$

gdzie $\delta < \varepsilon_0$ jest ustaloną stałą, a ε_0 przyjętą wartością początkową parametru ε .

3. BADANIA WERYFIKACYJNE I PRZYKŁADY ZASTOSOWANIA

Badania weryfikujące skuteczność modelu technologicznego ściernicy supertwardcej używającej w ustalonym środowisku przy realizacji zadania

projektowania, przeprowadzone zostały z wykorzystaniem szlifierki narzędziowej typu 4AM produkcji FUM Pabianice.

Tabela 2

Opis układu OUPN dla zadania projektowania ściernic supertwardych	
Element układu OUPN	Charakterystyka
Materiał	H20, stan normalizowany
Szlifierka	4AM, produkcja FUM Pabianice
Charakterystyka kształtowo-wymiarowa	1 przedmiot o wymiarach 50mm x 10mm
Ściernica	Materiał ścierny: diament Wielkość nominalna ziarna: 126 μ m Spoiwo z żywicą P3 z dodatkiem plastyfikatora kauczukowego i zespołu fabrycznych napelniaczy
Ciecz chłodząco-smarująca	Szlifowanie prowadzone na sucho bez użycia cieczy chłodząco-smarującej
Parametry obciągania ściernicy	Rodzaj obciągacza: osetka EA60K5V Dosuw obciągania: 0,01 mm/przejście Posuw obciągania: 2 m/min
Parametry nastawne szlifowania	Posuw poprzeczny: 0 mm/skok Posuw wzdłużny: 15 m/min Dosuw nastawiany: 0,01 mm/przejście

Układ badawczy wyposażony został dodatkowo w pirometry do pomiaru temperatury warstwy wierzchniej (w skrócie WW) przedmiotu poddawanego obróbce oraz nagrzewania się spoiwa podczas pracy ściernicy.

Kompletny opis układu OUPN, jaki w tym celu wykorzystano oraz ustalone dla tego zadania wartości parametrów nastawnych przedstawia tabela 2.

W celu rozpoczęcia pracy z programem przeprowadzonych zostało kilka wstępnych badań. Wszystkie zabiegi odbywały się z wykorzystaniem ściernic o ustalonej koncentracji ziaren równej K100 i ich wielkości D126 oraz niezmiennej zawartości napelniaczy w ilości 20%. Jedynymi zmienianymi parametrami były zawartość plastyfikatora kauczukowego oraz wielkość zeszlifowanego naddatku. Obydwie wielkości podawane były podczas procesu uczenia na wejście sieci. Wprowadzone do systemu wyniki przedstawia tabela 3.

Tabela 3

Wybrane wyniki badań prowadzonych w celu uzupełnienia bazy wiedzy systemu

Zawartość składników	Wyniki
Modyfikator: 2% Zeszlifowany naddatek: 0,5 mm	Chropowatość Ra: 0,83µm Temperatura WW przedmiotu: 82 st. C Temperatura WW ściernicy: 95 st. C
Modyfikator: 2% Zeszlifowany naddatek: 1,5 mm	Chropowatość Ra: 1,03µm Temperatura WW przedmiotu: 88 st. C Temperatura WW ściernicy: 108 st. C
Modyfikator: 2% Zeszlifowany naddatek: 2,5 mm	Chropowatość Ra: 0,98µm Temperatura WW przedmiotu: 92 st. C Temperatura ściernicy: 115 st. C
Modyfikator: 2% Zeszlifowany naddatek: 3,5 mm	Chropowatość Ra: 1,01µm Temperatura WW przedmiotu: 95 st. C Temperatura WW ściernicy: 121 st. C
Modyfikator: 2% Zeszlifowany naddatek: 4,5 mm	Chropowatość Ra: 1,01µm Temperatura WW przedmiotu: 96 st. C Temperatura ściernicy: 126 st. C
Modyfikator: 2% Zeszlifowany naddatek: 5,5 mm	Chropowatość Ra: 1,08µm Temperatura WW przedmiotu: 103 st. C Temperatura WW ściernicy: 130 st. C
Modyfikator: 10% Zeszlifowany naddatek: 0,5 mm	Chropowatość Ra: 1,11µm Temperatura WW przedmiotu: 67 st. C Temperatura WW ściernicy: 86 st. C

Ocenę możliwości predykcyjnych systemu względem charakterystyki ściernicy przeprowadzono dla zerowej zawartości modyfikatora. Prognozowana przez system wartość maksymalnej wielkości naddatku, możliwej do zeszlifowania bcz ponawiania operacji obciągania, została ustalona na 9,65 mm. W rzeczywistości, tak skonstruowana ściernica umożliwiła zeszlifowanie 9 mm naddatku. Wartości prognozowane i rzeczywiście uzyskane dla reszty parametrów, w tym chropowatości powierzchni i odpowiednich temperatur, badano po zeszlifowaniu 1 mm naddatku. Tabela 4 prezentuje otrzymane wyniki.

Tabela 4

Ocena możliwości predykcyjnych systemu względem charakterystyki ściernicy

Parametr	Wartość prognozowana	Wartość otrzymana
Chropowatość Ra powierzchni	0,9 μm	0,87 μm
Temperatura WW przedmiotu	87 st. C	82 st. C
Temperatura WW ściernicy	104 st. C	99 st. C

Kolejnym badanym elementem była zdolność sieci neuronowej do ustalenia, podczas procesu uczenia, poszukiwanych kierunków zmian wartości kolejnych parametrów względem wzrostu wielkości jednorazowo zdejmowanego naddatku oraz wzrostu zawartości modyfikatora. W tabeli 5 przedstawione zostały osiągnięte rezultaty.

Tabela 5

Kierunki zmian wartości parametrów względem wzrostu zawartości modyfikatora

Parametr	Kierunek zmiany wartości względem wzrostu jednorazowo zdejmowanego naddatku	Kierunek zmiany wartości względem wzrostu zawartości modyfikatora
Chropowatość Ra powierzchni	wzrost	wzrost
Temperatura WW przedmiotu	wzrost	spadek
Temperatura WW ściernicy	wzrost	spadek

Po etapie uczenia sieci, przeprowadzony został również test weryfikujący poziom wyuczenia sieci względem przypadków uczących. Badano przy tym maksymalny oraz średni błąd odpowiedzi sieci. Uzyskane wyniki przedstawione zostały w tabeli 6.

Tabela 6

Błąd uczenia sieci neuronowych aproksymujących wartości wybranych parametrów

Parametr	Maksymalny błąd odpowiedzi	Średni błąd odpowiedzi
Chropowatość Ra powierzchni	0,09 μm	0,04 μm
Temperatura WW przedmiotu	2 st. C	1 st. C
Temperatura WW ściernicy	3 st. C	1 st. C

4. PODSUMOWANIE

Przedstawiona sieć neuronowa pozwala na zadowalające prognozowanie wyników szlifowania przy użyciu wybranej ściernicy supertwardej przy dobrze określonych warunkach szlifowania. Testy weryfikujące poziom wyuczenia sieci względem przypadków uczących dają wymierny wskaźnik o sposobie działania tak skonstruowanego aproksymatora. Przedstawione dane uczące obarczone były dość małą niepewnością stąd stosunkowo małe błędy odpowiedzi sieci. W dodatkowych badaniach, nie przedstawionych w niniejszym artykule, gdy dane wejściowe były mocno zaszumione i niepewne, a przez to niezgodne z przyjętym modelem, otrzymano dość duże błędy odpowiedzi. Nie świadczy to rzecz jasna o słabości rozwiązania. Wręcz przeciwnie, gdy jesteśmy przekonani o poprawności przyjętego modelu, przedstawiony aproksymator pozwala na znaczną redukcję przekłamań w wynikach badań.

Godnym uwagi faktem jest również intuicyjna poprawność, ustalonych podczas uczenia sieci neuronowej, kierunków zmian wartości aproksymowanych parametrów względem wzrostu wartości zmiennych wejściowych. W przedstawionych badaniach ograniczono się jedynie do zmian zawartości jednego składnika i wielkości jednorazowo szlifowanego naddatku, by możliwa była szybka weryfikacja poprawności rozwiązania.

Najczęściej spotykanym problemem przy pracy z przedstawioną siecią neuronową była trudność w rozpoczęciu procesu nauczania. Dość duże ograniczenia nałożone na wartości wag połączeń międzyncuronowych powodowały, że znalezienia punktu początkowego, z którego można rozpocząć proces nauki metodą Levenberga-Marquardta, było często bardziej czasochłonne od samej nauki.

Użycie opisanego aproksymatora nie ogranicza się tylko do przedstawionych parametrów procesu. Z powodzeniem może być zastosowany do ich większej liczby, uwzględniającej np. siłę, moc szlifowania, emisję akustyczną i zużycie ściernicy.

5. LITERATURA

- [1] Szajder, M., Urbaniak, M.: *System projektowania ściernic ze spoiwem żywicznym* In Plichta, J. *Współczesne problemy obróbki ścierniej*. Koszalin: Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Koszalińskiej, 2009, s. 79-86.
- [2] *Spoivo polimerowe nowej generacji w zastosowaniu do narzędzi ściernych i okładzin hamulcowych*. Projekt badawczo-rozwojowy nr R05 044 02.

- Sprawozdanie z badań narzędzi ściernych, część III, Politechnika Łódzka, Łódź 2010.
- [3] Rutkowski, L.: *Metody i techniki sztucznej inteligencji. Inteligencja obliczeniowa*. Warszawa : Wydawnictwo Naukowe PWN, 2006.
- [4] Osowski, S.: *Sieci neuronowe w ujęciu algorytmicznym*. Wyd. 2. Warszawa: Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1996.

SPECIFIC NEURAL NETWORK IN THE DESIGN SYSTEM OF GRINDING WHEELS WITH RESIN BINDER

ABSTRACT: Development clarifies the description of the design of the resinoid grinding wheels in the structure of a novel neural network used in the optimized criterion evaluation of proposed wheel.

^{*)} mgr inż. Marcin SZAJDER, doktorant Politechniki Łódzkiej

^{**)} dr hab. inż. Mirosław URBANIAK, prof. PŁ, Politechnika Łódzka, Katedra Technologii Maszyn, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź

PORÓWNANIE WŁAŚCIWOŚCI WYBRANYCH SPOIW ŻYWICZNYCH¹

Mirosław Urbaniak^{*)}

STRESZCZENIE: Opracowanie zawiera omówienie wyników badań porównawczych kilku kompozycji żywic fenolowo-formaldehydowych pod kątem przydatności do wytwarzania ściernic ze ścierniwem diamentowym i z CBN. Wybrane kompozycje posłużyły do wytworzenia spoiw. Kolejna seria badań umożliwiła określenie ich właściwości i porównanie ze spoiwami dotychczas produkowanymi.

1. WSTĘP

Szybki rozwój technologii polimerów stwarza nowe możliwości również w zastosowaniach do narzędzi ściernych. Ściernice diamentowe i z regularnym azotkiem boru są powszechnie stosowane do ostrzenia narzędzi skrawających oraz do innych rodzajów obróbki szlifowaniem węglików, ceramiki i stali szybko tnących. Surowce do wytwarzania spoiw: kompozycje żywic (żywica bazowa z usieciowywaczem i modyfikatory) są sprowadzane z zagranicy. W ramach realizacji projektu rozwojowego nr R05 04402 wytworzono własne kompozycje z różnymi modyfikacjami. Badania właściwości użytkowych tych żywic i spoiw zrealizowano w Politechnice Łódzkiej. Do tego celu zostało wykonane stanowisko badań tribologicznych i opracowana metodyka postępowania. Opisano to szczegółowo w opracowaniu zawartym w materiałach XXXII Naukowej Szkoły Obróbki Ściernej [1].

2. ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ ŻYWIC

Do badań właściwości kompozycji żywic użyto żywicy dotychczasowej, stosowanej przez producenta (oznaczonej GM) oraz dziewięciu kompozycji nowych żywic z różnymi modyfikacjami (oznaczonych P2,...,P10) celem określenia

¹ Praca zrealizowana w ramach projektu badawczo-rozwojowego nr R05 044 02.

ich właściwości tribologicznych w kontakcie z przedmiotem stalowym. Wyniki badań, wykonanych według metodyki określonej wcześniej w opracowaniu [1], obejmowały:

- analizę obrazów i mikroanalizę produktów obciążania tarcz żywicznych, mające na celu poznanie postaci wiórków, co ma znaczenie w późniejszym powstawaniu produktów tarcia,
- analizę przebiegu temperatury tarczy żywicznej i próbki stalowej w kolejnych próbach z różnymi obciążeniami i prędkościami,
- analizę obrazów produktów tarcia i ich mikroanalizę SEM,
- analizę wykresów obliczeń współczynnika tarcia,
- analizę wykresów wytarcia żywicy i próbki stalowej,
- analizę wykresów temperatur końcowych w cyklach tribologicznych.

Wynikiem powyższych analiz szczegółowych było opracowanie zestawienia zbiorczego celem porównania kompozycji żywic ze sobą².

Ogólnie można stwierdzić, że we wszystkich przypadkach żywic zachodziło nanoszenie warstwy żywicy na próbki stalowe i zasadniczy kontakt występował pomiędzy żywicą i cienką warstwą naniesionego filmu znajdującego się na próbce (tzw. efekt Garkunowa). Drobinę żywicy, przenoszone na próbki stalowe wypełniały pory chropowatości z niewielkim wygładzeniem wierzchołków tych chropowatości. Stąd rejestrowane wartości zużycia mieściły się w zakresie dokładności sprzętu pomiarowego (0,01 mm). Przyjęto, że ten aspekt badań nie będzie brany tu pod uwagę.

Porównanie wyników uzyskanych dla kolejnych kompozycji żywic przedstawiono na zestawieniu w tabeli 1. Mając na uwadze przeznaczenie żywic na spoiwa przyjęto następujące kryteria oceny:

- występowanie współczynnika tarcia żywicy o próbkę - porównywalnego do dotychczasowej żywicy produkcyjnej przy prędkościach szlifowania: 18 m/s do 34 m/s;
- stabilność właściwości żywicy w podwyższonych temperaturach;
- możliwie mały iloraz przyrostu temperatury próbki względem temperatury żywicy (co może wiązać się z małym współczynnikiem tarcia).

Analizując według tych kryteriów informacje zawarte w tabeli 1 można stwierdzić, że w odniesieniu do żywicy producenta (GM) porównywalne lub nieco gorsze w aspekcie generowanej temperatury próbki są wyniki uzyskane dla kompozycji żywic P2 i P10.

² Szczegółowe dane zawarte są w sprawozdaniu z realizacji pracy [2]

Tabela 1

Zestawienie zbiorcze wyników badania kompozycji żywicy

Symbol żywicy	Współczynnik tarcia		Uwagi	Zakres badań. [m/s; N]	Maksym. przyrost temp. [°C]		Iloraz przyrostu temperatury	
	Wzrost prędk.	Wzrost obciąż.			żywica	próbka	Wzrost prędk.	Wzrost obc.
GM	0,63→0,38	0,61→0,30	Wiór spulchniony	24; 25	62	108	1,2→2,1	1,6→1,3
P2	0,4	0,4	Wiór kruchy	12; 25	78	147	1,6→1,3	2,3→1,6
P3	0,50→0,38	0,4→0,30	Wiór wstęgowy	pełny	135	145	1,0	1,12→0,92
P4	0,92→0,33	0,71→0,31	Wiór drobny, imp. temp.	pełny	128	126	1,68→1,12	1,62→1,10
P5	0,67→0,19	0,48→0,19	Wiór drobny, imp. temp.	pełny	95	85	1,25→1,12	1,25→1,05
P6	0,42→0,14	0,42→0,14	Wiór b. drobny	pełny	68	69	1,15→1,45	1,42→1,19
P7	0,38→0,17	0,45→0,17	Wiór b. drobny	pełny	77	146	1,0→1,95	1,4→1,12
P8	0,70→0,30	0,60→0,40	Wiór puszysty, imp. temp.	pełny	94	114	1,5→1,3	1,5→1,2
P9	0,55→0,25	0,50→0,20	Wiór drobny	pełny	120	126	1,2→0,9	1,55→1,0
P10	0,42→0,23	0,44→0,20	Wiór drobny	30; 25	92	172	1,4→2,2	2,0→1,5

Ponadto kompozycje te nie wytrzymały warunków pracy przy najwyższych prędkościach poślizgu. Stąd nie będą one dalej analizowane.

Żywica producenta ma najniższą temperaturę pracy w procesie tarcia, lecz przy znacznym współczynniku tarcia wywołuje wysoką temperaturę próbki. Pod tym względem odpowiada jej kompozycja P3.

Pod względem małych wartości współczynnika tarcia najkorzystniejsze są w kolejności żywice P6, P7, P5 i P9. Spośród tych żywic kompozycja P5 w podwyższonych temperaturach generowała impulsy wysokiej temperatury, które mogą zakłócić stabilne warunki pracy w dłuższym okresie eksploatacji ściernic.

Z punktu widzenia małych przyrostów temperatury żywicy najkorzystniej prezentują się żywice P6, P7, P8 i P5, a temperatury przedmiotu – żywice P6, P5, P8 i P9.

Pod kątem ilorazu przyrostu temperatur próbki i żywicy w zakresie większych prędkości kontaktu najkorzystniejsze są w kolejności żywice P3, P9, P5 i P8. Żywica P6 charakteryzuje się niekorzystnym wzrostem wartości ilorazu wraz ze wzrostem obciążenia w strefie styku.

Z powyższych wniosków wynika, że sumarycznie korzystne właściwości wykazują żywice P3 (kompozycje z kauczukiem), kompozycje z krzemem (P5, P6, P7) oraz kompozycje P8 i P9. Żywica P6 jest najlepsza z uwagi na współczynnik tarcia i temperatury pary trącej. Ma jednak mankament wzrostu ilorazu przyrostu temperatury ze wzrostem obciążenia, co w technice szlifowania wydajnego jest szkodliwe. Do dalszych prac związanych z wytworzeniem spoiw wybrano ostatecznie kompozycje żywic według symboli **P3, P7, P8 i P9**.

3. ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ SPOIW

Badania tribologiczne wykonano dla spoiw produkcyjnych oznaczonych GM-2,176 (dla ściernic diamentowych) i GM-2,417 (dla ściernic z cBN) oraz dla spoiw wykonanych z wybranych czterech kompozycji żywic nowej generacji. Spoiwa z żywicami syntezowanymi w projekcie wyposażono również w napełniacze stosowane do tych dwóch rodzajów spoiw. Badania prowadzono stosując kontakt tarcz spoiwowych z hartowanymi przeciw-próbkami ze stali C55. Warunki prowadzenia testów zawiera tabela 2.

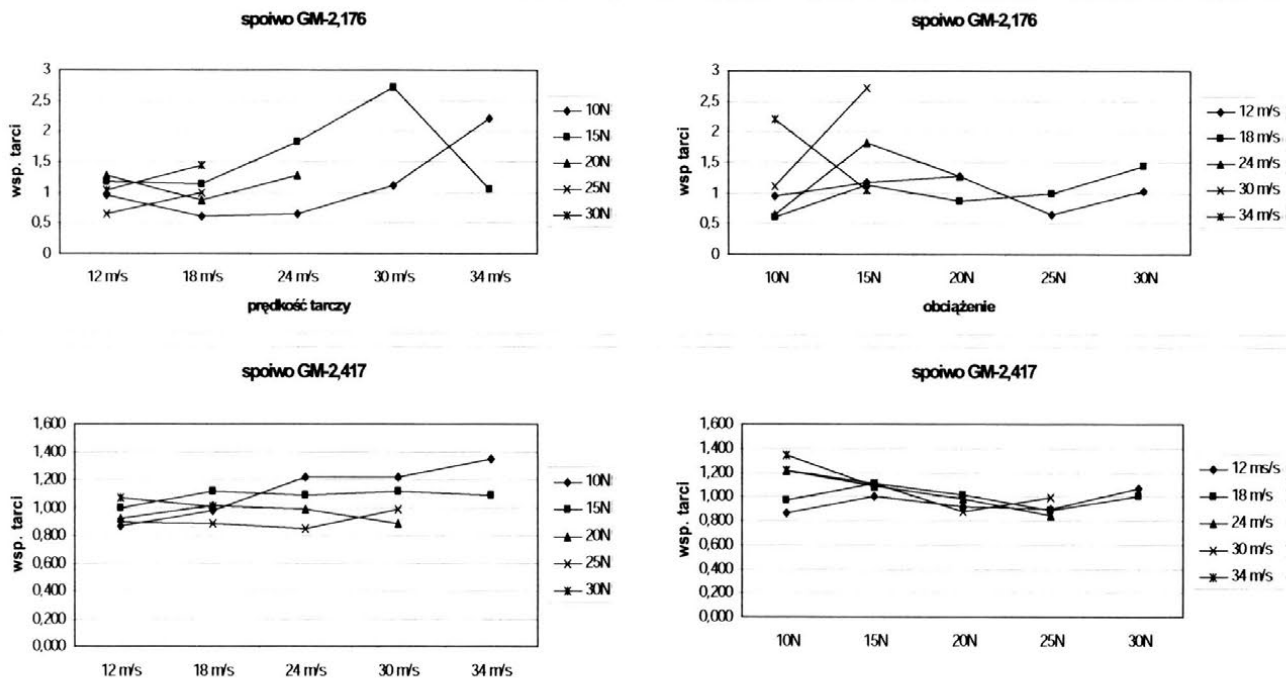
Nie wszystkie spoiwa osiągnęły w badaniach pełen zakres zaplanowanych nastaw wejściowych. Spoiwa produkcyjne GM oraz spoiwo P7 uległy wcześniej zniszczeniu przez spiecznienie warstwy roboczej. Pozostałe spoiwa osiągnęły większy zakres stosowalności, niż wyniki dla spoiw produkcyjnych i pracowały aż do całkowitego zużycia przygotowanych tarcz przez producenta.

Tabela 2

Zestawienie warunków badania spoiw

Lp.	Wielkości nastawne	Jednostki	Wartości
1.	Prędkość tarczy spoiwa	m/s	12; 18; 24; 30; 34
2.	Prędkość próbki	m/s	0,3
3.	Siła wywierana	N	10; 15; 20; 25; 30
	Wielkości rejestrowane	Jednostki	Zakres
1.	Składowa X siłomierza	V	-1 ÷ 1
2.	Składowa Z siłomierza	V	-1 ÷ 1
3.	Temperatura WW spoiwa	°C	0 ÷ 900
4.	Temperatura WW próbki	°C	0 ÷ 900
5.	Starcie spoiwa	mm	0 ÷ 1
6.	Starcie próbki	mm	0 ÷ 1

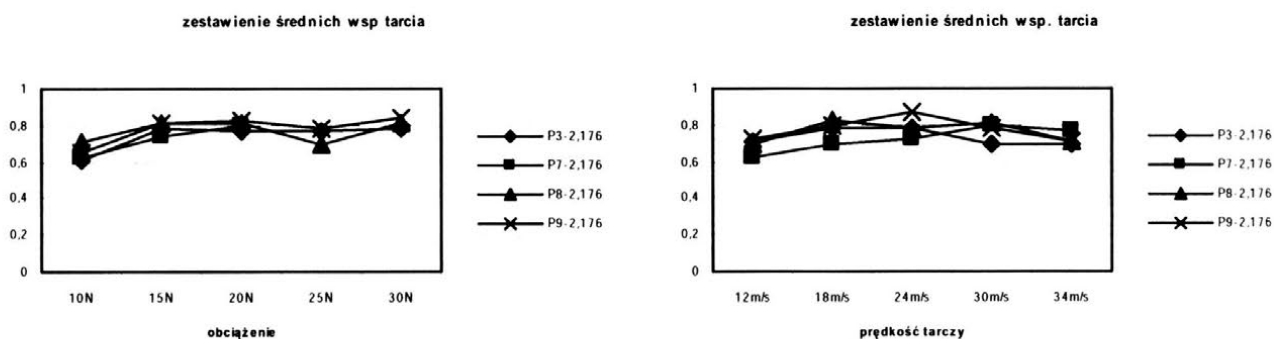
Porównanie wyników badań spoiw przedstawiono wykreslinnie. Wykresy na rysunku 1 przedstawiają wartości **współczynników tarcia** dla spoiw produkcyjnych GM w zależności od prędkości tarczy i obciążenia.



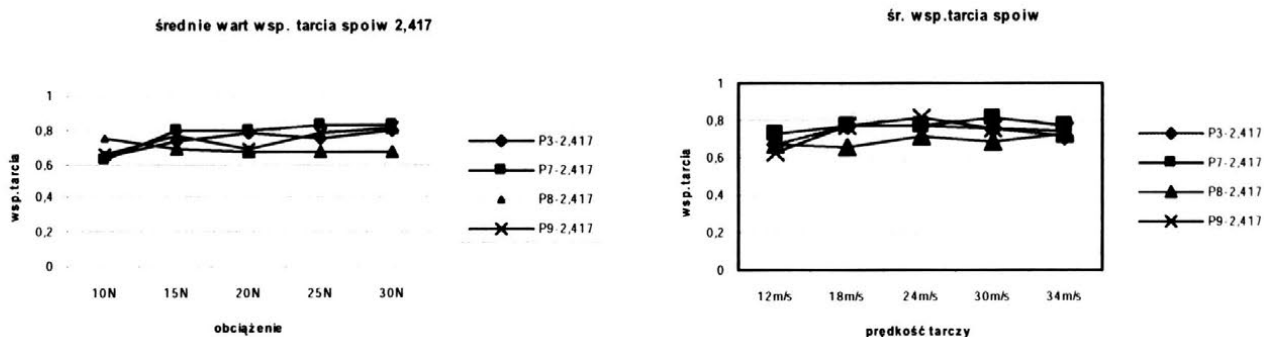
Rys.1. Wartości współczynnika tarcia w próbach spoiw GM-2,176 i GM-2,417

Dla spoiwa GM-2,176 wartości współczynnika tarcia były niestabilne przy mniejszych obciążeniach. Pomijając ten zakres można przyjąć, że współczynnik tarcia oscyluje pomiędzy 0,6 a 1,5. Dla spoiwa GM-2,417 wartości te były bardziej stabilne i zawierały się w zakresie 0,85 -1,2. Zasadniczo można przyjąć, że wartości współczynnika tarcia mało zależały od wartości prędkości i obciążenia.

Wyniki badań współczynnika tarcia dla spoiw syntezowanych w pracy przedstawiono na rysunkach 2 i 3.



Rys. 2. Średnie wartości współczynników tarcia nowych spoiw typu -2,176



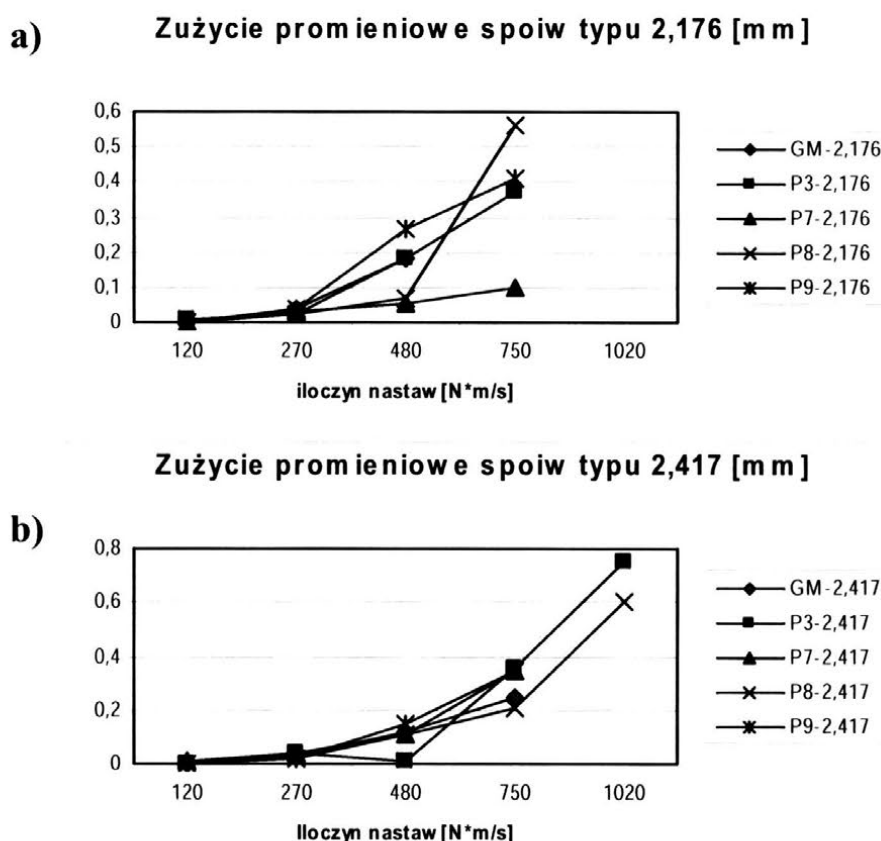
Rys. 3. Średnie wartości współczynników tarcia nowych spoiw typu -2,417

Dla tych spoiw współczynniki tarcia nie przekraczały 1 i były bardziej stabilne w swych wartościach. Uzyskiwały mniejsze wartości przy najmniejszym obciążeniu 10 N i prędkości 12 m/s. W tych warunkach powstawała warstwa jasnobrązowego filmu żywicy na próbce, co mogło spowodować zmniejszenie współczynnika tarcia. Zasadniczo we wnioskowaniu można przyjąć, że modyfikacje żywicy nie miały określonego wpływu na wartości współczynnika tarcia. Zawierały się one w zakresie 0,6 – 0,9.

Mając na uwadze brak wyraźnych tendencji zmiany współczynnika tarcia, występujący tu podczas badań i potwierdzający wyniki uzyskane w wielu badaniach weryfikacyjnych, wykonanych wcześniej [1], w dalszych analizach przyjęto uproszczenie polegające na prezentacji wielkości mierzonych w zależności od iloczynu wielkości nastawnych: siły normalnej i prędkości poślizgu, co jest proporcjonalne do przepływającego strumienia energii,

wywołującego zużycie elementów pary trącej i wzrost temperatur WW. Współczynnik korelacji regresji liniowej wynosił 0,9466.

Zestawienie wyników badań **zużycia promieniowego spoiw** w zależności od iloczynu obciążenia i prędkości poślizgu pokazano na rysunku 4.



Rys. 4. Zużycie promieniowe spoiw w zależności od iloczynu nastaw

Analizując wykresy na rysunku 4a można zauważyć, że podczas małych wartości iloczynu nastaw (do 270 N*m/s) zużycie wszystkich spoiw było niewielkie – do 0,05 mm. Rosnące wartości iloczynu nastaw wywoływały liniowo dalej rosnące zużycie dla spoiwa P7-2,176 (do 0,1 mm). Podobnie do iloczynu nastaw 480 zachowywało się spoiwo P8-2,176. Jednak przy iloczynie nastaw 750 spoiwo to „posypało się” osiągając największe zużycie 0,56 mm.

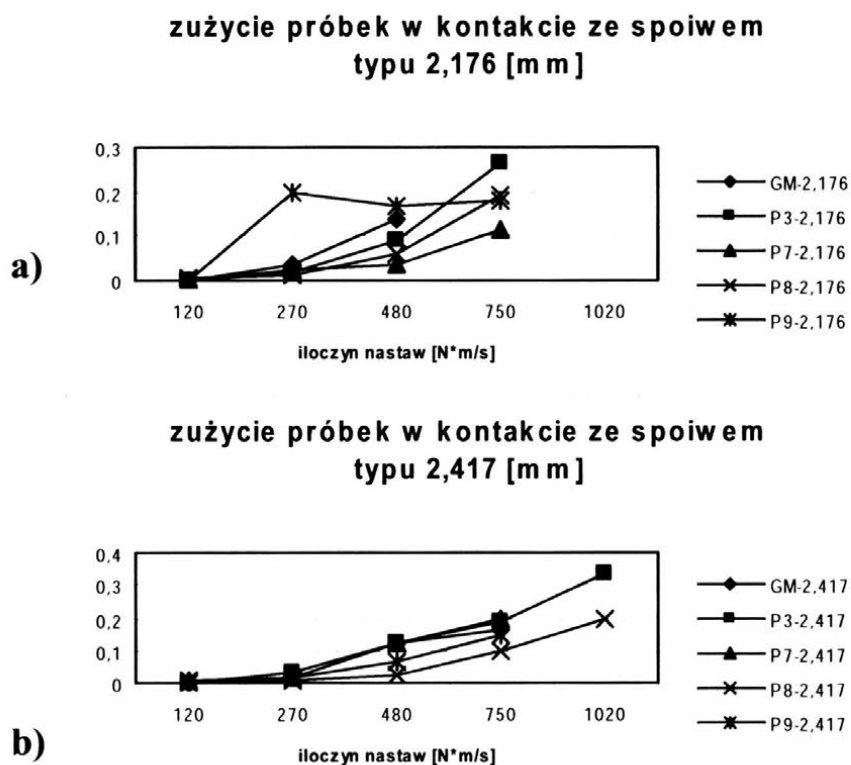
Spoiwo produkcyjne GM-2,176, które wytrzymało nastawy do 480 N*m/s, zużyło się o 0,2 mm i uległo spieczeniu. Spoiwo P3-2,176 wykazało większą odporność obciążeniową, pracowało do 750 N*m/s zużywając się o 0,38 mm. Spoiwo P9-2,176 wykazywało większe zużycie niż P3-2,176 w całym zakresie testów o 0,05÷0,1 mm.

Wykresy na rysunku 4b wskazały większą od poprzednich odporność spoiw typu 2,417 na wzrost nastaw oraz zbliżone wartości zużycia. Spoiwo produkcyjne GM-2,417 pracowało do obciążenia 750 N*m/s zużywając się 0,25 mm. Podobnie zachowywało się spoiwo P8-2,417, lecz pracowało do największych nastaw zużywając się 0,6 mm. Również spoiwo P3-2,417 pracowało do największych nastaw testowania, a jego zużycie było o 0,15 mm większe. Spoiwa P7-2,417 i P9-2,417 miały zakres pracy taki, jak spoiwo produkcyjne i nieco większe zużycie.

Można zatem stwierdzić, że spoiwa syntezowane w pracy z napełniaczami typu 2,417 miały większą odporność użytkową niż spoiwa 2,176.

Zastosowane żywice nowej generacji miały większą odporność na zwiększanie nastaw podczas pracy tarcia niż spoiwa produkcyjne.

Kolejne opracowanie wyników badań dotyczyło intensywności ściernopolerującego działania spoiw, czyli **zużycia próbek**. Wyniki tych badań przedstawiono wykresnie na rysunku 5.



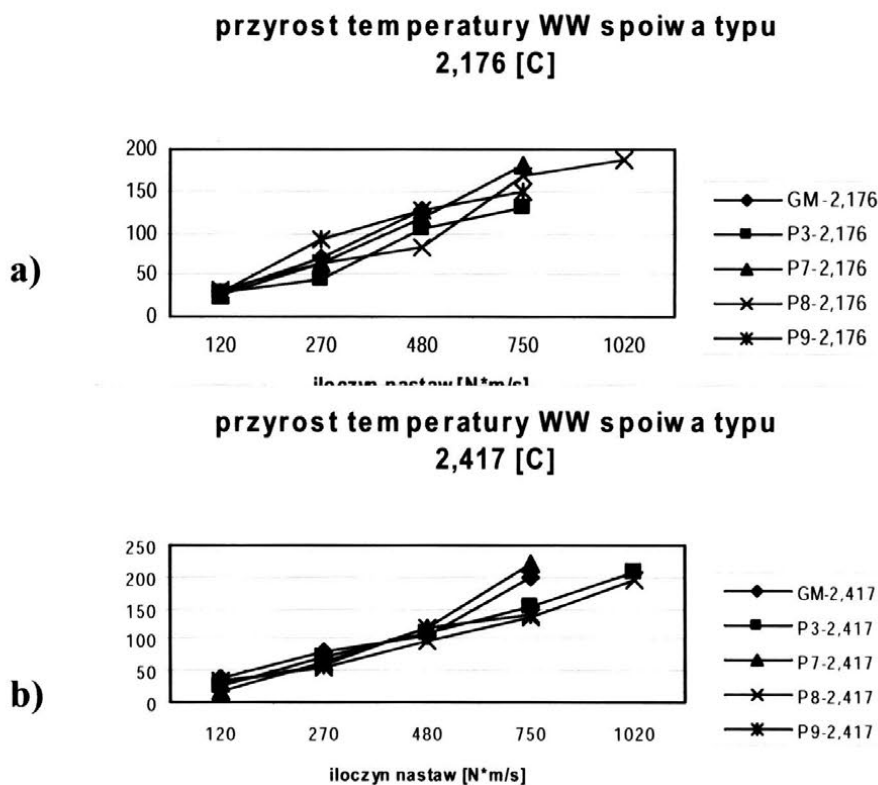
Rys. 5. Zużycie próbek w zależności od iloczynu nastaw

Jak wynika z wykresów na rysunku 5a, zużycie próbek w kontakcie ze spoiwami, oprócz spoiwa P9-2,176, rosło progresywnie ze wzrostem nastaw. Spoiwo P9-2,176 prawdopodobnie istotnie utwardziło się podczas większych

obciążen i powodowało największe zużycie próbek. Pozostałe spoiwa nowej generacji powodują mniejsze zużycie próbek niż spoiwo produkcyjne.

Podobnie zachowują się spoiwa typu 2,417 (rys. 5b). Spoiwa P3-2,417 i P7-2,417 zużywały próbki tak samo, jak spoiwo produkcyjne, a spoiwa P8-2,417 i P9-2,417 – o mniejsze wartości.

Kolejne porównania dotyczyły przyrostów temperatury warstw wierzchnich spoiw i próbek podczas testów. Na rysunku 6 przedstawiono zbiorcze wyniki przyrostów **temperatury warstwy wierzchniej spoiw**.



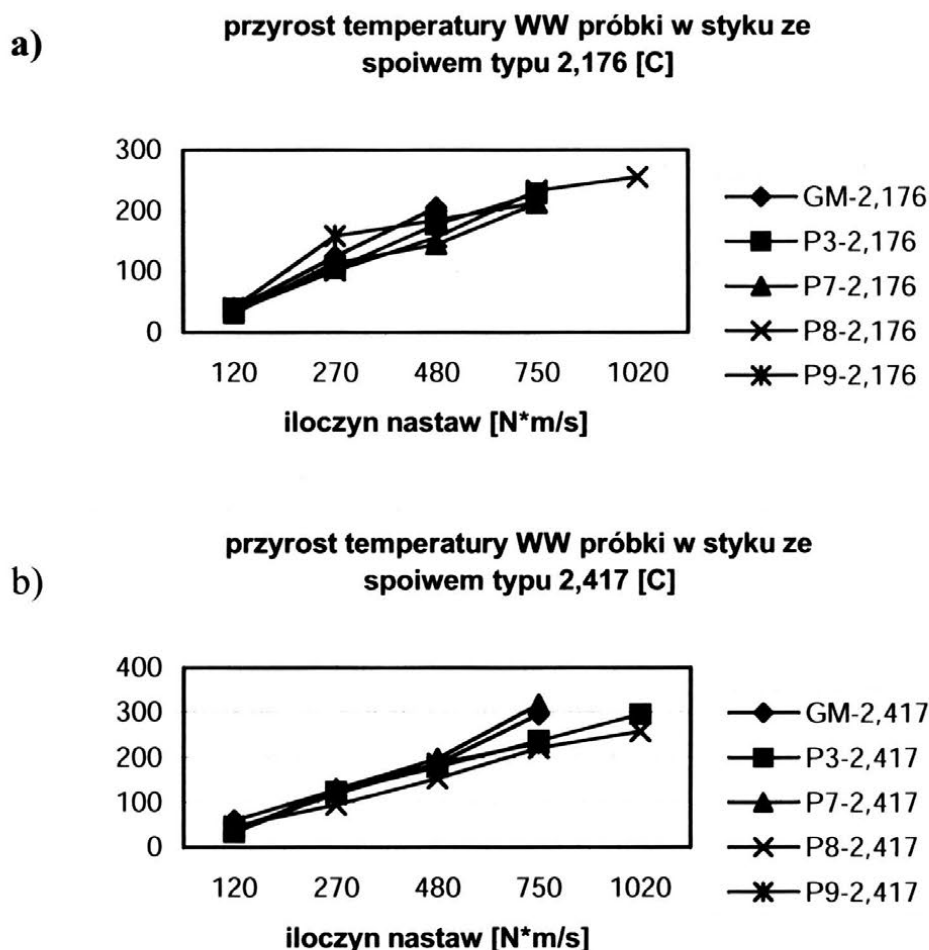
Rys. 6. Przyrost temperatury WW spoiw w zależności od iloczynu nastaw

Zależność przyrostu temperatury warstwy wierzchniej spoiw od wartości iloczynu nastaw jest zasadniczo liniowa i rośnie od 30 do 180°C, przy czym spoiwo P3-2,176 (rys. 6a) ma wartości temperatur nieco niższe, a spoiwo P7-2,176 - wyższe. Różnice wynoszą od 20 do 50°C. Spoiwo produkcyjne GM-2,176 mieści się w środkowym zakresie rozrzutu temperatur w przedziale jego stosowania.

Dla spoiw typu 2,417 (rys. 6b) występowała również liniowa zależność dla spoiw P3, P8 i P9 w całym zakresie ich testowania. Odchylenie w kierunku większych przyrostów temperatury zanotowano dla spoiwa GM-2,417 i P7-2,417 przy największym stosowanym iloczynie nastaw o 50°C.

Obydwa typy spoiw (dla ściernic diamentowych i CBN), jak zostało wykazane, cechują się większą stabilnością i zgodnością wartości temperatur spoiw typu 2,417. Spoiwa te osiągały nieco wyższe temperatury pracy o 20 - 30°C, przy czym spoiwo P3 wykazywało najchłodniejszy kontakt z próbką.

Przyrosty **temperatury próbek** zestawiono wykreślnie na rysunku 7.



Rys. 7. Przyrost temperatury WW próbek w zależności od iloczynu nastaw

Analizując rysunek 7a, widać podobną do rysunku 6a zależność liniową przyrostu temperatury ze wzrostem iloczynu nastaw. Jednak wartości przyrostu temperatur próbki były o 30 - 40% większe niż dla warstwy wierzchniej spoiw. Przebiegi wykresów dla kolejnych spoiw trących o próbkę były zbliżone, wskazując na ściślejszą relację pomiędzy temperaturą warstw wierzchnich spoiwa i próbki w testach tarcia.

Podobną zgodność można było zauważyć dla próbek współpracujących ze spoiwami typu 2,417 (rys. 6b i 7b). Tu również występowała zasadniczo liniowa

zależność przyrostu temperatury od iloczynu nastaw testowania i około 30% większe wartości przyrostu temperatury próbek od spoiw.

Taka zgodność rozdziału energii cieplnej może mieć znaczenie w modelowaniu procesu szlifowania ściernicami ze spoiwem żywicznym. Proporcjonalność wzrostu temperatury WW próbki względem WW spoiwa wynosi 1,45 (współczynnik korelacji 0,9735).

4. PODSUMOWANIE

Na podstawie omówionych badań można zatem stwierdzić, że spoiwa skomponowane z nowymi żywicami charakteryzują się mniejszym współczynnikiem tarcia o próbki i mniej zużywają próbki testowe niż spoiwa produkcyjne.

Spoiwa nowej generacji pracują w większym zakresie iloczynu nastaw testowania, czyli przy większych obciążeniach i prędkościach w strefie styku niż spoiwa produkcyjne - dotychczasowe, a więc dopuszczają większe obciążenia i temperatury pracy.

Współpraca cieplna pomiędzy spoiwami i hartowanymi przeciw-próbkami ze stali C55 wykazała, że przyrosty temperatury warstwy wierzchniej próbek stalowych są o około 30% większe niż dla tarcz spoiwowych.

Spoiwo z żywicą o kompozycji P7 miało mniejszą od pozostałych, nowych spoiw, odporność termiczną, zbliżoną do odporności aktualnych spoiw produkcyjnych.

Spoiwo z żywicą o kompozycji P3 w obydwu spoiwach: typu 2,176 (do ściernic diamentowych) i typu 2,417 (do ściernic „borazonowych”) wykazywało najchłodniejszy kontakt z próbką oraz większe wycieranie się i polerowanie próbek od pozostałych spoiw syntezowanych w pracy, ale porównywalne ze spoiwami produkcyjnymi.

Dotychczas przeprowadzone badania kompozycji żywic i spoiw wskazują, że jest możliwość wprowadzenia zamienników krajowych dla dotychczas sprowadzanych z zagranicy żywic dla spoiw ściernic supertwardych. Z tych spoiw wykonywano ściernice do weryfikacji programu komputerowego projektowania ściernic oraz oceny i prognozowania właściwości użytkowych ściernic, jak również ściernice do badań aplikacyjnych.

5. LITERATURA

- [1] Urbaniak M.: *Metodyka badania użytkowych właściwości polimerowych spoiw ściernic*. Monografia nr 167. Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Koszalińskiej, Koszalin 2009, s.181-192.

- [2] *Spoiwo polimerowe nowej generacji w zastosowaniu do narzędzi ściernych i okładzin hamulcowych. Projekt badawczo-rozwojowy nr R05 044 02. Sprawozdanie z badań narzędzi ściernych, część III. Politechnika Łódzka. Łódź 2010.*

COMPARISON OF PROPERTIES OF SELECTED RESINOID BONDS

***ABSTRACT:** In the paper results of comparison of several phenol-formaldehyde resinoid compositions of in order to examine their suitability for manufacturing grinding wheels with diamond and cBN abrasive are presented. Selected compositions were used in bonds production. Another series of studies made it possible to determine their properties and to compare with bonds previously produced.*

^{*)} dr hab. inż. Mirosław URBANIAK, prof. PŁ, Politechnika Łódzka, Katedra Technologii Maszyn, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź

**KSZTAŁTOWANIE I BADANIA WŁAŚCIWOŚCI
NARZĘDZI ŚCIERNYCH**

WYKORZYSTANIE POMIARU DRGAŃ DO NADZOROWANIA MAKROGEOMETRII CPS

Paweł Leżański^{*)}

STRESZCZENIE: *Rozwój falistości na ściernicy powoduje, że drgania jako kryterium trwałości ściernicy mają szczególne znaczenie. Przeprowadzone badania doświadczalne potwierdziły wysoką korelację amplitudy falistości CPS z wartościami średniej mocy widma drgań w zakresach częstotliwości własnych układu OPN, dla których rozwijają się drgania samowzbudne. Można uznać, że położenie punktu przegięcia krzywej narastania drgań wyznacza okres trwałości ściernicy ze względu na stan jej makrogeometrii.*

1. WPROWADZENIE

W każdej odmianie szlifowania równolegle zachodzą procesy tzw. makro- i mikrozużycia ściernicy. Mikrogeometria czynnej powierzchni ściernicy (CPS) odnosi się do stanu poszczególnych ziaren ściernych i ich otoczenia. Ma ona znaczny wpływ na jakość warstwy wierzchniej przedmiotu szlifowanego, wydajność, energochłonność i koszty obróbki. Makrogeometria CPS odnosi się do kształtu bryły ściernicy i ma bezpośredni wpływ na odchyłki kształtowo-wymiarowe przedmiotu szlifowanego. Suma zmian zachodzących w mikrogeometrii ściernicy składa się na jej makrozużycie, czyli zmiany w jej makrogeometrii. Makrozużycie ściernicy może być opisane wieloma wskaźnikami [5]. Wskaźniki związane ze zużyciem objętościowym ściernicy są istotne z punktu widzenia kosztów szlifowania. Natomiast z punktu widzenia dokładności wymiarowo-kształtowej przedmiotu szlifowanego istotne znaczenie mają wskaźniki związane ze zużyciem promieniowym.

Szczególną formą zużycia promieniowego ściernicy jest rozwój falistości na obwodzie ściernicy. Falistość ściernicy, obok falistości przedmiotu, jest podstawową przyczyną regeneracji drgań samowzbudnych, mających bezpośredni wpływ na jakość powierzchni szlifowanego przedmiotu [2]. Rozwój drgań samowzbudnych może prowadzić do utraty stabilności procesu i uszkodzenia ściernicy lub przedmiotu. Z tego względu powinien być objęty nadzorem.

amplitudy generujących ją drgań samowzbudnych. Przebieg zmian tych współczynników poglądowo pokazano na rysunku 1.

Dla parametrów stosowanych w konwencjonalnym szlifowaniu, częstotliwość progowa dla przedmiotu f_w wynosi poniżej 500 Hz. Natomiast częstotliwość progowa dla ściernicy f_s , ze względu na zalecany dla szlifowania stosunek prędkości ściernicy do przedmiotu q , będzie do 100, a nawet więcej razy wyższa. Tłumaczy to dlaczego prawie wszystkie procesy obwodowego szlifowania walcowego przebiegają w warunkach niestabilności z punktu widzenia efektu regeneracji falistości na ściernicy. Występujące w tych procesach częstotliwości drgań samowzbudnych, które są zbliżone do częstotliwości drgań własnych układu OPN, mają zwykle wartości wyższe od częstotliwości progowej przedmiotu ale znacznie niższe od częstotliwości progowej ściernicy. Oznacza to, że falistość ściernicy podczas tych procesów może rozwijać się do bardzo dużych wartości i jako ważny symptom stanu ściernicy powinna być nadzorowana.

3. WARUNKI I ZAKRES BADAŃ DOŚWIADCZALNYCH

Zakres zmian parametrów nastawnych podczas badań obejmował nie tylko cały zalecany obszar szlifowania ale również wykraczał poza ten obszar, aby możliwe było zdiagnozowanie zjawisk stanowiących ograniczenia procesu. Zmiany parametrów nastawnych podczas badań były realizowane poprzez zmiany właściwej wydajności objętościowej szlifowania Q_w oraz stosunku prędkości obwodowej ściernicy i przedmiotu q . Warunki i zakres badań doświadczalnych podano w tabeli 1.

Tabela 1

Warunki i zakres badań doświadczalnych

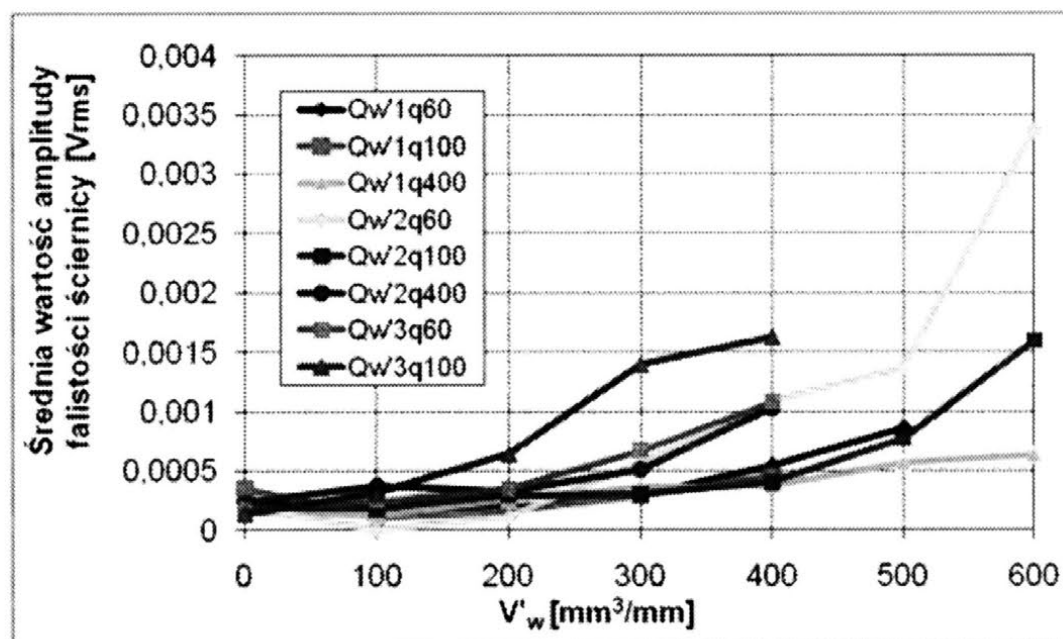
Wielkość wejściowa	Wartość
Szlifierka	JOTES SWF 25
Materiał szlifowany	Stal 38HMJ hartowana 52 HRC
Ściernica	38A80KVBE firmy KORUND S.A.
Warunki obciążania	Obc. Jednopunktowy, $k_d = \text{ok.}4$
Prędkość szlifowania v_s	40 m/s
Właściwa wydajność objętościowa szlifowania Q_w	1; 2; 3 mm ³ /mms
Stosunek prędkości ściernicy do przedmiotu q	60; 100; 400
Cykl roboczy	dosuw roboczy, szybkie wycofanie ściernicy, naddatek 150 μm
Ciecz chłodząco-smarująca	3% emulsja olejowa

W czasie prób rejestrowano cyfrowo sygnał drgań w zakresie częstotliwości do 5 kHz w pakietach po 2048 próbek, co 1 sekundę, z częstotliwością próbkowania 10 kHz. Oprogramowanie pomiarów, obejmujące rejestrację sygnałów pomiarowych, ich przetwarzanie oraz wizualizację wykonano za pomocą LabVIEW.

4. POMIAR FALISTOŚCI ŚCIERNICY

Pomiary parametrów falistości CPS wykonywano w celu bezpośredniej oceny stanu makrogeometrii CPS. Umożliwiło to jej skorelowanie z innymi parametrami stanu procesu szlifowania.

Pomiary falistości CPS wykonano przyrządem własnej konstrukcji [3]. Na każdy pomiar składa się co najmniej 7500 próbek pomiarowych wyznaczanych z krokiem próbkowania 0,2 mm, co daje długość pełnego obwodu ściernicy. Analiza harmoniczna tych profili pozwala na ocenę falistości i błędów kształtu CPS. Składowe harmoniczne występujące w zarysach profili CPS odpowiadają różnym częstościom fal na obwodzie ściernicy. Jako miarę falistości CPS przyjęto średnią amplitudę widma mocy jej zarysu obwodowego w zakresie powyżej 5 fal/obwód. Tę analizę wykonano za pomocą dyskretnej transformaty Fouriera (ang.: Discrete Fourier Transform – DFT) przy wykorzystaniu własnego oprogramowania do przetwarzania i analizy uzyskanych danych w środowisku LabVIEW. Jej wyniki przedstawiono na rysunku 2.



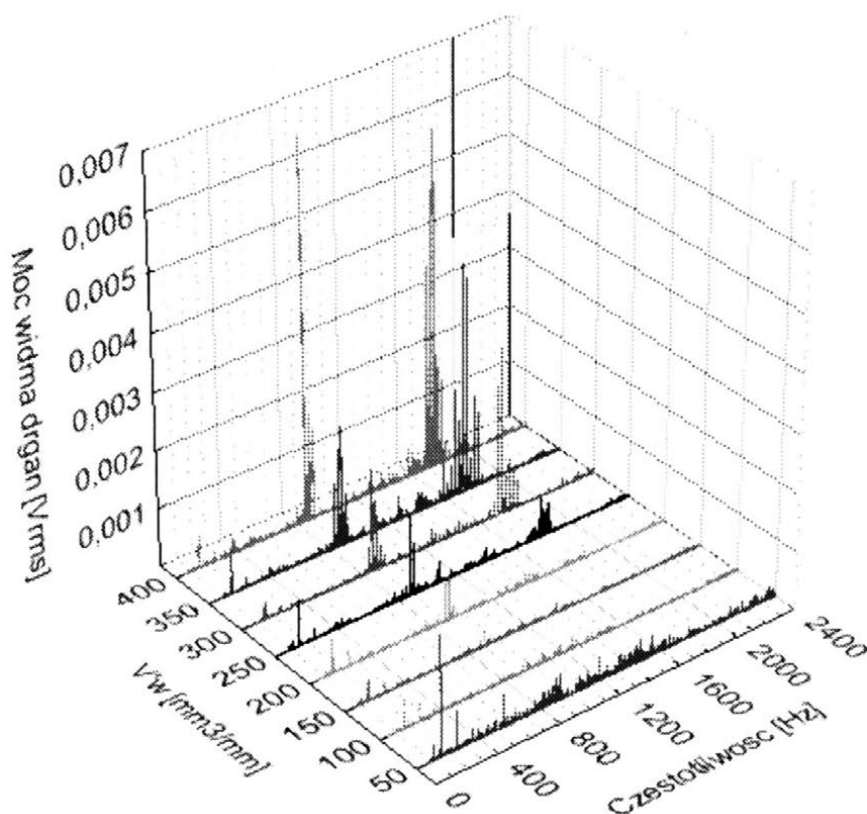
Rys. 2. Zmiany amplitudy falistości ściernicy w okresie jej trwałości

5. WYKORZYSTANIE DFT DO ANALIZY SYGNAŁU DRGAŃ

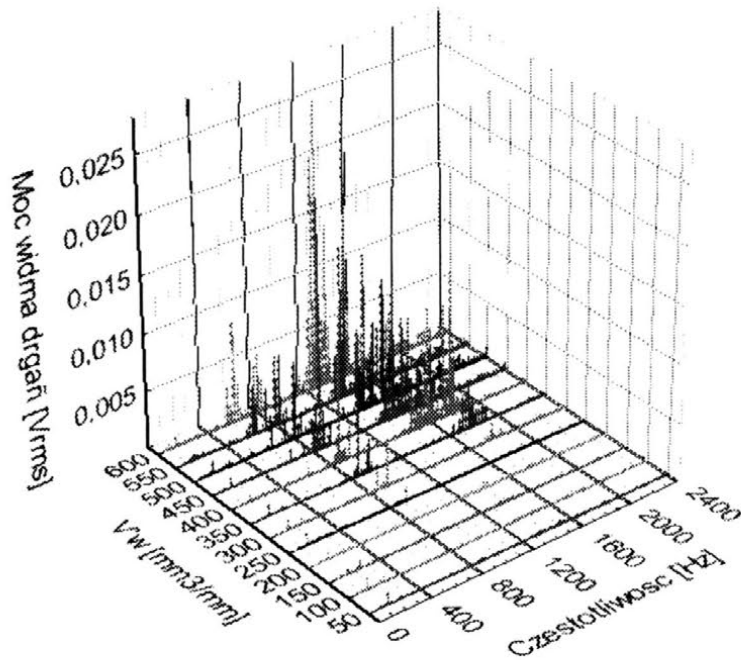
Jak wykazano wcześniej, stan makrogeometrii CPS jest bardzo silnie skorelowany z rozwojem drgań samowzbudnych. Do pomiaru drgań wykorzystano pomiar przyspieszeń za pomocą piezoelektrycznego czujnika drgań B&K4384 umieszczonego na kle.

Najbardziej rozpowszechnioną metodą analizy cyfrowych sygnałów dynamicznych jakim jest sygnał drgań jest dyskretne przekształcenie Fouriera (DFT). Przekształcenie to jest bardzo sprawnym narzędziem analizy spektralnej szeregów czasowych, jednak analizowany sygnał powinien spełniać warunki liniowości i stacjonarności. W przypadku sygnału reprezentującego drgania mechaniczne (wibroakustyczne) generowane podczas szlifowania walcowego można przyjąć, że oba te warunki są spełnione. Wynika to z tego, że podstawowym źródłem drgań w tym szlifowaniu są okresowe wymuszenia związane z ruchem obrotowym przedmiotu i ściernicy. Dopuszczalność takiego założenia potwierdzają też liczne prace badawcze poświęcone analizie drgań podczas szlifowania [1, 2].

Wykresy na rysunku 3 i 4 pokazują rozwój drgań w okresie trwałości ściernicy podczas prób szlifowania wgłębnego z różnymi parametrami.

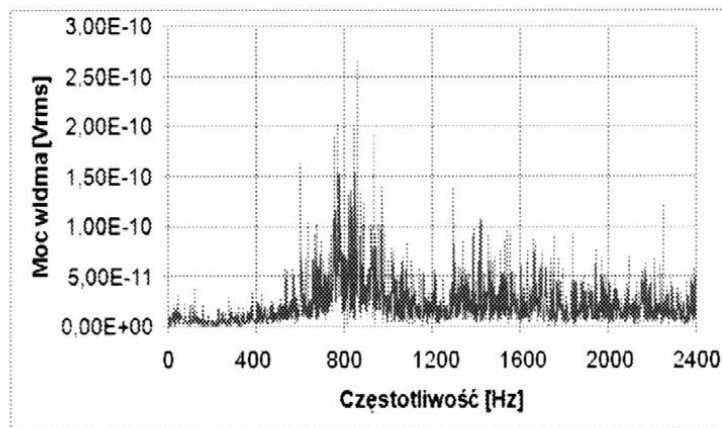


Rys. 3. Rozwój drgań w okresie trwałości ściernicy $Q'_w=1 \text{ mm}^3/\text{mms}$, $q=100$

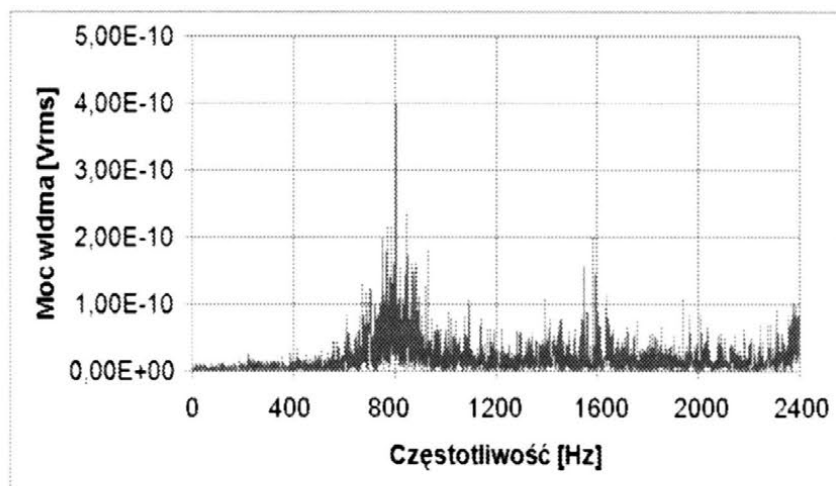


Rys. 4. Rozwój drgań w okresie trwałości ściernicy $Q'_w=2 \text{ mm}^3/\text{mms}$, $q=60$

We wszystkich przypadkach daje się zaobserwować wzrost amplitudy drgań w dwóch zakresach częstotliwości. Pierwszy z tych zakresów to 700 – 900 Hz, a drugi to 1500 – 2000 Hz. W celu sprawdzenia czy zakresy te obejmują częstotliwości własne układu OPN, wykonano pomiar charakterystyk amplitudowych-częstotliwościowo tego układu. Pomiar wykonano za pomocą sytemu PULSE typ 7700 firmy Brüel & Kjaer. W wyniku przeprowadzonych eksperymentów uzyskano obrazy widm amplitudowo – częstotliwościowych przy wymuszeniu impulsowym szlifowanego przedmiotu zamocowanego w kłach szlifierki oraz zespołu wrzeciennika ściernicy. Widma te pokazano odpowiednio na rysunku 5 i 6.



Rys. 5. Widmo amplitudo – częstotliwościowe przedmiotu przy wymuszeniu impulsowym

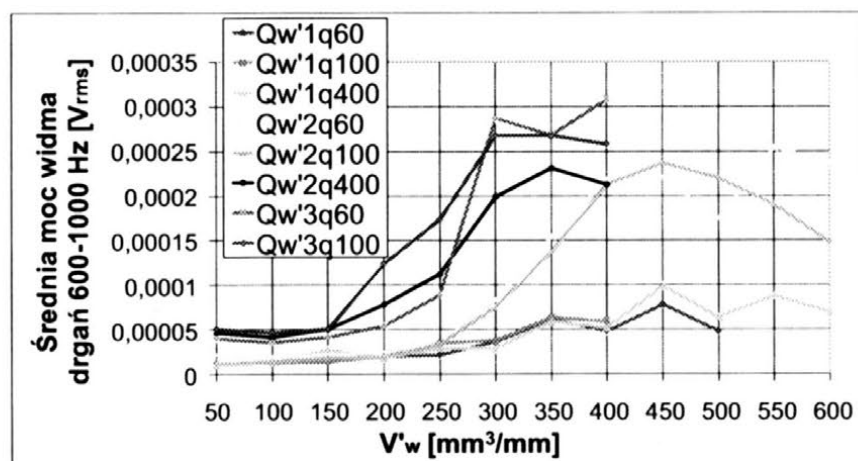


Rys. 6. Widmo amplitudo – częstotliwościowe wrzeciennika ściernicy przy wymuszeniu impulsowym

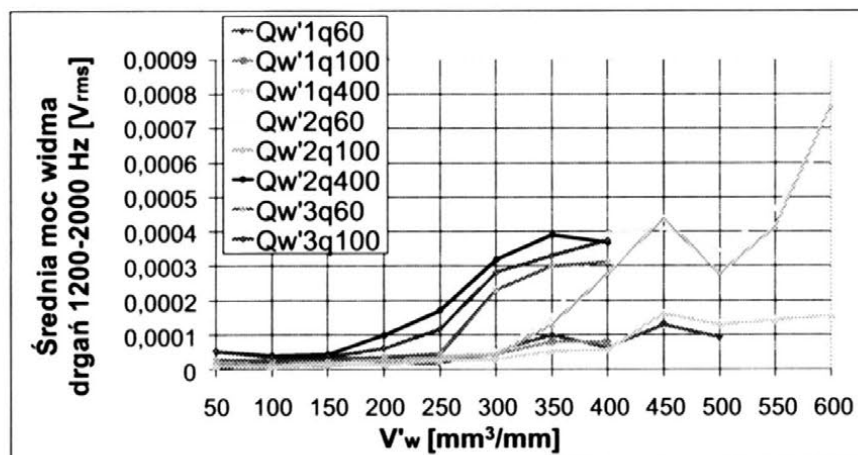
Charakterystyki amplitudowo – częstotliwościowe przedstawione na rysunku 4 pozwalają stwierdzić, że częstotliwość własna przedmiotu szlifowanego wynosi około 800 Hz, a dla zespołu wrzeciennika ściernicy można wyróżnić dwie częstotliwości własne: 800 i 1600 Hz. Można je zinterpretować jako kolejne częstotliwości harmoniczne tego zespołu. W obu przypadkach te częstotliwości pokrywają się z zakresami częstotliwości, w których rozwijają się częstotliwości drgań samowzbudnych podczas przeprowadzonych badań.

Kierując się wnioskami wypływającymi z analizy częstotliwości własnych układu OPN, wyznaczono przebiegi zmian średniej mocy widma drgań w zakresie 600 – 1000 Hz i 1200 – 2000 Hz dla wszystkich przeprowadzonych prób szlifowania. Wyniki przedstawiają wykresy na rysunku 7 i 8.

Zmiany średniej wartości widma mocy drgań w obu zakresach częstotliwości przebiegają podobnie. W początkowej fazie okresu trwałości ściernicy poziom drgań utrzymuje się na stałym, niskim poziomie. Po usunięciu pewnej objętości właściwej materiału, poziom drgań zaczyna szybko narastać i po osiągnięciu punktu przegięcia drgania narastają znacznie wolniej. Objętość właściwą zaszlifowanego materiału odpowiadającą temu punktowi przegięcia można uznać za objętość wyznaczającą okres trwałości ściernicy ze względu na stan jej makrogeometrii. Położenie tego punktu zależy od zastosowanych parametrów szlifowania. Drgania rozwijają się szybciej dla większych głębokości szlifowania i mniejszych prędkości przedmiotu.



Rys. 7. Zmiany średniej wartości mocy widma drgań w okresie trwałości ściernicy w zakresie częstotliwości 600 – 1000 Hz



Rys. 8. Zmiany średniej wartości mocy widma drgań w okresie trwałości ściernicy w zakresie częstotliwości 1200 – 2000 Hz

6. KORELACJA WYBRANYCH MIAR STANU MAKROGEOMETRII CPS Z JEJ FALISTOŚCIĄ

Zgodnie z analizą bezpośrednich miar stanu czynnej powierzchni ściernicy, bardzo dobrym symptomem stanu makrogeometrii CPS jest wielkość amplitudy jej falistości będącej efektem rozwoju efektu regeneracyjnego drgań. Zatem miara pośrednia stanu makrogeometrii CPS powinna być dobrze skorelowana z falistością. W celu wyznaczenia siły powiązania pomiędzy amplitudą falistości CPS a wybranymi miarami stanu jej makrogeometrii wyznaczono współczynniki korelacji liniowej Pearsona między zmiennymi reprezentującymi te wielkości w funkcji właściwego ubytku materiału obrabianego. Wyniki obliczeń zamieszczono w tabeli 2.

Tabela 2

Współczynnik korelacji linowej amplitudy falistości CPS z wybranymi miarami stanu jej makrogeometrii.

Parametry szlifowania	Współczynnik korelacji linowej amplitudy falistości CPS z:			
	Śr. moc widma drgań 600-1000 Hz	Śr. moc widma drgań 1200-2000 Hz	Entropią DWT drgań 1875–2500 Hz	Entropią DWT AErms 625–1250 Hz
Q'_{w1q60}	0,84837	0,92593	0,91443	0,89422
Q'_{w1q100}	0,99984	0,99297	0,99919	0,97410
Q'_{w1q400}	0,94598	0,95096	0,87455	0,96242
Q'_{w2q60}	0,83904	0,95197	0,85420	0,93918
Q'_{w2q100}	0,47153	0,96564	0,77385	0,95256
Q'_{w2q400}	0,77164	0,81094	0,76811	0,85726
Q'_{w3q60}	0,91938	0,97229	0,96497	0,99883
Q'_{w3q100}	0,97925	0,98596	0,99219	0,95365

Analiza współczynników korelacji z tabeli 2 potwierdza dużą przydatność wybranych miar stanu makrogeometrii CPS. Większość wyznaczonych współczynników przekracza wartość 0,9. Najwyższe wartości korelacji z falistością CPS odnotowano dla średniej mocy widma drgań w zakresie 1200 – 2000 Hz oraz dla entropii współczynników falkowych sygnału wartości skutecznej emisji akustycznej w zakresie 625 – 1250 Hz [3].

7. PODSUMOWANIE

Szczególną formą zużycia CPS są zmiany zachodzące w jej makrogeometrii w postaci falistości na obwodzie ściernicy. Falistość ta, obok falistości przedmiotu, jest podstawową przyczyną regeneracji drgań samowzbudnych, które mogą prowadzić do utraty stabilności procesu i uszkodzenia ściernicy lub przedmiotu. Przeprowadzona analiza relacji zachodzących pomiędzy poszczególnymi elementami przyjętej struktury dynamicznej układu OPN wykazuje, że falistość ściernicy podczas szlifowania wglębnego może rozwijać się do bardzo dużych wartości i jako ważny symptom stanu ściernicy powinna być nadzorowana.

Przeprowadzone badania doświadczalne potwierdziły wysoką korelację przebiegu rozwoju amplitudy falistości CPS z rozwojem średniej wartości widma mocy drgań w zakresach częstotliwości odpowiadających zakresom częstotliwości własnych układu OPN. Większość wyznaczonych współczynników korelacji przekracza wartość 0,9. Położenia występującego w tych przebiegach punktu przegięcia może wyznaczać graniczą objętość właściwą usuniętego materiału wyznaczającą okres trwałości ściernicy ze względu na stan jej makrogeometrii.

Klasyfikacja stanu procesu będzie jednak znacznie bardziej wiarygodna jeśli zostanie przeprowadzona w oparciu o więcej niż jeden symptom.

8. LITERATURA

- [1] Altinas Y., Weck M.: Chatter Stability of Metal Cutting and Grinding. Annals of the CIRP Vol. 53/2/2004.
- [2] Inasaki I., Karpuszewski B., Lee H.-S.: *Grinding Chatter – Origin and Suppression*. Annals of the CIRP Vol. 50/2/2001.
- [3] Leżański P., Lajmcr P.: *Zastosowanie parametrów krzywej udziału materiałowego do oceny zużycia ściernicy*. Zeszyty Naukowe Wyd. Mechanicznego Politechniki Koszalińskiej Nr 36, XXVII Naukowa Szkoła Obróbki Ściernicy, Sarbinowo, wrzesień 2004.
- [4] Lcżański P.: *Monitorowanie stanu ściernicy z zastosowaniem analizy falkowej*. W „Wybrane problemy obróbki ściernej” pod red. C. Niżankowskiego, Wyd. Politechniki Krakowskiej, Bochnia 2008.
- [5] Oczóś K., Porzycki J.: *Szlifowanie - Podstawy i Technika*. WNT, Warszawa, 1986.
- [6] Snoeys R., Brown D.: *Dominating parameters in grinding wheel and workpiece regenerative chatter*. Proceedings of the 10-th Machine Tool Design and Research Conference, 1969, pp. 325-348.
- [7] Weck M., Schiefer K.H.: *Interaction of the dynamic behavior between machine tool and cutting process for grinding*. Annals of the CIRP, vol. 28/1/1979.

CHATTER MONITORING IN GRINDING WHEEL MACROGEOMETRY SUPERVISION

ABSTRACT: *Because of waviness development on the grinding wheel peripheral surface, chatter as a grinding wheel life criterion has a specific meaning. High correlation between the grinding wheel waviness and average chatter power spectrum in ranges of grinding system natural frequencies has been confirmed experimentally. Position of the point of inflexion of a chatter development curve can be recognize as the end of grinding wheel life.*

^{*)} dr inż. Paweł LEŻAŃSKI, Politechnika Łódzka, Instytut Obrabiarek i TBM, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź, e-mail: plezan@p.lodz.pl

WPŁYW UŁOŻENIA SIATEK WZMACNIAJACYCH W ŚCIERNICACH DO PRZECINANIA NA WŁAŚCIWOŚCI FIZYCZNE ZWIĄZANE Z UGIĘCIEM I WYTRZYMAŁOŚCIĄ

Józef Kaczmarek^{*)}

STRESZCZENIE: W pracy określono wpływ wartości liczby Poissona i modułu Younga na ugięcie i naprężenia w modelu ściernicy. Wartości tych podstawowych właściwości fizycznych wyznaczono dla próbek wyciętych ze ściernicy różniących się sposobem ułożenia siatek wzmacniających. Otrzymane wyniki badań skonfrontowano z wytrzymałością ściernic poddanych prędkości obrotowej a następnie jednopunktowemu obciążeniu bocznemu. Badaniom poddano ściernice trzech różnych producentów.

1. WSTĘP

Ściernice do przecinania stosowane są w wielu zakładach przemysłowych, usługowych oraz przez użytkowników indywidualnych. Narzędzia te powszechnie używane w wielu różnorodnych operacjach przecinania przedmiotów wykonanych z różnych materiałów powinny charakteryzować się bardzo dobrymi właściwościami wytrzymałościowymi. Pożądane jest również, aby ściernice te charakteryzowały się jednocześnie odpowiednio wysoką elastycznością, która zapobiega inicjacji kruchych pęknięć prowadzących do nieuchronnego zniszczenia ściernic. Zagrozić to może bezpieczeństwu operatorów obsługujących przecinarki ściernicowe.

Badania niszczące wytrzymałości ściernic są drogie, ponieważ wymagają specjalistycznego sprzętu (stanowiska badawczego) oraz bardzo uciążliwe choćby ze względów ekologicznych oraz zdrowotnych obsługi urządzeń badawczych [1].

Powstała więc propozycja oceny ugięcia ściernic (jako miary elastyczności) i ich wytrzymałości na podstawie określenia wartości dwóch podstawowych wielkości fizycznych: modułu Younga E oraz liczby Poissona ν próbek wyciętych ze ściernicy.

2. WPROWADZENIE TEORETYCZNE

2.1. Teoretyczne określanie naprężeń w ściernicach

Naprężenia w modelu ściernicy w postaci cienkościennego krążka zależą od jego obciążenia, wymiarów oraz współczynnika Poissona.

Maksymalne naprężenia w wirującym cienkościennym krążku powstają na okręgu utwierdzenia i zgodnie z hipotezą Burzyńskiego i Hubera określone są zależnością (1) [2,3].

$$\sigma_{\max} = \frac{(3 + \nu) \rho \cdot b^2 \omega^2}{4} \left[1 + \frac{1 - \nu}{3 + \nu} \left(\frac{a}{b} \right)^2 \right] \quad (1)$$

gdzie: ρ – gęstość ściernicy [kg/m^3],

ν – liczba Poissona,

ω – prędkość kątowna [rad/s],

b , a , h – promień zewnętrzny, promień utwierdzenia, grubość ściernicy [m].

Dla większości ściernic do przecinania:

- $a = b/3$ oraz $b \cdot \omega = v = 80 \text{ m/s}$, zgodnie z zaleceniami [5, 6, 7]
- $\rho = 3000 \text{ kg/m}^3$ (dla ściernic typu 41 - 300x32x3,5 99A 30R BF),
- wyznaczona metodą tensometryczną opisaną w [4] wartość $\nu = 0,158 \div 0,212$ (dla różnego ułożenia siatek wzmacniających poddanych badaniom ściernic typu 41 - 300x32x3,5 99A 30R BF).

Po uwzględnieniu powyższych danych, korzystając z zależności (1), łatwo można obliczyć, iż dla wyznaczonego zakresu współczynnika ν , względne różnice wartości generowanych naprężeń maksymalnych σ_{\max} wynoszą ok. 2,3 % (przy czym wzrostowi ν towarzyszy wzrost σ_{\max}).

Naprężenia rozciągające powstające na powierzchni bocznej ściernicy w płaszczyźnie promieniowej σ_r oraz w płaszczyźnie stycznej do kierunku odwodowego σ_φ w cienkościennym krążku obciążonym boczną siłą jednopunktową wyrazić można zależnościami (2) i (3).

$$\sigma_r = \frac{F}{h^2} [f_{r1}(\nu) f_{r2}(a, b, r, \varphi, \nu)] \quad (2)$$

$$\sigma_\varphi = \frac{F}{h^2} [f_{\varphi1}(\nu) f_{\varphi2}(a, b, r, \varphi, \nu)] \quad (3)$$

gdzie: F – siła boczna [N],
 h – grubość ściernicy [m],
 r, φ – współrzędne biegunowe (promieniowa [m] i kątowa [rad]) punktu w którym są obliczane naprężenia,
 $f_{r1}, f_{r2}, f_{\varphi1}, f_{\varphi2}$ – funkcje, które zostały określone w oparciu o założenia Clebscha – ze względu na bardzo złożone i obszerne formy zostaną tu pominięte (zamieszczone są one w [8]); upraszczają się one dla $r = a$ oraz $\varphi = 0$ (współrzędne punktu w którym występują maksymalne naprężenia).

Dla przyjętych j/w danych ściernic, po geometrycznym zsumowaniu obliczonych według zależności (3) i (4) naprężeń, względne różnice wartości generowanych naprężeń maksymalnych σ dla wyznaczonego zakresu współczynnika ν wynoszą ok. 2,1 % (przy czym wzrostowi ν towarzyszy wzrost σ).

Dla obracającego się i jednocześnie obciążonego jednopunktową siłą boczną modelu ściernicy (zbliżonego do rzeczywistego obciążenia), obliczone wartości w najbardziej niekorzystnym przypadku sumują się.

2.2. Teoretyczne określanie ugięcia ściernic

Ugięcie ściernic obciążonych jednopunktową siłą boczną można wyznaczyć również w oparciu o założenia Clebscha wg zależności (5).

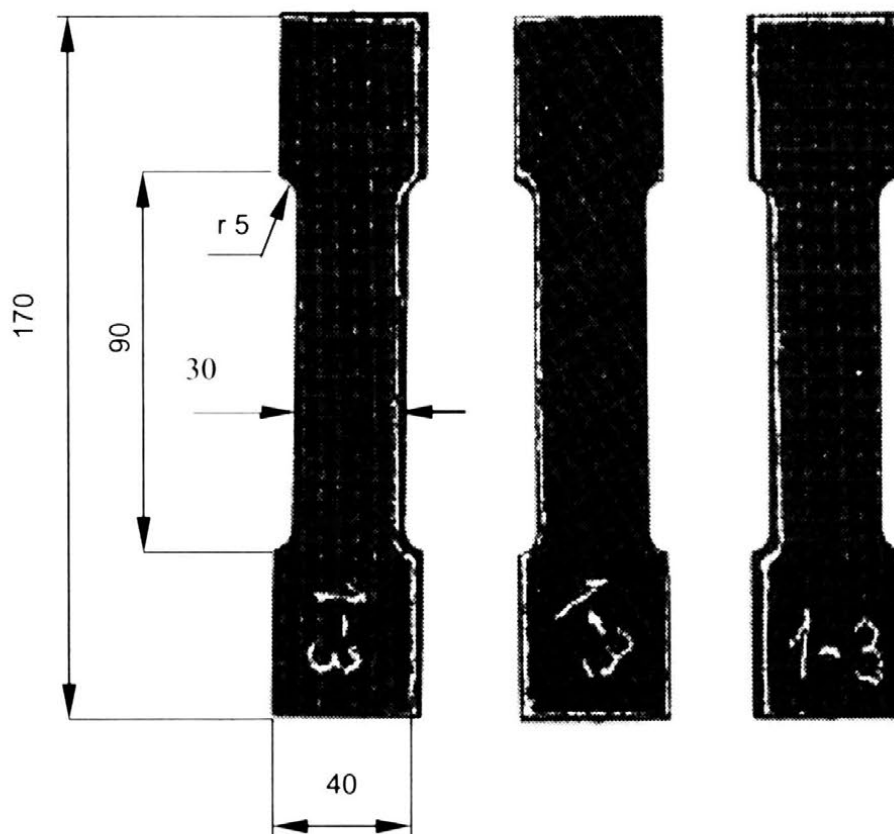
$$w = 1,91 \frac{Fb^2}{Eh^3} [f_w(a, b, r, \varphi, \nu)] \quad (5)$$

gdzie: E – moduł Younga [Pa],
 f_w – funkcja określona została w oparciu o założenia Clebscha (zamieszczona jest w [8]); upraszcza się ona dla $\varphi = 0$ oraz $r = b$ (współrzędne punktu w którym występuje maksymalne ugięcie), pozostałe oznaczenia j/w.

Dla przyjętych j/w danych ściernic przeprowadzone według zależności (5) obliczenia wykazały, iż wzrost liczby Poissona ν o 0,01 powoduje zmniejszenie maksymalnego ugięcia w o ok. 0,18%.

Moduł Younga, jak widać w zależności (5), wpływa odwrotnie proporcjonalnie na ugięcie ściernicy.

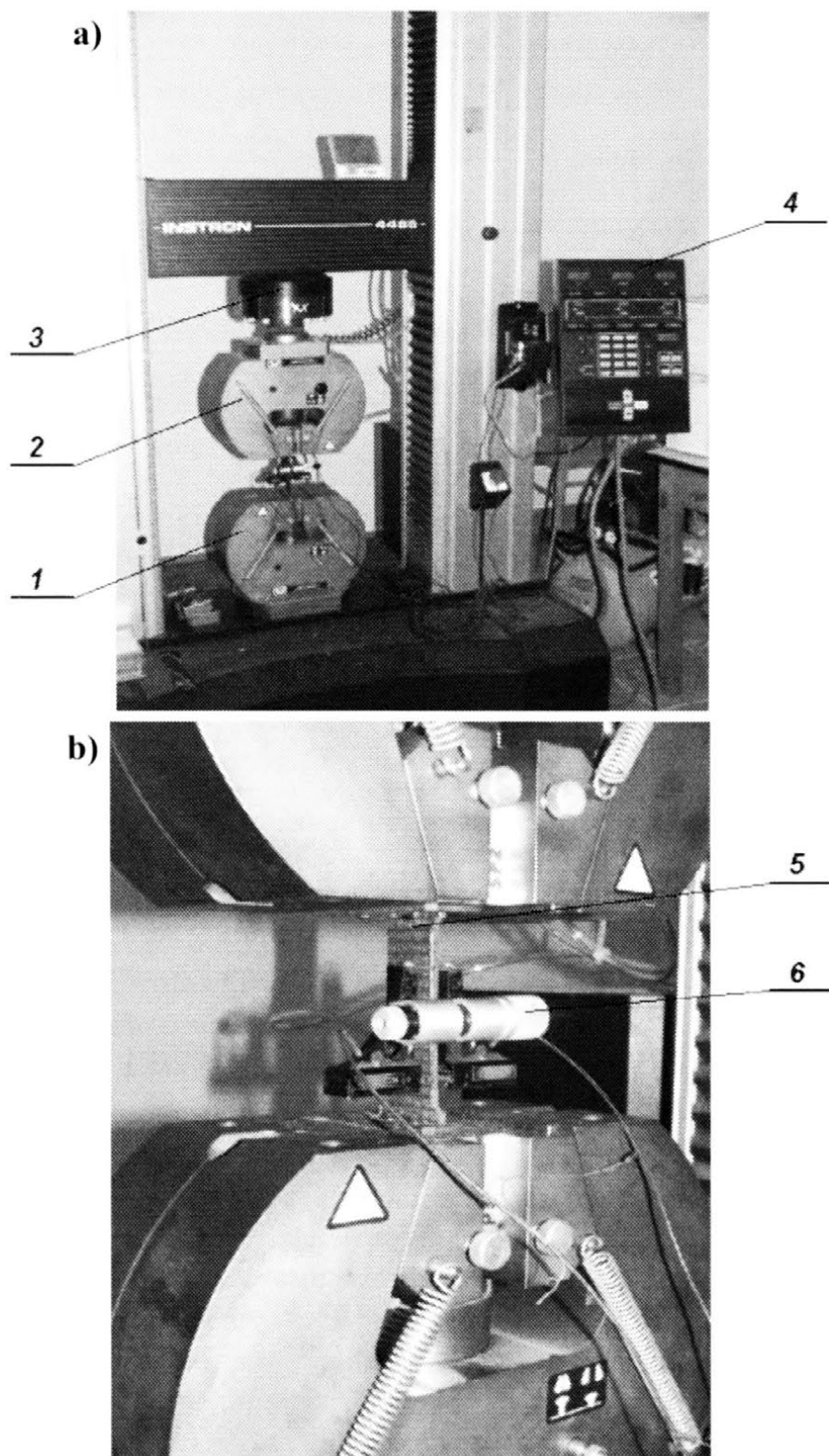
Moduł Younga E oraz wytrzymałość na rozrywanie R_m próbek wyciętych ze ściernicy (rys. 1) wyznaczono na maszynie wytrzymałościowej typu *INSTRON 4485*, wyposażonej w ekstensometr (rys. 2 – urządzenia te są własnością Katedry Wytrzymałości Materiałów i Konstrukcji Politechniki Łódzkiej z którą współpracowano podczas realizacji pracy).



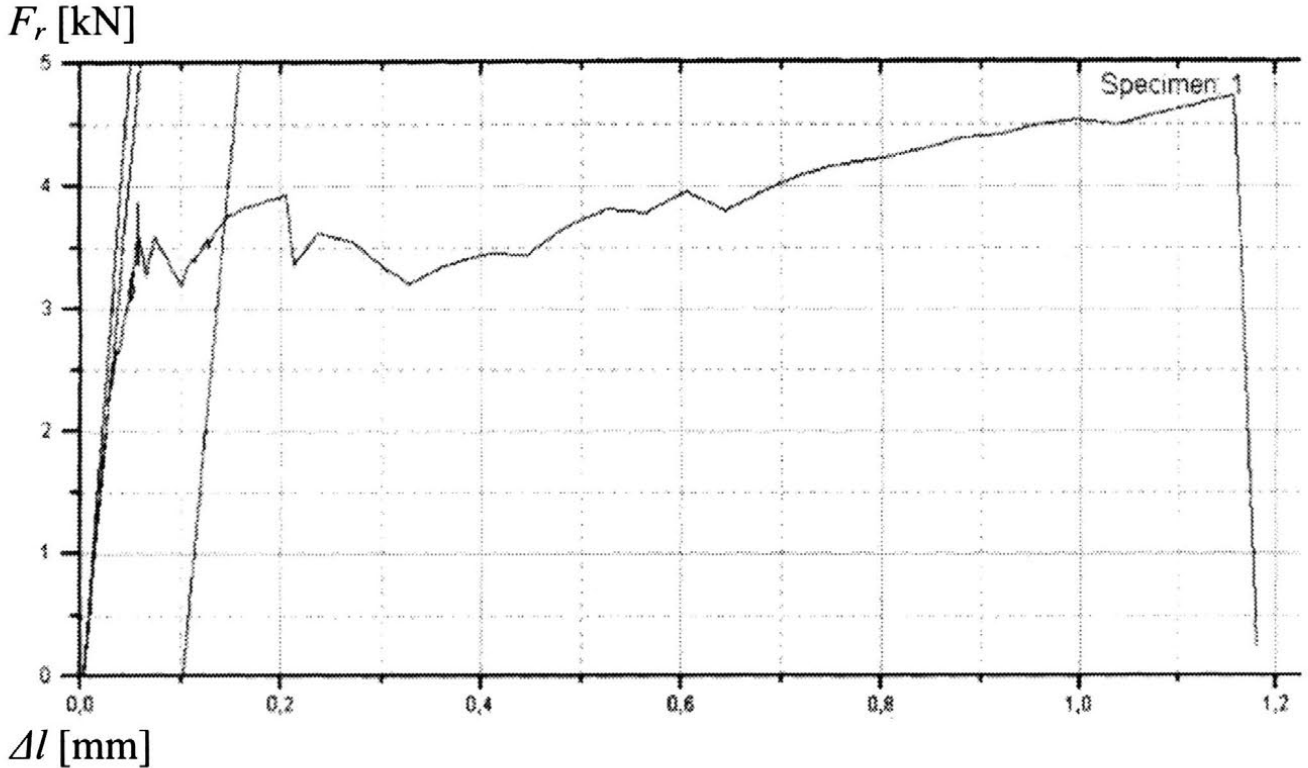
Rys. 1. Przykładowe próbki badawcze stosowane do wyznaczenia współczynnika Poissona, modułu Younga oraz wytrzymałości na rozrywanie

Próbki do badań były wycinane ze ściernic ze zróżnicowanym sposobem wzajemnego ułożenia wątków siatek wzmacniających: równoległym, prostopadłym oraz skośnym. Wycinanie przeprowadzono wysokociśnieniową strugą wodną na wycinarce „Water Jet” typu HYCUT 2T 704/05 firmy ANCORA. Taki sposób wycinania nie wprowadza dodatkowych naprężeń, które mogłyby zakłócać wyniki badań w przeciwieństwie do np. wycinania przecinarkami ze ściernicami diamentowymi.

Z uzyskanych z maszyny wytrzymałościowej charakterystyk $F_r(\Delta l)$ (przykładową pokazuje rys. 3) wyznaczono moduł Younga E .



Rys. 2. Układ pomiarowy maszyny wytrzymałościowej *INSTRON 4485*: a) widok ogólny, b) rozciągana próbka z zainstalowanym ekstensometrem, 1 - szczęka dolna , 2 - szczęka górna, 3 - przetwornik siły, 4 - panel sterujący, 5 - badana próbka, 6 – ekstensometr



Rys. 3. Przykładowa charakterystyka F_r (Δl) uzyskana z maszyny wytrzymałościowej

3. WYNIKI BADAŃ

Uzyskane z badań ściernic o różnym wzajemnym sposobie ułożenia siatek wzmacniających (badane ściernice miały po dwie siatki) wartości ν , E oraz R_m zebrano w tabeli 1, w której również zamieszczono obliczone oraz uzyskane z innych badań [8] tych ściernic: siły F_{ms1} , ugięcia u_m oraz prędkości obwodowej V_m odpowiadającym zniszczeniu ściernic.

2. PODSUMOWANIE

Wartości współczynnika Poissona dla ściernic o skośnym wzajemnym ułożeniu wątków siatek wzmacniających w porównaniu ze ściernicami o równoległym ułożeniu tych wątków powoduje wzrost wartości generowanych naprężeń obliczeniowych o ok. 4,4% i jednoczesny spadek wartości obliczeniowego ugięcia maksymalnego o ok.1%.

Skośne wzajemne ułożenie wątków siatek wzmacniających w porównaniu z równoległym ich ułożeniem powoduje:

- wzrost wartości wytrzymałości na rozrywanie o ok. 14%,
- wzrost wartości maksymalnej siły niszczącej ściernice: obliczeniowej o ok. 14% a badanej o ok. 6,5%,

- zmniejszenie wartości ugięcia: obliczeniowego i badanego o ok. 4,5%,
- wzrost wartości prędkości obwodowej towarzyszącej rozerwaniu ściernicy: obliczeniowej i badanej o ok. 6%.

Tabela 1

Wyniki obliczeń i badań

Sposób wzajemnego ułożenia siatek wzmacniających	ν	E MPa	R_m MPa	F_{msl} N	u_m mm	V_m m/s
				obl.	obl.	obl.
				bad.	bad.	bad.
wątki ułożone równoległe	0,212	26256	45,2	78,6	3,11	140
				440	18,0	186
wątki ułożone prostopadle	0,169	29826	49,3	85,7	3,00	142
				435	17,6	193
wątki ułożone skośnie (pod kątem ok. 45°)	0,158	31532	51,6	89,6	2,97	148
				468	17,2	197

Duże różnice w wartościach obliczeniowych i zbadanych wynikają z tego, że ściernice do przecinania, głównie dzięki siatkom wzmacniającym, podczas zginania wywołanego jednopunktową siłą boczną oraz pod wpływem siły odśrodkowej zachowują się inaczej niż próbki z nich wycięte podczas rozciągania na maszynie wytrzymałościowej. Nawet, gdy wystąpią już pierwsze pęknięcia w miejscu generacji największych naprężeń, ściernica przy zginaniu statycznym (bez obrotów) nie traci nicciałości na całej swej grubości oraz na zbliżonej do cięciwy całej długości linii propagacji pęknięć i dalej przejmuje obciążenia w sposób bardzo podobny jak przed wystąpieniem tych pęknięć. Dużą w tym rolę odgrywają odkształcenia plastyczne, które w ściernicach z siatkami wzmacniającymi (jako pewnego rodzaju kompozytach) występują w bardzo szerokim zakresie odkształceń, co widać na wykresie pokazanym na rys. 3.

3. LITERATURA

- [1] Biegalski H.: Biegalski H., Feld M.: *Prognozowanie właściwości użytkowych ściernic do przecinania*, XXIV Naukowa Szkoła Obróbki Ściernej, Kraków-Łopuszna, 2001.
- [2] Fiks W.: *FEM Application to Determination of Limit Velocity of Grinding Wheels with Ceramic Binder*. Advances in Manufacturing Science and Technology, vol. 26, No 2, 2002, pp. 39-48.

- [3] Fiks W.: *Wytrzymałość ściernic ze spoiwem ceramicznym*. Politechnika Łódzka, Zeszyty Naukowe nr 895, Łódź 2002.
- [4] Kaczmarek J.: *Badania wytrzymałości ściernic metodą tensometryczną XXI NSOŚ Kraków-Bochnia*, 2008
- [5] ZH 1/670 /DSA 101. *Zulassungsgrundsätze für Schleifkörper. Grundsätze für die Zulassung von Schleifkörpern für erhöhte Umfangsgeschwindigkeiten*. DSA, Hannover 1992.
- [6] ZH 1/160 /DSA 102. *Prüfung von Schleifwerkzeugen durch Prüfstellen. Grundsätze für die Prüfung von Schleifwerkzeugen durch autorisierte Prüfstellen*. DSA, Hannover 1990.
- [7] ZH 1/385/ DSA 103. *Schleifwerkzeug-Kennzeichnung. Richtlinien für die Kennzeichnung von Schleifwerkzeugen*. DSA, Hannover 1989.
- [8] Sprawozdanie z realizacji projektu badawczego nr 4 T07D 010 29 *System wielokryterialnej oceny i doskonalenia wytrzymałości ściernic do przecinania*. Praca niepublikowana. Łódź, 2008.

THE ARRANGEMENT INFLUENCE OF REINFORCING NETS IN GRINDING WHEELS FOR PARTING ON THE PHYSICAL PROPERTIES RELATED TO DEFLECTION AND STRENGTH

***ABSTRACT:** In the paper the influence of Poisson's ratio and Young's modulus on the deflection and stress in the grinding wheel model has been defined. The values of these basic physical properties have been determined for the samples cut-off from the grinding wheels different by the reinforcing nets arrangement. The achieved tests results have been compared to the grinding wheels strength undergo rotation speed and than single-point side load. The grinding wheel of different manufacturers have been subjected to tests.*

^{*}) dr inż. Józef KACZMAREK, Politechnika Łódzka, Katedra Technologii Maszyn, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź

METODA OCENY WŁAŚCIWOŚCI SKRAWNYCH ŚCIERNIC SUPERTWARDYCH ZE SPOIWEM ŻYWICZNYM

Marcin Skowron^{*)}, Mirosław Urbaniak^{)}**

***STRESZCZENIE:** W artykule zaprezentowano koncepcję opracowanej metody do oceny właściwości skrawnych ściernic supertwardych ze spoiwem żywicznym. Metoda składa się z dwóch części - z części badawczej w warunkach laboratoryjnych i z części eksperymentalnej w warunkach eksploatacyjnych. Łącznikiem między tymi etapami jest weryfikacja modelowa procesu szlifowania ściernicami ze spoiwem żywicznym.*

1. WSTĘP

Stosowanie metod oceny właściwości skrawnych umożliwia porównanie przydatności ściernic do realizacji operacji szlifowaniem. W opracowaniu omówiono propozycję metody oceny przeznaczonej do ściernic ze ścierniwem supertwardym i spoiwem żywicznym. Metoda może zostać wykorzystana przez producentów narzędzi do produkcji nowych narzędzi. Dzięki niej będzie można zmniejszyć wpływ oddziaływania ściernicy na przedmiot obrabiany, np. przez zmniejszenie sił szlifowania, zmniejszenie temperatury przedmiotu i narzędzia, czy poprawę chropowatości powierzchni przedmiotu.

Cechą charakterystyczną ściernic ze spoiwem żywicznym jest możliwość znacznego uginania i odchylenia się ziaren ściernych pod działaniem siły szlifowania. Dzieje się tak na skutek małej sztywności spoiwa, pozwalając na uzyskiwanie relatywnie mniejszych chropowatości powierzchni. W innych ściernicach (z innymi rodzajem spoiwa - metalowym czy ceramicznym) następuje również ugięcie i obrót ziaren, ale w dużo mniejszym stopniu.

Publikacja współfinansowana ze środków Europejskiego Funduszu Społecznego i Budżetu Państwa w ramach Działania 2.6 Zintegrowanego Programu Operacyjnego Rozwoju Regionalnego, w związku z realizacją Projektu p.n. „Stypendia wspierające innowacyjne badania naukowe doktorantów”

2. PARAMETRY STOSOWANE DO OCENY WŁAŚCIWOŚCI SKRAWNYCH

Do oceny właściwości skrawnych ściernic służą różne parametry wyznaczone w trakcie trwania i po procesie szlifowania. Najczęściej stosowane parametry można podzielić na kilka podstawowych grup:

- parametry przebiegu procesu szlifowania,
- parametry jakościowe,
- parametry wydajnościowe,
- parametry skojarzone [11].

2.1. Parametry przebiegu procesu szlifowania

Do podstawowych wielkości charakteryzujących parametry procesu szlifowania należą: siła szlifowania, moc szlifowania, temperatura, drgania i emisja akustyczna jako parametry towarzyszące podstawowym parametrom coraz częściej wykorzystywanym w praktyce.

Siła szlifowania – F , jest ważnym wskaźnikiem charakteryzującym szlifowalność materiału obrabianego. Stanowi ona sumę sił działających na czynne ziarna ściernic i tarcie spoiwa uczestniczące w procesie szlifowania. Parametr ten jest bardzo często wykorzystywany w badaniach procesu szlifowania, także do oceny zdolności skrawnych ściernic.

Moc szlifowania – P_s , jest parametrem charakteryzującym pobór mocy z układu napędowego szlifierki.

Powstawanie ciepła, występujące podczas szlifowania wywiera istotny wpływ na jakość warstwy wierzchniej przedmiotu obrabianego. Dlatego jest ono obiektem wielu badań doświadczalnych i analiz teoretycznych. Proces szlifowania należy często kontrolować, ponieważ łatwo można doprowadzić do powstania szeregu niekorzystnych zmian w warstwie wierzchniej przedmiotu. Są to nie tylko widoczne przypalenia szlifierskie, czy zła chropowatość i falistość powierzchni, ale również niepożądane naprężenia w warstwie wierzchniej [1].

Drgania w procesie szlifowania są wynikiem oddziaływania na układ OUPN czynników o charakterze siłowym, cieplnym oraz wynikającym ze sprężystości (podatności) w strefie styku. Oddziaływania siłowe są spowodowane: oddziaływaniem otoczenia obrabiarki, pracą mechanizmów obrabiarki, niestabilnością procesu szlifowania. Pracujące w otoczeniu szlifierki inne maszyny i urządzenia są źródłami drgań podłoża, które przez fundamenty przenoszą się na elementy układu OUPN. Drgania będące następstwem pracy szlifierki są najczęściej spowodowane: niewyrównoważeniem statycznym i dynamicznym

ściernicy, pracą silników elektrycznych, pracą mechanizmów hydraulicznych, wadami ułożyskowań, ruchami roboczymi prostoliniowo – zwrotnymi [1].

Pomiary emisji akustycznej służą do pośrednich pomiarów „on – line” stanu CPS w trakcie procesu szlifowania. Autorzy różnych publikacji opisują zalety tej metody. Podczas stwierdzenia pogorszenia właściwości skrawnych można poddać ściernicę czynności obciążania w celu ponownego ich przywrócenia.

Przedstawione wielkości odnoszą się przede wszystkim do zjawisk fizycznych towarzyszących procesowi szlifowania i charakteryzują ściernicę w sposób pośredni. Spośród przedstawionych wielkości najczęściej wykorzystywane, a zarazem najistotniejsze są: siła skrawania oraz temperatura.

2.2. Parametry jakościowe

Parametry jakościowe należą do grupy parametrów bezpośrednich. Mówią one o skrawności z punktu widzenia przydatności ściernicy do obróbki z możliwie wysoką dokładnością kształtowo – wymiarową oraz o zachowaniu wymaganego stanu warstwy wierzchniej przedmiotu szlifowanego. Stan warstwy wierzchniej obrabianych przedmiotów decyduje o ich walorach eksploatacyjnych, zwłaszcza w odniesieniu do szczególnie obciążonych części. Struktura geometryczna powierzchni warstwy wierzchniej jest charakteryzowana za pomocą wielkości (parametrów) określających:

- chropowatość i falistość powierzchni,
- wady struktury powierzchni (naprężenia i mikrotwardość).

Najczęściej używanym parametrem jakościowym jest chropowatość powierzchni.

Wpływ naprężeń na właściwości eksploatacyjne części maszyn jest bardzo szeroki. Wpływają między innymi na odkształcenia, wytrzymałość statyczną, dynamiczną i magnetyczną oraz odporność chemiczną.

Istotne znaczenie wykazuje również mikrotwardość. Wpływ ciepła wydzielanego podczas obróbki może doprowadzić do miejscowego obniżenia mikrotwardości na powierzchni przedmiotu. Zarówno pomiary naprężeń jak i mikrotwardości nie służą do oceny zdolności skrawnej ściernic [1].

2.3. Parametry wydajnościowe

Parametry wydajnościowe charakteryzują skrawność z punktu widzenia przydatności narzędzia do wydajnego szlifowania. Do parametrów wydajnościowych zaliczono:

- ubytek materiału obrabianego (objętość zeszlifowanego materiału obrabianego) – V_m ,
- właściwy ubytek materiału obrabianego – V'_m ,

- wydajność objętościowa szlifowania – Z ,
- właściwą wydajność objętościową szlifowania – Z' ,
- liczba przedmiotów szlifowanych w czasie – n .

Parametry te dotyczą jedynie strony wydajnościowej szlifowanego przedmiotu, a nie mówią nic o jakości obrabianej powierzchni [1].

2.4. Parametry skojarzone

Parametry skojarzone przeważnie mają postać wyrażeń algebraicznych, zawierających zwykle: objętość zeszlifowanego materiału, objętość zużytej ściernicy do szlifowania, siły i moc skrawania, temperatury w trakcie procesu, chropowatość powierzchni, wskaźnik szlifowania – G oraz energię właściwą szlifowania – e_s [11].

3. METODY STOSOWANE DO OCENY WŁAŚCIWOŚCI SKRAWNYCH

W literaturze można spotkać prace różnych autorów przedstawiających metody do oceny zdolności skrawnych ściernic.

W artykule Bross i inni oprócz pomiarów temperatury wykonywanych kamerą termowizyjną mierzyli siły siłomierzem firmy Kistler w trakcie procesu szlifowania. Dodatkowo autorzy wykonywali symulacje procesu szlifowania, a otrzymane wyniki porównywali z wynikami rzeczywistej pracy ściernicy [4].

Liao W. T. i inni przedstawiają metodę monitorowania procesu szlifowania. Metoda polega na monitorowaniu sygnałów emisji akustycznej (AE). Analizowano sygnały uzyskane w procesie szlifowania aluminium ściernicą diamentową ze spoiwem żywicznym z różnym współczynnikiem obciążania i różnych parametrach szlifowania. Autorzy twierdzą, że metoda jest dokładna na 97% w przypadku usuwania naddatku przy wysokich parametrach skrawania (wysoka prędkość obrotowa ściernicy i duża objętość zeszlifowanego materiału), 86,7% przy niskich parametrach. W badaniach autorzy mierzyli również siłę, moc szlifowania i objętość materiału szlifowanego [5], [6].

Koziarski A. i Kaczmarek J. opisują dotychczasowe sposoby oceny właściwości użytkowych ściernic zdzierających o spoiwie żywicznym oraz proponują nowy, udoskonalony sposób ich oceny. Autorzy proponują uwzględnienie nowego wskaźnika oceny ściernic zdzierających, jakim jest wskaźnik szlifowania i energia właściwa szlifowania. Energia właściwa szlifowania w dobrym stopniu odzwierciedla zdolność ściernicy do usuwania materiału. Jest czułym kryterium utraty zdolności skrawnej (następującej wskutek stępienia i zalepienia ściernicy) w trakcie szlifowania, powodującej szkodliwe

odpuszczenia, przypalnic lub mikropęknięcia warstwy wierzchniej szlifowanego materiału [7].

Bogołębski J. do oceny zdolności skrawnych ściernicy zaproponował „wskaźnik grupowy”. Wskaźnik ten składał się z następujących parametrów:

- energia właściwa szlifowania e_s ,
- maksymalna temperatura szlifowania Θ_{max} ,
- wskaźnik szlifowania G ,
- chropowatość powierzchni szlifowanej R_{max} .

W swojej pracy autor również opisuje dotychczas stosowane metody oceny właściwości skrawnych. Z przedstawionych przykładów wynika, że różni autorzy łączyli parametrów ze sobą w zestawy od 3 do 7 sztuk. Najczęściej powtarzanymi parametrami były: składowe siły szlifowania, temperatura, objętość zużytej ściernicy, chropowatość powierzchni obrobionej i wydajność szlifowania [8].

W warunkach laboratoryjnych pomiary przedstawionych wielkości nie stwarzają problemów, jednak w warunkach przemysłowych pomiary tych wielkości są bardzo trudne.

W artykule Pluta Z. ocenia efektywność pracy ściernic elastycznych na podstawie różnych wskaźników. Należą do nich: współczynnik W_p względnego zmniejszenia chropowatości powierzchni czy wskaźnik Z_w .

Do oceny skrawności badanych ściernic wprowadzono także niektóre fizykalne wskaźniki: składową normalną F_n i styczną F_t , chropowatość powierzchni obrabianych, a także moc P_w pobierana przez ściernicę [9].

W innym artykule Pluta Z. przedstawia wyniki związane z badaniami zdolności skrawnej ziaren ściernych. Celem badań było określenie wartości maksymalnego zagłębienia się ostrza w materiał obrabiany podczas skrawania pojedynczym ostrzem zamocowanym elastycznie. Zdolność skrawną ziarna utwierdzonego elastycznie można określić wskaźnikiem zdolności skrawnej k_a zależnym od największego zagłębienia ziarna i wartości dosuwu. Autor stwierdza, że przedstawiona metoda badania zdolności skrawnych może być zastosowana do oceny właściwości skrawnych ziaren ściernych w ściernicach charakteryzujących się znaczną podatnością utwierdzenia ziaren [10].

Wśród prac opisujących metody oceny właściwości skrawne ściernic należy zwrócić uwagę na prace Rutkiewicza T. i Zory A. Autorzy proponowali metodę „dwu-parametrową” dotyczącą głównie temperaturowego aspektu oceny zdolności skrawnych ściernic konwencjonalnych. Przedstawione wyniki badań nie zawierały natomiast oceny ściernic supertwardych [11, 12].

Koziarski T. w swojej pracy opisuje metodę oceny zdolności skrawnych ściernic z ziarnami supertwardymi (CBN). Autor ocenia właściwości skrawne na podstawie przedstawionych wskaźników i parametrów: Θ_T wyrażający temperaturę

szlifowanego testera, Q_i wyrażający ubytek długości testera, składowe siły szlifowania, chropowatość i falistość powierzchni obrobionej, naprężenia ww. [13].

Istniejące sposoby oceny zdolności skrawnych ściernic oparte są na doborze starannie wybranych parametrach. Wynikające z faktu uwzględnienia tylko niektórych wybranych parametrów zestawy różnią się między sobą zarówno pod względem budowy, jak i składających się na nie wielkości. Ponadto parametry te wyznaczone są w funkcji różnych warunków szlifowania.

4. PROPONOWANA METODA DO OCENY WŁAŚCIWOŚCI SKRAWNYCH

Metoda oceny właściwości skrawnych składa się z dwóch części. Pierwsza jest częścią badawczą w warunkach laboratoryjnych, a druga - częścią eksperymentalną w warunkach eksploatacyjnych. Łącznikiem między tymi etapami jest model procesu szlifowania ściernicami ze spoiwem żywicznym. Dokładne poznanie zachowania się skrawającego ziarna ściernego i otaczającego go spoiwa w strefie styku pozwoli na ocenę większego fragmentu CPS, a w większym uogólnieniu możliwe będzie odniesienie się do zachowania ściernicy.

4.1. Badania pracy pojedynczego ziarna

W badaniach pracy ziarna będą wykorzystane specjalne ściernice z pojedynczymi ziarnami. W ściernicy będą umieszczone ziarna o znanej wielkości. Przed przystąpieniem do badań pracy pojedynczego ziarna należy przeprowadzić proces odstawiania ziarna ze ściernicy.

Poniżej przedstawiono założenia do badań pracy pojedynczego ziarna.

Obrabiarkę do badań pracy pojedynczego ziarna będzie stanowił szlifierka powstała przez przebudowę frezarki do małych kół zębatych.

Próbki będą zamocowane na stoliku przesuwym firmy Precision Instrument. Próbkami będą prostokątne płytki ze stali lub z węgla posiadające małe pochylenie. Zastosowanie takiego pochylenia powoduje coraz to głębsze zagłębianie się ziarna skrawającego w próbkę i tworzenie nowych, bardziej wyraźnych rys. Zastosowanie pochylenia można spotkać w literaturze np. [14]. Badania będą prowadzone do momentu wypadnięcia ziarna ze ściernicy.

Należy w taki sposób dobrać prędkość przesuwną stolika i prędkość obrotową ściernicy, żeby rysy nie nakładały się na siebie tylko leżały obok.

Wielkościami mierzonymi w trakcie skrawania będą siły szlifowania mierzone dwoma czujnikami siły firmy Kistler o bardzo małym zakresie pomiarowym (rzędu dziesiątych części niutona).

Pomiar próbki, a dokładniej kształt rys powstałych przez skrawanie pojedynczym ziarnem będzie się odbywał na profilografometrze PGM-1C produkcji IOS z Krakowa. Pomiarów będą się odbywały w układzie 2D i 3D. Badania rys (ich kształt - długość, szerokość i głębokość) na płytkach będą wykonywane po każdej próbie skrawania, aż do chwili wypadnięcia (wyrwania) ziarna ze spoiwa. Przewiduje się, że kształty rys na próbkach będą różne w zależności od warunków i czasu skrawania ziarna.

Po dokonaniu pomiarów rys należy ponownie założyć na stolik przeszlifowaną na gładko próbkę z zachowaniem jej kąta pochyleńa i powtórzyć badania aż do momentu wypadnięcia ziarna. Na wyniki pomiarów oraz czas trwania badań będzie miała wpływ wysokość wystawiania ziarna ze spoiwa i jego ułożenie w spoiwie.

Na profilografometrze będzie również badana czynna powierzchnia ściernicy (CPS) po zakończeniu określonego cyklu badań lub wykonaniu pewnej liczby prób. Ściernica będzie mierzona w układzie 3D. Na podstawie wyników tych pomiarów będzie można ocenić i porównać zmiany wysokości utwierdzenia ziarna w ściernicy po różnym czasie pracy, oraz otrzyma się rzeczywisty wygląd ściernicy, a uzyskane wyniki zostaną wykorzystane do modelowania narzędzia.

Do analizy wyników będzie wykorzystane oprogramowanie Microsoft Excel, program Statistica i Matlab.

4.2. Modelowanie pracy spoiwa, ziarna i grupy ziaren

Prace związane z modelowaniem są wykonywane w programie ANSYS w wersji 9, wykorzystującym do obliczeń metodę elementów skończonych (MES). Rzeczywisty wygląd spoiwa i ziarna ściernego został otrzymany z pomiarów na profilografometrze. Przed przystąpieniem do modelowania należy poznać wszystkie właściwości materiałowe elementów biorących udział w procesie – takie jak ziarno, spoiwo oraz obrabiany materiał. Dla ziaren diamentowych, jak i dla metalowej płytki, przyjęto dane materiałowe odnalezione w literaturze. W celu ustalenia własności materiałowych spoiw żywicznych przeprowadzono próbę ściskania. Do analizy MES przyjęto model krzywej naprężeń rzeczywiste – odkształcenie logarytmiczne dla sztywniejszego materiału [2].

Założenia związane z modelowaniem pracy spoiwa, pojedynczego ziarna i grupy ziaren przedstawiono w pracach [2, 3].

Wynikami przeprowadzonych analiz są mapy przemieszczeń, naprężeń i ciśnienia docisku między współpracującymi elementami (spoiwem i płytką). Dodatkowo możliwe jest określenie długości styku między elementami.

Do analizy wyników zostało wykorzystane oprogramowanie Microsoft Excel i program Statistica.

Przed przystąpieniem do modelowania pracy grupy ziaren należy poznać, jaka jest grubość mostków między ziarnami dla danej koncentracji. Odległości między ziarnami należy uwzględnić w punkcie 4 procedury związanej z modelowaniem pracy ziarna, jeżeli będzie modelowana praca grupy ziaren [3].

4.3. Badania pracy ściernic w warunkach eksploatacyjnych

W części badań w warunkach eksploatacyjnych ściernic będą wchodziły próby szlifowania ściernicami z ziarnami diamentowymi. Założenia do badań w warunkach eksploatacyjnych przedstawiono poniżej.

Stanowisko do badań w warunkach rzeczywistych będzie stanowić szlifierka narzędziowa uniwersalna typu 4AM (Jotes–Tacchella).

Przy próbach szlifowania zostaną wykorzystane ściernice diamentowe ze spoiwem żywicznym do pracy na sucho. Zarówno wielkość ziaren i koncentracja będą wielkościami zmiennymi.

Próbkami będą prostokątne płytki z węglika spiekane.

W trakcie trwania próby będą mierzone następujące wielkości:

- składowe siły szlifowania (składowa styczna i normalna) – pomiar w trakcie procesu za pomocą siłomierza firmy Kistler,
- temperatura ściernicy i szlifowanej próbki – pomiar w trakcie procesu za pomocą dwóch pirometrów.

Natomiast po zakończeniu próby zostaną zmierzone następujące wielkości:

- zużycie ściernicy,
- ubytek zeszlifowanego materiału obrabianego,
- wartości parametrów chropowatości powierzchni szlifowanej próbki za pomocą przenośnego profilografometru firmy Hommel.

W badaniach w warunkach eksploatacyjnych ściernice muszą być obciążane. Obciążanie będzie przeprowadzone zawsze po określonym cyklu badań.

Do analizy wyników zostanie wykorzystane oprogramowanie Microsoft Excel i program Statistica.

5. PODSUMOWANIE

W literaturze można spotkać wiele prac opisujących metody oceny właściwości skrawnych ściernic. Autorzy w swoich pracach posługują się różnymi wskaźnikami i parametrami oceny. Wśród najczęściej spotykanych są: składowe siły szlifowania, temperatura, chropowatość powierzchni szlifowanej, wydajność szlifowania, objętość zużytej ściernicy i inne.

Opracowanie i wprowadzenie metody pozwoli na porównania ściernic ze ścierniwem supertwardym i spoiwem żywicznym pod względem ich właściwości skrawnych. Oczekuje się, że metoda będzie użyteczna nie tylko w warunkach laboratoryjnych, ale również w warunkach przemysłowych.

Nowością w proponowanej metodzie jest dwuetapowy przebieg prac (jednocześnie będą prowadzone badania szlifowania i prace związane z modelowaniem). Dokładne poznanie zachowania się ziarna i otaczającego go spoiwa w strefie styku pozwoli na ocenę większego fragmentu ściernicy, a w dalszym uogólnieniu zachowania ściernicy.

Zaletą proponowanej metody będzie również poznanie zjawisk w strefie styku ściernicy z przedmiotem obrabianym mających wpływ na proces szlifowania ściernicami ze spoiwem żywicznym oraz opisanie tych zjawisk w sposób naukowy, co pozwoli rozszerzyć wiedzę w zakresie tematu.

6. LITERATURA

- [1] Oeżoś K., Porzycki J.: *Szlifowanie. Podstawy i technika*. WNT, Warszawa 1986.
- [2] Niżankowski C.: *Wybrane problemy obróbki ścierniej*. PK, Kraków 2008.
- [3] Plichta J.: *Współczesne problemy obróbki ścierniej*. PK, Koszalin 2009.
- [4] Brosse A., Naisson P., Hamdi H., Berghcau J. M.: *Temperature measurement and heat flux characterization in grinding using thermography*. Journal of Materials Processing Technology 201 (2008).
- [5] Liao W. T., Ting F., Qu J., Blau P.J.: *A wavelet-based methodology for grinding wheel condition monitoring*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 47 (2007).
- [6] Liao W. T., Ting F., Qu J., Blau P.J.: *Grinding wheel condition monitoring with boosted minimum distance classifiers*. Mechanical Systems and Signal Processing 22 (2008).
- [7] Koziarski A., Kaczmarek J.: *Ocena własności użytkowych ściernic zdzierających o spoiwie żywicznym*. Materiały XI Naukowej Szkoły Obróbki Ścierniej, 1988.
- [8] Bogołębski J.: *Ocena skrawności ściernicy metodą "wskaźnika grupowego" w zastosowaniu do obwodowego, wglębnego szlifowania płaszczyzn*. Praca doktorska. Łódź 1980.
- [9] Pluta Z.: *Wpływ rodzaju spoiwa na niektóre właściwości użytkowe ściernic elastycznych*. Mechanik 3/1991.
- [10] Pluta Z.: *Metoda badania zdolności skrawnej ziaren ściernych*. Mechanik 7/1982.

- [11] Rutkiewicz T.: *Zastosowanie pomiaru zdolności skrawnej ściernicy, wykonywanego poza strefą obróbki przedmiotu, do oceny stanu czynnej powierzchni ściernicy*. Praca doktorska. Łódź 1999.
- [12] Zora A.: *Wykorzystanie pomiaru temperatury szlifowanej termopary warstwowej (umieszczonej poza strefą obróbki przedmiotu) do oceny stanu czynnej powierzchni ściernicy*. Praca doktorska. Łódź 1998.
- [13] Koziarski T.: *Metoda oceny zdolności skrawnych ściernic z regularnego azotku boru*. Praca doktorska. Łódź 2002.
- [14] Wager J. G., Saini D. P.: *Local contact deflections in grinding – groups of grains and single grains*. Annals of the CIRP 35/1/1986.

THE METHOD OF EVALUATION OF CUTTING ABILITY PROPERTIES OF SUPERHARD RESINOUS BONDED GRINDING WHEELS

***ABSTRACT:** This paper presents conception of the worked out method of valuation of the properties cutting ability of superhard resinoid bonded grinding wheels. Method consists from two parts - from investigative part in laboratory conditions and from experimental part in exploitation conditions. The connector between these stages is model verification of resinoid bonded grinding wheels process.*

^{*)} mgr inż. Marcin SKOWRON, Politechnika Łódzka, Katedra Technologii Maszyn, Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź

^{**)} dr hab. inż. Mirosław URBANIAK, prof. PŁ, Politechnika Łódzka, Katedra Technologii Maszyn, Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź

ZASTOSOWANIE MIKROTOMOGRAFII DO BEZINWAZYJNEJ ANALIZY STRUKTURY POROWEJ MATERIAŁÓW CERAMICZNYCH

Marek Dohnalik^{*)}, Jadwiga Zalewska^{*)}, Jan Kaczmarczyk^{*)}, Barbara Staniewicz-Brudnik^{**)}

STRESZCZENIE: *mikrotomografia rentgenowska zaliczana jest do nieniszczących metod badawczych. Jest to względnie nowa, technika, umożliwiająca prześwietlenie badanego obiektu a następnie trójwymiarowe przedstawienie obrazu jego wewnętrznej struktury. W pracy zostaną omówione możliwości wykorzystania tej metody do obrazowania wewnętrznej struktury różnego typu materiałów ceramicznych. Przedstawiona zostanie metoda analizy przestrzeni porowej przebadanych próbek ceramicznych.*

1. WSTĘP

Rentgenowska mikrotomografia komputerowa jest stosunkowo nową metodą, została opracowana na podstawie szeroko stosowanych tomografów medycznych. Początkowo ze względu na zbyt wysokie koszty wytwarzania oraz małe zainteresowanie świata nauki medycznej, nie była szybko rozwijającą się metodą. Jej dynamiczny rozwój nastąpił dopiero w połowie lat 90-tych, gdy coraz częściej zaczęto przeprowadzać testy na małych zwierzętach, w odniesieniu do organizmów ludzkich [4].

Metoda bardzo szybko została wdrożona do badań laboratoryjnych w innych dziedzinach nauki, do badań min. korozji w metalach, próbek skał polimerów, czy materiałów ceramicznych [4]. Umożliwia analizę wewnętrznej struktury badanego obiektu, na przykład wydzielenie dystrybucji faz o różnym stopniu absorpcji promieniowania, wizualizację i liczbowe określenie szczelin/spękań powstałych w materiale.

W pracy omówiono zastosowanie mikrotomografii rentgenowskiej do analizy struktury porowej kompozytów bioszklistych, o różnym składzie chemicznym, a także analizy wewnętrznej struktury fragmentu pierścienia

ściernego, pod kątem występowania w nim faz o różnej absorpcji oraz analizy spękań.

2. OPIS METODY

Mikrotomografia umożliwia obrazowanie wewnętrznej struktury badanego obiektu z rozdzielczością rzędu mikrometrów. Metoda bazuje na pomiarze różnicy absorpcji promieniowania rentgenowskiego pomiędzy poszczególnymi fragmentami próbki.

Podczas wykonywania pomiaru, badany obiekt wykonuje obrót o 360 stopni, zatrzymując się co pewien zadany kąt. W każdej pozycji detektor promieniowania rentgenowskiego rejestruje projekcję. Dla każdego piksela detektora zaczernienie może być obliczone z prawa Bouguera-Lamberta dla materiałów złożonych [1]:

$$I = I_0 \cdot e^{-\sum \alpha_i d_i} \quad (1)$$

gdzie I jest natężeniem promieniowania rentgenowskiego po przejściu przez próbkę, I_0 – natężeniem promieniowania przed próbką, α_i – współczynnikiem atenuacji liniowej dla materiału i , a d_i – grubością warstwy materiału i .

W zależności od rozmiaru rzutu obiektu na detektor oraz wymaganej rozdzielczości badania, podczas pomiaru rejestrowane jest od kilkuset do kilku tysięcy projekcji [7]. Na podstawie informacji o sumarycznych spadkach intensywności promieniowania po przejściu przez próbkę pod różnymi kątami, oprogramowanie rekonstruuje (odtwarza) wewnętrzną strukturę próbki w postaci obrazu w skali szarości. Zaczernienie każdego woksela (najmniejszego elementu obrazu) jest proporcjonalne do współczynnika atenuacji liniowej elementu objętości badanego przedmiotu.

Należy pamiętać, że wartość zaczernienia każdego woksela obrazu w rzeczywistości przedstawia wagowo uśredniony współczynnik atenuacji dla objętości woksela (zwykle kilkaset μm^3). Zaczernienie woksela można więc przedstawić wzorem:

$$GV \propto \frac{\sum \alpha_i V_i}{R^3} \quad (2)$$

gdzie: GV jest zaczernieniem woksela, R – rozdzielczością pomiaru, a V_i – objętością materiału o współczynniku atenuacji α_i w obrębie woksela. Jest to nazywane efektem objętości częściowej (ang. *partial volume effect*). Jeżeli woksel

opisywałby granicę pomiędzy porami o absorpcji 10 i materiałem o absorpcji 80, jego zaczerinic odpowiadaby absorpcji 45.

W celu dokonania komputerowej analizy, obraz wyjściowy należy zbinaryzować [1]. Proces binaryzacji polega na podziale obrazu na fazy – każda z faz jest grupą wokseli o zbliżonej absorpcji. W czasie binaryzacji każda faza ma przypisywaną określoną, stałą wartość zaczernienia, w skutek czego zakres zaczernienia na obrazie zbinaryzowanym jest znacząco zmniejszony w stosunku do obrazu wyjściowego. W użyciu znajdują się dwie grupy metod binaryzacji: oparte na segmentacji wododziałowej oraz oparte na progowaniu.

Proces progowania polega na wyznaczeniu granicznych wartości zaczernienia (progów), rozdzielających woksele należące do różnych faz. Zaletą tych metod binaryzacji jest prostota oraz szybkość. Problemy mogą pojawiać się, gdy kontrast binaryzowanego obrazu jest nierównomierny. Po binaryzacji obrazu można obliczyć porowatość (ε) badanej próbki jako [1]:

$$\varepsilon = \frac{n_p}{\sum_i n_i} \cdot 100\% \quad (3)$$

gdzie n_i jest liczbą wokseli przypisaną do warstwy i -tej, a indeks p odnosi się do warstwy porów. Analogicznie można obliczyć udział dowolnej fazy stałej w badanej próbce jako [1]:

$$\varepsilon = \frac{n_i}{\sum_j n_j - n_p} \cdot 100\% \quad (4)$$

Analizując wydzieloną warstwę porów, można w niej wyróżnić poszczególne podgrupy porów – zespoły porów i kanalików pomiędzy nimi wzajemnie ze sobą połączonych. Zgodnie z proponowaną metodyką, obiekty podgrupy porów podlegają klasyfikacji zgodnie z tabelą 1 [1,5].

Dla wyekstrahowanej warstwy porów można także obliczyć krętość geometryczną. Krętość może być obliczona, jako stosunek długości ścieżki wzdłuż wokseli przypisanych do danej fazy do odległości pomiędzy skrajnymi wokselami ścieżki mierzonej wzdłuż jednej z osi współrzędnych obrazu. Tak obliczona krętość geometryczna pozwala na ocenę skomplikowania sieci porowej [6].

Tabela 1

Sposób klasyfikacji porów w obrębie podpróbek

objętość /voksel	1-9	10-99	100-999	1000-9999	10000-99999	> 100000
objętość / μm^3	$2 \cdot 10^2 - 2 \cdot 10^3$	$2 \cdot 10^3 - 2 \cdot 10^4$	$2 \cdot 10^4 - 2 \cdot 10^5$	$2 \cdot 10^5 - 2 \cdot 10^6$	$2 \cdot 10^6 - 2 \cdot 10^7$	$> 2 \cdot 10^7$
klasa	I	II	III	IV	V	VI

3. BADANIA

3.1. Podłoża bioszkliste

Badaniom poddano 3 próbki podłoża [3] o różnym udziale objętościowym submikrokryształicznego korundu spiekanego i bioszklą z układu CaO-P₂O₅-SiO₂-Na₂O, objętościowy udział procentowy tych składników przedstawiono w tabeli 2.

Tabela 2

Skład chemiczny analizowanych próbek

	submikrokryształiczny korund spiekany	bioszklą z układu CaO-P ₂ O ₅ -SiO ₂ -Na ₂ O
Próbka 1	90%	10%
Próbka 2	80%	20%
Próbka 3	70%	30%

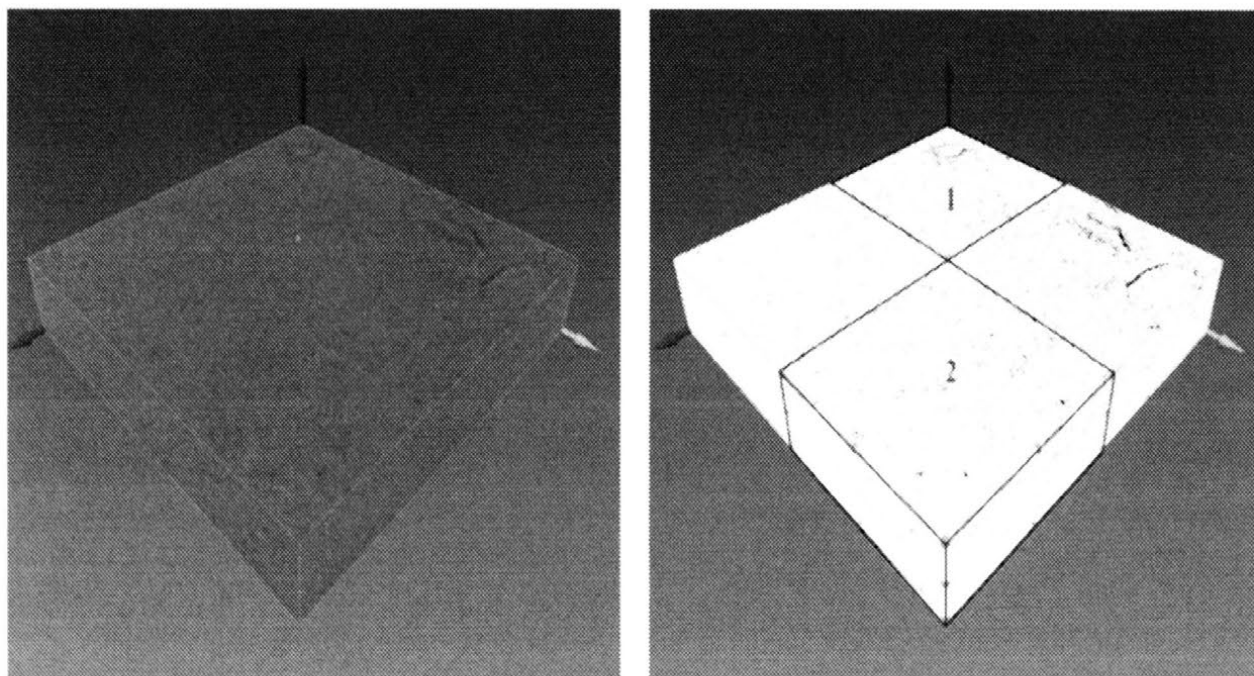
Na zrekonstruowanym obrazie wewnętrznej struktury badanych próbek wyznaczono prostopadłościan, który poddano binaryzacji i podzielono na dwie podpróbki o objętości $\frac{1}{4}$ (rys. 1).

Dla każdej próbki wyliczono współczynnik porowatości (tabela 4), a każdą z podpróbek poddano zaawansowanej analizie sieci porowej.

Tabela 3

Wyliczona porowatość próbek

	Porowatość [%]
Próbka 1	2,7
Próbka 2	1,0
Próbka 3	0,1



Rys. 1. Etapy przygotowywania obrazu do analizy liczbowej

Zauważono wyraźny spadek porowatości próbek od wartości 2,8 % dla próbki 1, do 0,1 % dla próbki 3. Analizując dane z tabeli 2 można zauważyć wyraźną korelację spadku porowatości wraz ze wzrostem zawartości bioszkła. Należy podkreślić, że zaobserwowana i analizowana porowatość, to makropory o średnicy powyżej 6 μm .

Wykresy przedstawione w tabeli 4 pokazują ilościowy i objętościowy udział porów sklasyfikowanych według podziału przedstawionego w tabeli 1.

Na podstawie wykresów z tabeli 4 można zauważyć wyraźną nierównomierność rozkładu porowatości. Dla każdej próbki, jedna z podpróbek posiada znacznie większą objętość porów oraz lepiej rozbudowaną strukturę, o czym świadczy obecność 6-tej, największej klasy objętości.

Wszystkie podpróbki przebadano także pod kątem występowania połączeń w trzech prostopadłych kierunkach: X, Y i Z, oraz poddano analizie krętości w przypadku ich wystąpienia. Jedynie próbka 2_1 okazała się posiadać połączenia w dwóch kierunkach X i Y (tabela 5). Ze względu na większą średnią wartość parametru krętości można stwierdzić, że struktura porowa jest lepiej rozbudowana w kierunku Y.

Ilościowy i objętościowy udział klas porów

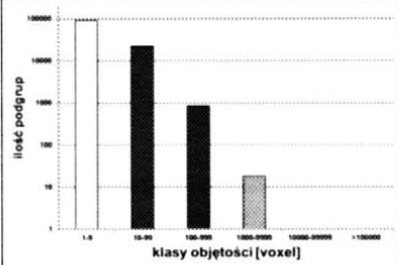
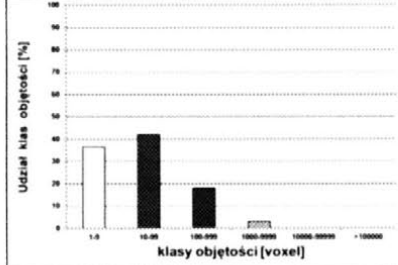
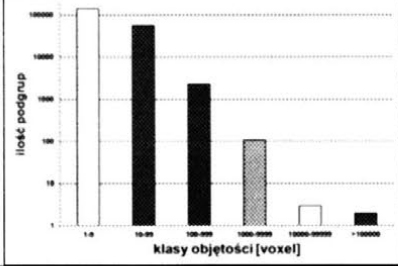
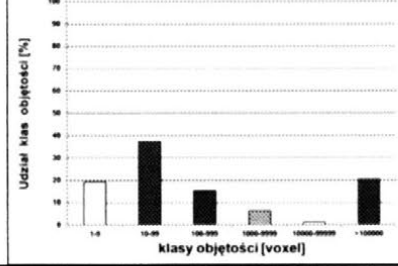
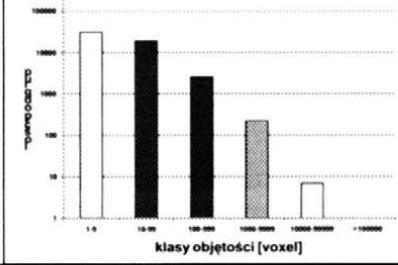
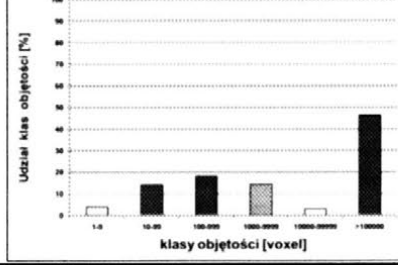
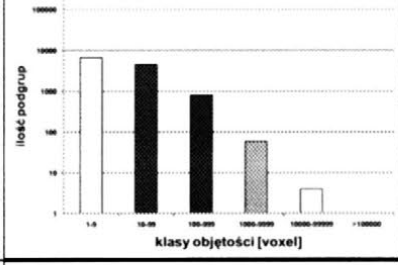
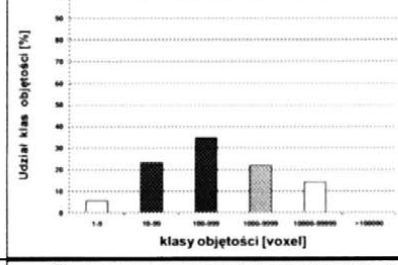
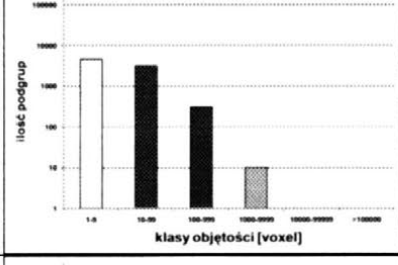
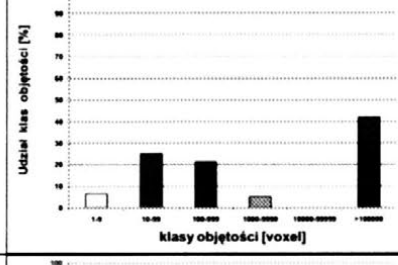
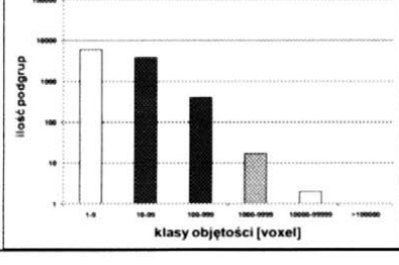
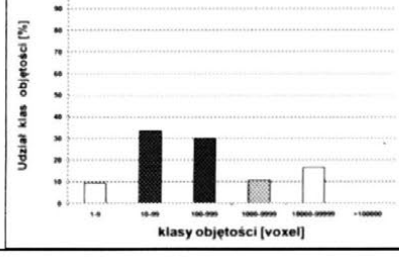
	Udział ilościowy	Udział Procentowy
Próbka 1_1 1,5 %		
Próbka 1_2 4,6 %		
Próbka 2_1 2,5 %		
Próbka 2_2 0,4 %		
Próbka 3_1 0,1 %		
Próbka 3_2 0,1 %		

Tabela 5

Wynik analizy krętości dla próbki 2_1

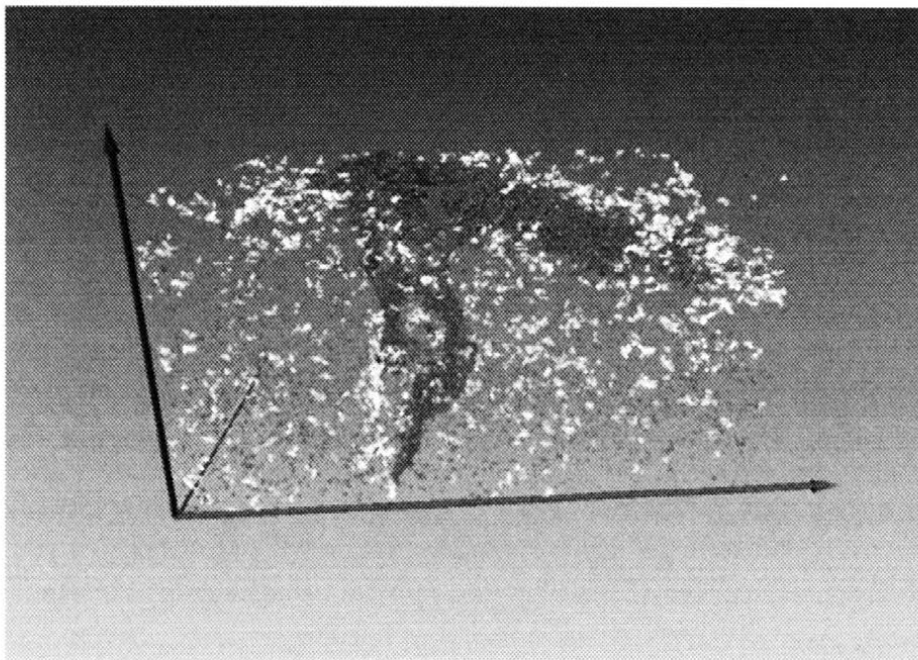
Kierunek analizy krętości	Bezwzględna ilość wokseli z tunelu	Względna ilość wokseli z tunelu	Średnia krętość	Maks. krętość	Min. krętość	Odchylenie standardowe od wartości średniej
X	780	0,004	1,269	1,354	1,158	0,055
Y	182	0,001	1,519	1,541	1,497	0,013
Z	Brak					

3.2. Pierścień ścierny

Pierwszym etapem analizy próbki ściernicy było wykonanie wstępnego pomiaru, w celu wytypowania najciekawszego fragmentu do dalszych badań. Na tej podstawie wytypowano wycinek, który został następnie wyrznięty z całego pierścienia.

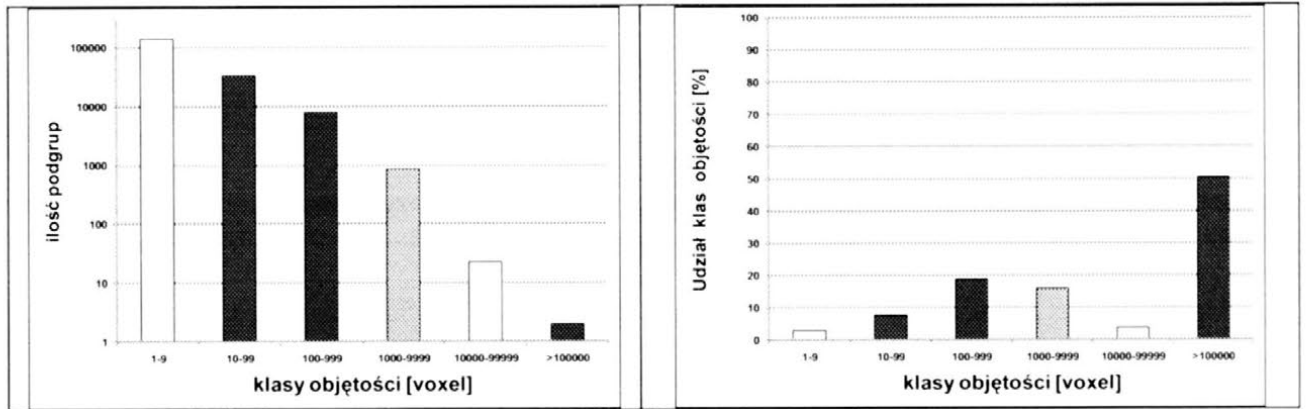
Podczas pomiaru uzyskano rozdzielczość ($6,4 \mu\text{m}^3$), która okazała się zupełnie wystarczająca w celu przeprowadzenia badania wewnętrznej struktury ściernicy. Do analizy wybrano jeden prostopadłościan, którego nie dzielono już na podpróbki. Analiza pozwoliła na wyróżnienie czterech faz stałych, różniących się współczynnikiem atenuacji promieniowania rentgenowskiego, oraz porów.

Obliczona makroporowatość wynosiła 2,3 %. Główny udział w objętości porów miały dwie szczeliny oznaczone kolorem czarnym na rysunku 2.



Rys. 2. Przestrzenna dystrybucja struktury porowej

Jak można odczytać z wykresów (rys. 3) szczeliny zajmowały ponad 50% porowatości badanego materiału.

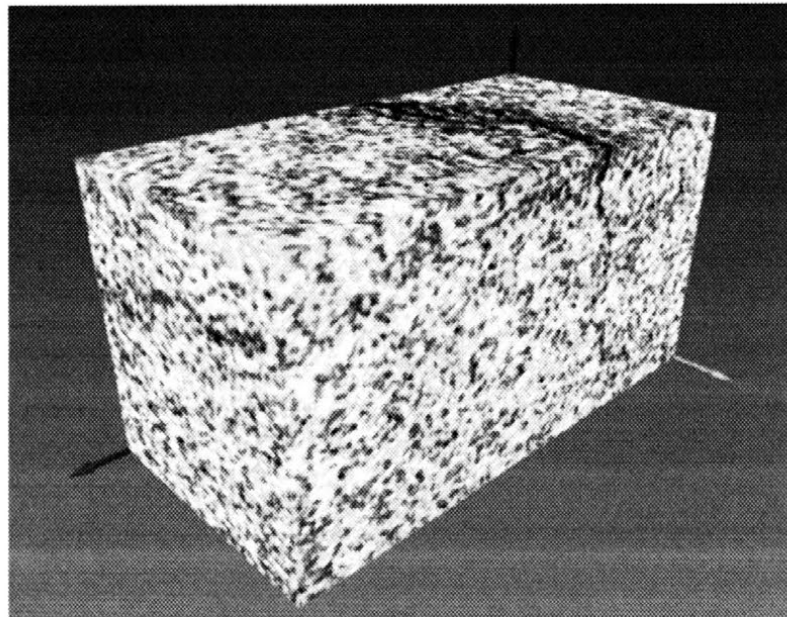


Rys.3. Ilościowy i objętościowy udział porów

Tabela 6

Zawartość poszczególnych faz w objętości próbki

Faza o niskiej atenuacji	11,7 %
Faza o średniej	29,5 %
Faza o wysokiej	44,9 %
Faza o bardzo wysokiej	11,6 %



Rys. 4. Rozmieszczenie poszczególnych faz tłumienia na powierzchni próbki; jaśniejszy kolor odpowiada fazie o wyższym współczynniku atenuacji

Tabela 6 przedstawia procentowy udział wydzielonych faz, z określeniem względnej atenuacji promieniowania rentgenowskiego. Rozkład ten także zademonstrowano przestrzennie na rysunku 4, gdzie kolory od czarnego do białego odwzorowują obszary próbki od najmniejszej do największej atenuacji promieniowania rentgenowskiego.

Ze względu na rozdzielczość pomiaru nie można na obrazie mikrotomograficznym zauważyć pojedynczych krystalitów. Wzór (2) jednak pozwala wnioskować, że azotek boru jest rozłożony głównie w jaśniejszych fazach zaznaczonych na rysunku 4. Oznacza to, że faza ścierna jest losowo rozmieszczona w objętości narzędzia ściernego.

4. PODSUMOWANIE

Zaprezentowane wyniki pokazały zastosowanie mikrotomografii rentgenowskiej do badania struktury ceramicznych materiałów porowatych.

Badania podkładów pozwoliły na zauważenie korelacji pomiędzy zawartością bioszklą a porowatością tomograficzną podkładu. Analiza przestrzeni porowej pozwoliła na stwierdzenie nierównomierności rozłożenia porów w przypadku każdego z badanych podkładów, co prawdopodobnie wiąże się z zastosowaną metodą ich wytworzenia. W przypadku jednego podkładu zauważono połączenia pomiędzy przeciwległymi ścianami próbki w kicrunkach prostopadłych do osi obrotu w czasie pomiaru.

Badania ściernicy pozwoliły zaobserwować w jej strukturze mikropełnienia w kształcie dwóch szczelin, co może mieć wpływ na jej trwałość i czas życia. Obniżona trwałość ściernicy ma z kolei decydujący wpływ na bezpieczeństwo jej użytkowania.

5. LITERATURA

- [1] Kaczmareczyk J., Dohnalik M., Zalewska J., Cnudde V.: *The interpretation of X-ray Computed Microtomography images of rocks as an application of volume image processing and analysis* WSCG2010 Communication Proceedings, 2010.
- [2] Ketcham R., Carlson W.: *Acquisition, optimization and interpretation of X-ray computed tomographic imagery: applications to the geosciences*, Comp. Geosc. 27, pp. 381-400, 2001.
- [3] Staniewicz-Brudnik B., Szarska S., Gamrat K.: *The influence of mechanochemical treatment of sintered submicrocrystalline sintered corundum substrates on the structure of bioglass composites*, Journal of Superhard Materials, 2008,6,pp.392-399.

- [4] Stock S. R. : *MicroComputed Tomography: Methodology and Applications*, CRC Press, Boca Raton U.S.A., 2009.
- [5] Zalewska J., Poszytek A., Dohnalik M.: *Wizualizacja i analiza przestrzeni porowej piaskowców czerwonego spagowca metodą rentgenowskiej mikrotomografii komputerowej (micro-CT)*, Prace Instytutu Nafty i Gazu, nr 161, 2009 , 1-83.
- [6] Zalewska J., Dohnalik M.: *Wyznaczanie krętości kanałów porowych metodą rentgenowskiej mikrotomografii komputerowej*, Nafta-Gaz, nr 12, 2009, 953-958.
- [7] <http://www.ugct.ugent.be/aboutct.php> (tomography good practice).

MICROTOMOGRAPHY APPLICATION IN A NONDESTRUCTIVE PORE STRUCTURE ANALYSIS OF CERAMIC MATERIALS

***ABSTRACT:** Roentgen microtomography is a nondestructive research method. This relatively new technique, allows to penetrate investigated object and present its internal structure as a 3D image. This paper shows possibilities of microtomography application in ceramic materials internal pore structure imaging and analysis.*

^{*)} mgr inż. Marek DOHNALIK, Instytut Nafty i Gazu, ul. Lubicz 25a, 31-503 Kraków

^{*)} mgr inż. Jadwiga ZALEWSKA, Instytut Nafty i Gazu, ul. Lubicz 25a, 31-503 Kraków

^{*)} mgr Jan KACZMARCZYK, Instytut Nafty i Gazu, ul. Lubicz 25a, 31-503 Kraków

^{**)} dr inż. Barbara STANIEWICZ-BRUDNIK, Instytut Zaawansowanych Technologii Wytwarzania, ul Wrocławska37A, 30-658 Kraków

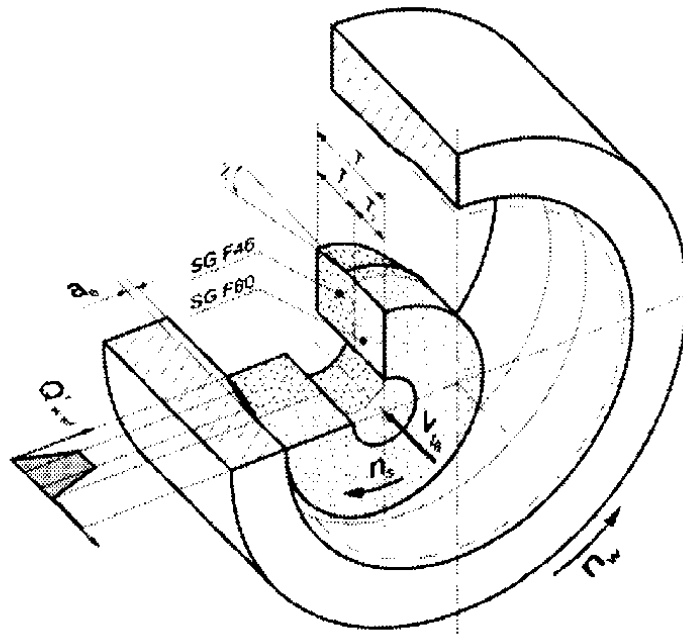
POMIAR ZARYSU OSIOWEGO CZYNNEJ POWIERZCHNI ŚCIERNICY Z NAKROJEM STOŻKOWYM METODĄ PNEUMATYCZNĄ

Krzysztof Nadolny^{*)}

STRESZCZENIE: W procesie szlifowania jednoprzęściowego stosowane są ściernice z nakrojem stożkowym, który umożliwia rozłożenie naddatku obróbkowego na większej powierzchni strefy szlifowania zgrubnego. Przy zastosowaniu ściernic o wysokości rzędu $T=20$ mm i głębokości szlifowania $a_e=0,20$ mm wartości kąta nakroju stożkowego χ nie przekraczają 1° . Przedstawiona w artykule metoda pneumatycznego, bezstykowego pomiaru zarysu osiowego czynnej powierzchni ściernicy pozwala na pomiar w warunkach warsztatowych wartości kąta nakroju stożkowego z błędem pomiaru rzędu 11% w zakresie $\chi=0\div 1,5^\circ$, np. bezpośrednio po jego ukształtowaniu w zabiegu obciągania lub jego zmian w czasie wywołanych zużyciem.

1. WSTĘP

Jednym ze sposobów na podniesienie wydajności ubytkowej szlifowania powierzchni walcowych jest stosowanie nowych odmian kinematycznych tego procesu. Do takich metod można zaliczyć szlifowanie jednoprzęściowe z zastosowaniem ściernic o strefowo zróżnicowanej budowie [3]. Ściernice takie charakteryzują się odmienną budową strefy szlifowania zgrubnego i wykończeniowego (rys. 1). Ponadto na ich czynnej powierzchni kształtowany jest nakrój stożkowy. Strefa stożkowa o kącie χ i szerokości b , pozwala na rozłożenie całkowitego naddatku obróbkowego na większym obszarze czynnej powierzchni ściernicy (CPS). Większość materiału usuwana jest w strefie stożkowej, w której przebiega szlifowanie zgrubne. W strefie walcowej następuje szlifowanie wykończeniowe i wyiskrzanie powierzchni przedmiotu obrabianego (rys. 1).



Rys. 1. Obciążenie czynnej powierzchni ściernicy z nakrojem stożkowym i o strefowo zróżnicowanej budowie w procesie jednoprzęściowego szlifowania otworów ($Q'_{w ef}$ – efektywna właściwa wydajność ubytkowa szlifowania)

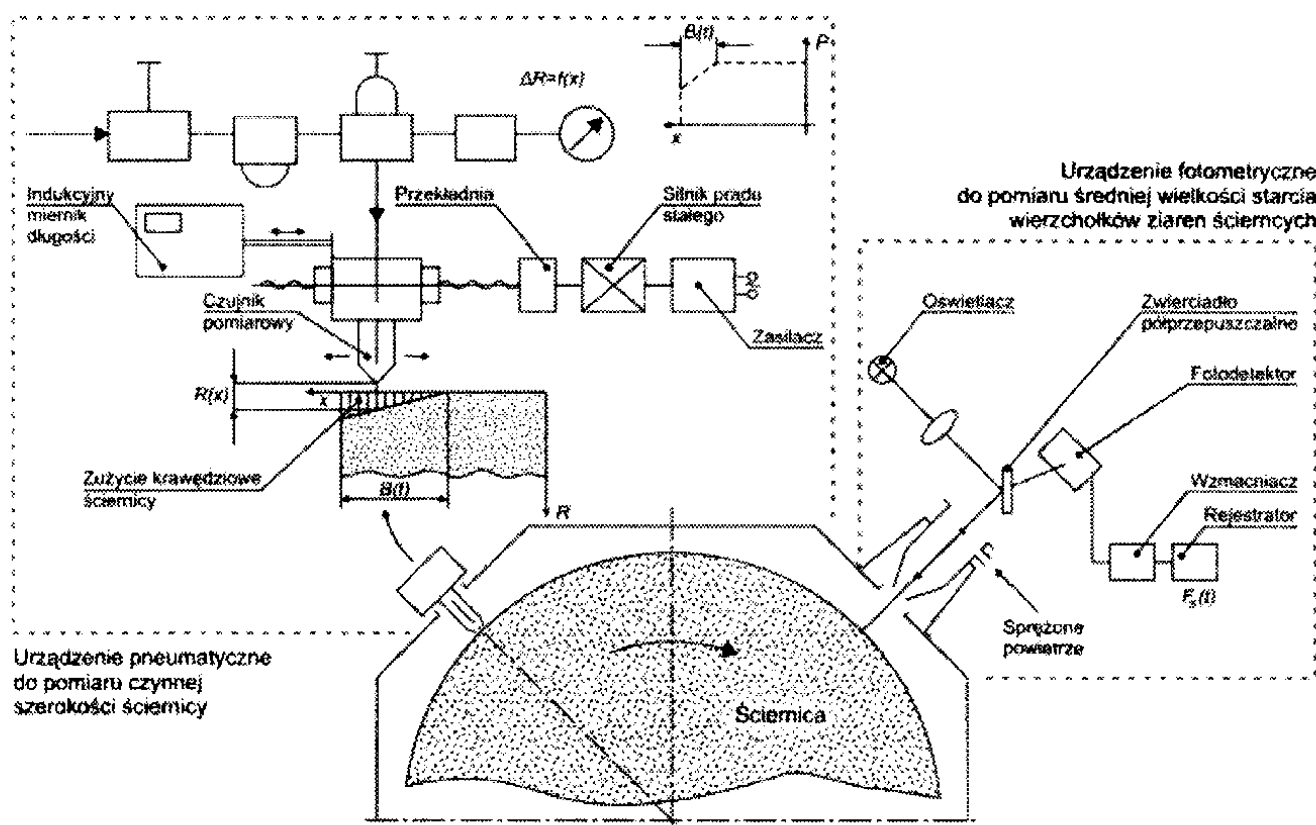
Taki sposób obróbki wymaga precyzyjnego kształtowania nakroju stożkowego, którego kąt χ i szerokość b dobierana jest w zależności od głębokości szlifowania a_e , całkowitej wysokości ściernicy T oraz wymagań jakościowych powierzchni obrobionych przedmiotów. W tym celu stosowane jest specjalne oprzyrządowanie odznaczające się dokładnością kształtowania nakroju stożkowego w zakresie $\chi=0\div 1,5^\circ$, wynoszącą w przybliżeniu $\pm 3\%$ [4].

Odpowiednio precyzyjny pomiar w warunkach warsztatowych kąta nakroju o tak niewielkiej wartości na czynnej powierzchni ściernicy, odznaczającej się dużą porowatością, jest niemożliwy przy zastosowaniu warsztatowych przyrządów pomiarowych. Stąd pojawiła się potrzeba opracowania przyrządu, który umożliwiłby weryfikację metodą bezstykową poprawności ukształtowania nakroju w zakresie niewielkich wartości kąta nakroju. W założeniach miał on również pozwolić na pomiar szerokości b stożkowej strefy szlifowania zgrubnego oraz szerokości walcowej strefy szlifowania wykończeniowego. Implementacja urządzenia bezpośrednio w strefie obróbki szlifierki umożliwiłaby również rejestrację zmian zarysu w czasie, wynikających ze zużycia ściernicy [2].

2. ISTOTA METODY

Jednym z łatwiejszych do zastosowania w warunkach warsztatowych sposobów bezstykowego pomiaru makrogeometrii czynnej powierzchni ściernicy

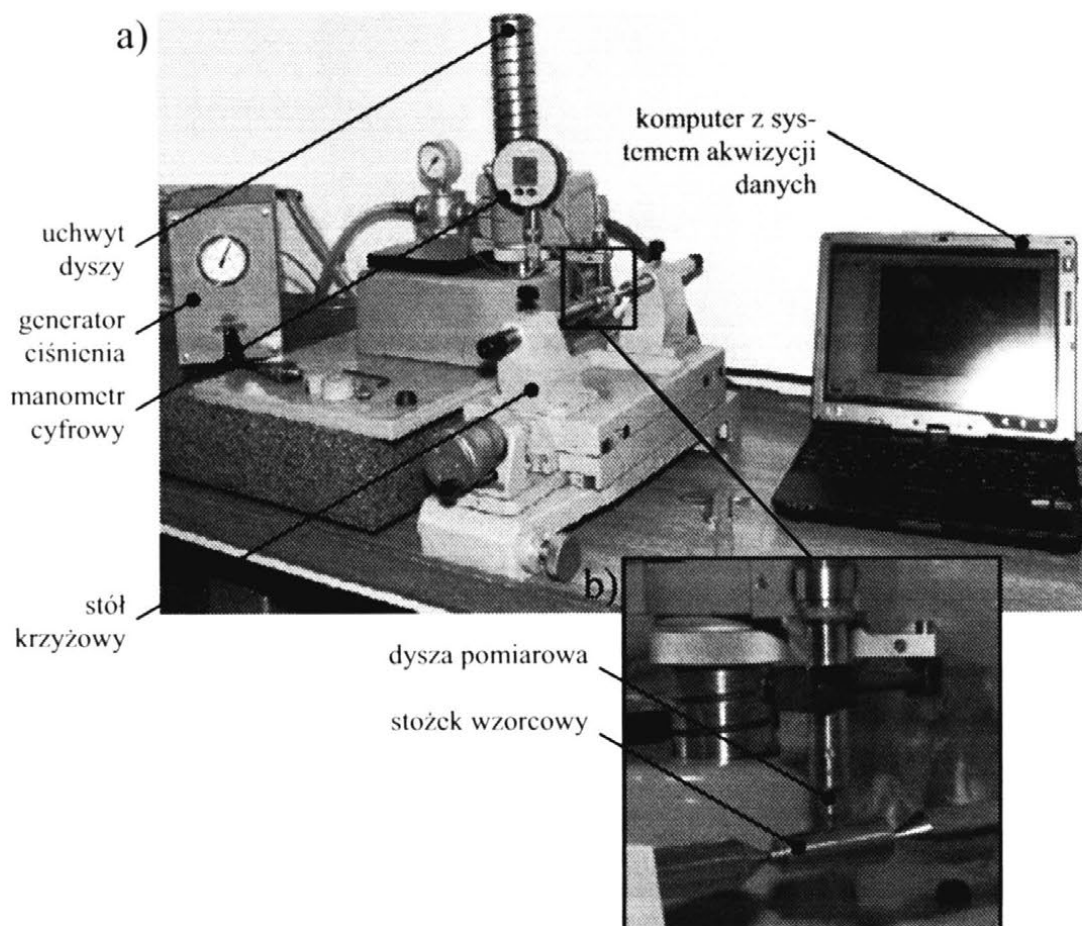
jest skorzystanie z metod pneumatycznych [1]. Ich istota polega na pomiarze zmian ciśnienia sprężonego powietrza, które poprzez specjalną dyszę pomiarową kierowane jest na mierzony obiekt. Zwiększenie odległości pomiędzy elementem mierzonym a końcem dyszy powoduje spadek ciśnienia na jej wylocie, który poprzez odpowiednie skalowanie można zastosować jako miarę odległości. Przesuwając czujnik nad czynną powierzchnią ściernicy, można zmierzyć bieżące rzędne tworzącej ściernicy. Metodę pneumatyczną wykorzystano m.in. w pracy [5] do pomiaru czynnej szerokości ściernicy w systemie czynnego pomiaru stanu CPS (rys. 2).



Rys. 2. Schemat stanowiska pomiarowego do czynnego pomiaru stanu CPS [5]

3. WARUNKI I WYNIKI POMIARÓW

W pierwszym etapie badań urządzenie zmontowano w warunkach laboratoryjnych. Do najważniejszych elementów opracowanego systemu pomiarowego należą: manometr cyfrowy firmy Keller oraz dysza pomiarowa z otworem wylotowym od średnicy $\varnothing 1,5$ mm. Ponadto wykorzystano generator ciśnienia stabilizowanego, komputer do akwizycji i przetwarzania wyników pomiarów oraz stół krzyżowy z uchwytem kłowym, który umożliwił zamocowanie trzpienia szlifierskiego z badaną ściernicą (rys. 3).



Rys. 3. Stanowisko do pomiaru zarysu czynnej powierzchni ściernicy w warunkach laboratoryjnych: a) widok ogólny; b) widok dyszy pomiarowej przemieszczającej się wzdłuż stożka wzorcowego

Na tak skonfigurowanym stanowisku dokonano wyskalowania układu, wyznaczając wartość pojedynczej podziałki pomiarowej oraz określając błąd pomiarowy przy użyciu stalowego stożka wzorcowego, którego tworząca pochylona była względem osi o znany kąt wynoszący $3^{\circ}43'$ (rys. 3b). Określona w ten sposób wartość podziałki pomiarowej wyniosła $x=0,0417$ mm. Oznacza to, że zmiana wartości mierzonego ciśnienia o jedną podziałkę elementarną manometru przekłada się na zmianę odległości wynoszącą x .

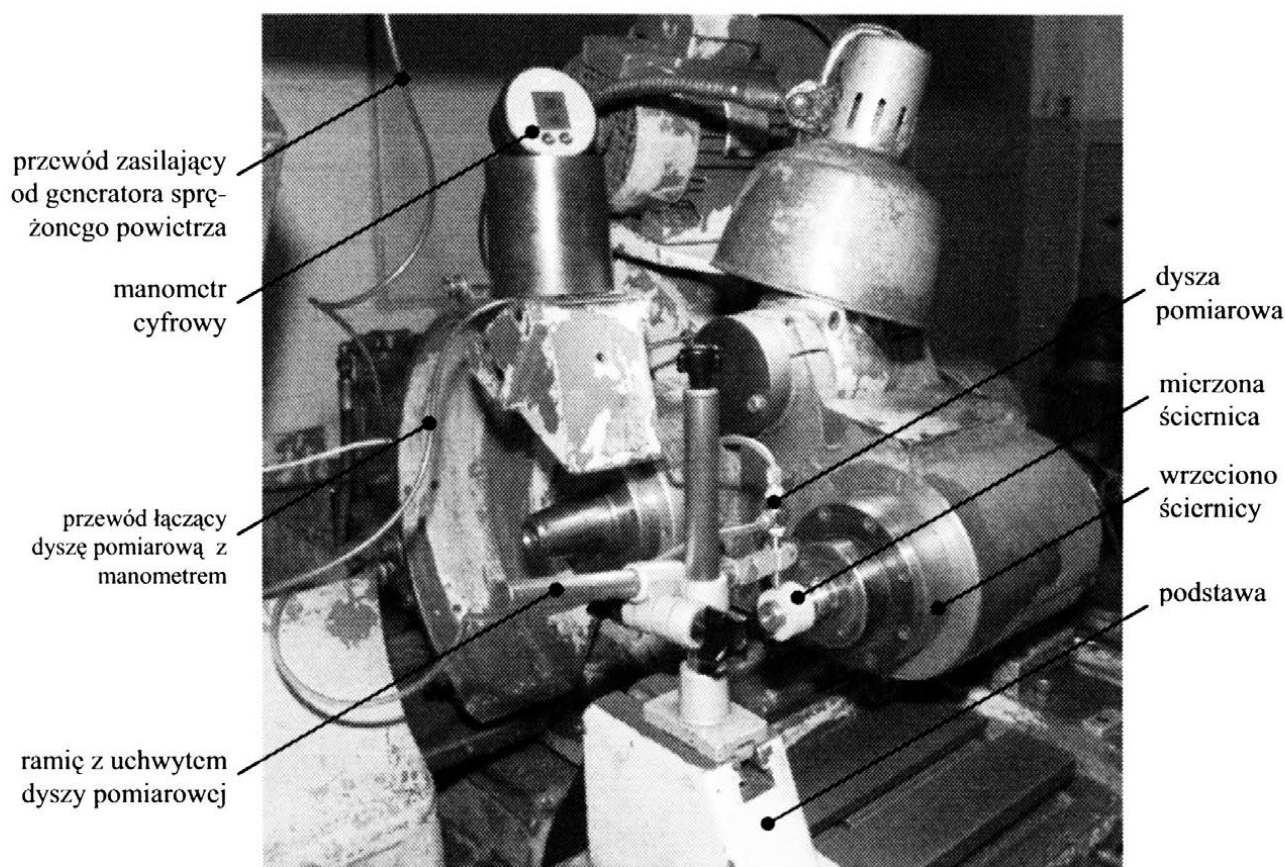
Na podstawie wartości podziałki pomiarowej obliczono kąt pochylenia tworzącej stożka zgodnie z zależnością (1), który wyniósł: $\alpha=3^{\circ}34'35''$.

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{h \cdot x}{d} = \frac{6 \cdot 0,0417}{4} = 0,0624 \Rightarrow \alpha = 3^{\circ}34'35'' \quad (1)$$

gdzie: d – droga przemieszczenia czujnika, mm; h – liczba działek pomiarowych; x – wartość podziałki pomiarowej, mm.

Zmierzona metodą pneumatyczną wartość kąta była o niecałe 9' mniejsza od rzeczywistej, co oznaczało błąd pomiarowy na poziomie 4% mierzonej wartości.

Po zweryfikowaniu poprawności działania układu pomiarowego w warunkach laboratoryjnych z użyciem stożka wzorcowego, elementy urządzenia zamontowano w przestrzeni roboczej szlifierki uniwersalnej RUP 28P (rys. 4).



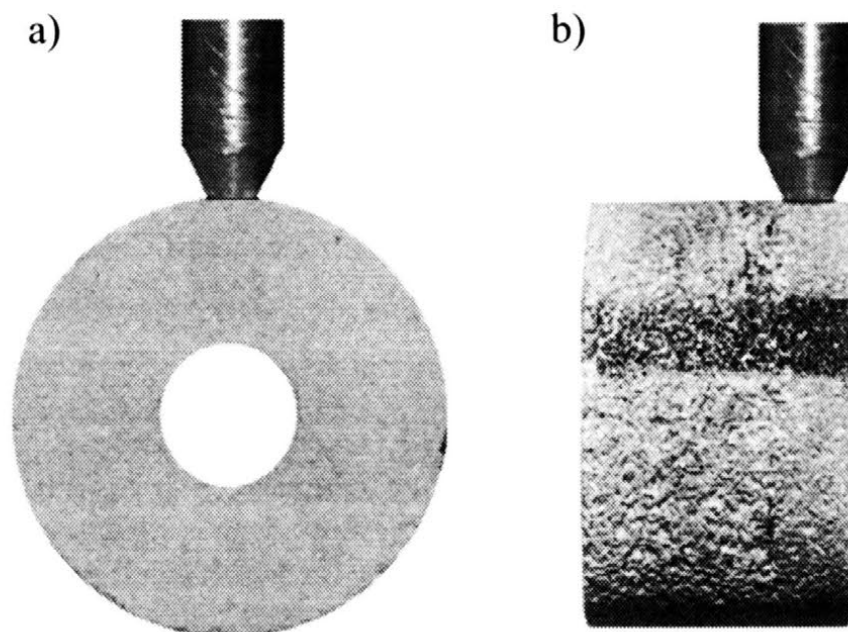
Rys. 4. Urządzenia zamontowanego w przestrzeni roboczej szlifierki RUP 28P

Do pomiarów przygotowano trzy ściernice o strefowo zróżnicowanej budowie wykonane z ziaren mikrokrystalicznego korundu spiekane SG i spoiwa szklanokrystalicznego (1-35×20×10-SG/F46 K7VDG70% / SG/F80I7VDG30%), które różniły się między sobą wartością kąta nakroju stożkowego ukształtowanego w gruboziarnistej strefie szlifowania zgrubnego. W przypadku każdej ściernicy, uzyskany w zabiegu obciążania nakrój stożkowy został zmierzony na maszynie współrzędnościowej typu stołowego Video Check IP250 firmy Werth, przed przystąpieniem do pomiarów metodą pneumatyczną. Zmierzone w ten sposób wartości kątów zestawiono w tab. 1. Stanowiły one odniesienie, mające na celu określenie dokładności metody pneumatycznej przy pomiarach powierzchni ściernic o otwartej strukturze w warunkach warsztatowych, bezpośrednio w przestrzeni roboczej szlifierki.

Zestawienie ściernic przygotowanych do pomiarów

Oznaczenie ściernicy	Kąt nakroju stożkowego χ , °	Schemat budowy ściernicy i parametry nakroju stożkowego
A	0°54'36"	
B	1°19'12"	
C	1°49'12"	

Pomiary wykonywano, przesuwając dyszę pomiarową wzdłuż tworzącej ściernicy (rys. 6), przy użyciu posuwu osiowego stołu szlifierki z prędkością 1 mm/s. Dla zwiększenia dokładności pomiaru oraz wyeliminowania zakłóceń wynikających z losowego ustawienia ziaren ściernych na CPS, pomiar wykonano w ośmiu punktach, każdorazowo obracając ściernicę o 45°.



Rys. 6. Widok ściernicy wraz z dyszą pomiarową przesuwającą się wzdłuż tworzącej ściernicy: a) widok od czoła; b) widok z przodu

Wyniki pomiarów uzyskanych metodą pneumatyczną dla trzech badanych ściernic oraz błąd pomiaru wyznaczony na podstawie wartości referencyjnych zmierzonych na maszynie pomiarowej przedstawiono w tab. 2.

Tabela 2

Wyniki pomiarów kąta nakroju stożkowego ściernicy wykonanych metodą pneumatyczną

Oznaczenie ściernicy	Kąt wyznaczony metodą pneumatyczną $\chi, ^\circ$	Kąt referencyjny $\chi_r, ^\circ$	Błąd pomiaru $\Delta\chi, ^\circ$	Błąd pomiaru $\Delta\chi, \%$
A	0°38'22"	0°42'36"	0°4'14"	11,0%
B	0°56'16"	1°2'30"	0°6'14"	11,1%
C	1°14'10"	1°22'23"	0°8'13"	11,1%

Uzyskane wyniki pomiarów wykazały znaczne różnice pomiędzy wyznaczonymi wartościami kątów nakrojów a ich wartościami referencyjnymi. Każdorazowo kąt zmierzony metodą pneumatyczną był mniejszy, w przybliżeniu o 11%, przy czym jego wartość względna była stała i nie zależała od wielkości mierzonego kąta. Oznacza to, że błąd pomiaru kąta na porowatej powierzchni ściernicy jest ponaddwukrotnie większy niż w przypadku pomiaru gładkiej powierzchni stożka wzorcowego.

4. PODSUMOWANIE

Przeprowadzone pomiary z zastosowaniem opracowanego urządzenia wykazały znaczną wrażliwość zaproponowanego rozwiązania na strukturę geometryczną mierzonej powierzchni. Błąd pomiaru wynoszący 4% przy pomiarze stożka wzorcowego, po zmianie powierzchni mierzonej wzrósł do wartości rzędu 11%. Wpłynęła na to przede wszystkim bardzo otwarta struktura czynnej powierzchni ściernicy w strefie szlifowania zgrubnego (wykonanej z ziaren o numerze 46), na której ukształtowany był mierzony nakrój stożkowy. Należy przypuszczać, że na wartość błędów miały również wpływ niesprzyjające warunki pomiarów prowadzonych bezpośrednio w strefie obróbki szlifierki (np. drgania). Można zakładać, że zwiększenie dokładności pomiarów byłoby możliwe na drodze optymalizacji parametrów dyszy pomiarowej oraz zastosowanego manometru. Stały charakter błędów względnych pomiarów w stosowanym zakresie $\chi=0\div 1,5^\circ$ umożliwia wprowadzenie współczynnika korekcyjnego, w danym przypadku wynoszącego 11%. Ponieważ wartość takiego współczynnika zależy w największym stopniu od otwartości struktury mierzonej powierzchni oraz od warunków pomiaru, powinien być on ustalany doświadczalnie, w ramach czynności przygotowawczych przy wdrażaniu tej techniki pomiarowej w konkretnych warunkach obróbkowych.

5. LITERATURA

- [1] Furutani K., Hieu N. T., Ohguro N., Nakamura T.: *Automatic Compensation for Grinding Wheel Wear by Pressure based In-Process Measurement in Wet Grinding*. Precision Engineering, Vol. 27, 2003, pp. 9-13.
- [2] Malc D.: *Projekt konstrukcyjny przyrządu pomiarowego oraz badania zarysu czynnej powierzchni ściernicy metodą pneumatyczną*. Praca magisterska, Wydział Mechaniczny, Politechnika Koszalińska, Koszalin 2010.
- [3] Nadolny K., Plichta J.: *Jednoprześciowe szlifowanie otworów ściernicami o strefowo zróżnicowanej budowie*. Monografia Wydziału Mechanicznego Nr 158, (K. Nadolny, J. Plichta Red.), Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Koszalińskiej, Koszalin, 2008.
- [4] Nadolny K.: *Oszacowanie dokładności kształtowania nakroju stożkowego na czynnej powierzchni ściernicy o strefowo zróżnicowanej budowie*. Pomiar Automatyka Kontrola, 56(2010)5, s. 499-502.
- [5] Plichta S., Plichta J.: *Prognozowanie naprężeń w warstwie wierzchniej szlifowanego przedmiotu na podstawie czynnego pomiaru stanu roboczej powierzchni ściernicy*. Materiały VI Konferencji Naukowo-Technicznej „Tendencja Rozwojowe w Bud. Maszyn”, Zielona Góra, 1990, s. 141-147.

MEASUREMENT OF AXIAL CONTOUR OF GRINDING WHEEL WITH CONIC CHAMFER USING PNEUMATIC METHOD

ABSTRACT: *In single-pass grinding processes, grinding wheels with conic chamfer are used. That chamfer allows to distribute machining allowance on a larger surface of rough grinding zone. When height of grinding wheel $T=20$ mm and grinding allowance $a_e=0,20$ mm, than angle of conic chamfer χ are very small – less than 1° . In article pneumatic measurement method of axial contour of grinding wheel active surface are described. This method allows to measure with measuring error about 11% within the range $\chi=0\div 1,5^\circ$, under workshop conditions, values of conic chamfer angle, for example just after shaping in dressing process, or after some time, to observe changes caused by wear.*

^{*)} dr inż. Krzysztof NADOLNY, Katedra Inżynierii Produkcji, Politechnika Koszalińska, ul. Raclawicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: krzysztof.nadolny@tu.koszalin.pl

ZASTOSOWANIE SKATEROMETRII LASEROWEJ ORAZ TECHNIK PRZETWARZANIA I ANALIZY OBRAZU DO OCENY CZYNNEJ POWIERZCHNI ŚCIERNIC Z MIKRO-KRYSTALICZNEGO KORUNDU SPIEKANEGO SG

Wojciech Kapłonek^{*)}, Krzysztof Nadolny^{)}**

***STRESZCZENIE:** W pracy przedstawiono problem powstawania zalepień na czynnej powierzchni ściernic (CPS), mających znaczący wpływ na przebieg i efekty procesu szlifowania. Odpowiednia ocena stanu CPS w celu wykrywania nadmiernego rozrostu zalepień, stanowi kluczowy czynnik decydujący m.in. o zachowaniu żądanej dokładności wymiarowo-kształtowej obrabianych przedmiotów oraz stanu ich warstwy wierzchniej. Opisano propozycję takiej oceny z zastosowaniem optycznej metody skaterometrii laserowej oraz wybranych technik przetwarzania i analizy obrazu.*

1. WSTĘP

Wc współczesnym przemyśle maszynowym dąży się do uzyskania wysokiej jakości wytwarzanych elementów. Muszą one charakteryzować się m.in. bardzo dobrymi właściwościami eksploatacyjnymi oraz długim czasem pracy. Na uzyskanie tych oraz innych parametrów, ma wpływ wiele różnorodnych czynników. Jednym z ważniejszych jest stan czynnej powierzchni narzędzi stosowanych do prowadzenia procesu obróbkowego. Ma to szczególne znaczenie w przypadku obróbek ubytkowych, w których wykorzystuje się narzędzia ścierne. Diagnostyka ściernic jest więc niezwykle ważna, pozwala bowiem na przerywanie np. procesu szlifowania w celu regeneracji i ostrzenia ściernicy w zabiegu obciążania. Umożliwia to ograniczenie braków wynikających z powstawania defektów szlifierskich, a tym samym wpływa na uzyskanie odpowiedniej jakości powierzchni wytwarzanych elementów.

Diagnostyka narzędzi ściernych może być przeprowadzana z wykorzystaniem różnych metod pomiarowych [1, 4, 14], przy czym najszersze zastosowanie dotyczy metod optycznych [2, 7, 12]. Są one realizowane w wielu odmianach, w zależności od złożoności zadania pomiarowego. Ogólnie można wyróżnić kilka podstawowych grup metod optycznych, wykorzystywanych w diagnostyce ściernic:

- metody wizyjne – wykorzystujące analizę zarejestrowanego obrazu cyfrowego, stosowane w prostej, rutynowej kontroli powierzchni (wykrywanie wad, pomiary), prowadzonej często w warunkach produkcyjnych [11],
- metody mikroskopowe – wykorzystujące analizę zarejestrowanego obrazu cyfrowego, stosowane w zaawansowanej kontroli (wykrywanie wad powierzchni, pomiary 2D i 3D, analiza ilościowa, ocena wybranych parametrów, wizualizacja) [3],
- metody laserowe – wykorzystujące właściwości promieniowania laserowego, stosowane w przypadkach, wymagających uzyskania szeregu parametrów dotyczących stanu ocenianej powierzchni, także podczas jej ruchu [5].

Jedną z optycznych metod pomiarowych pozwalających na złożoną analizę powierzchni narzędzi ściernych jest skaterometria laserowa [9], [13]. Charakteryzuje się ona dużą czułością, bezstykowym sposobem pomiaru oraz krótkim czasem przeprowadzenia oceny badanej powierzchni.

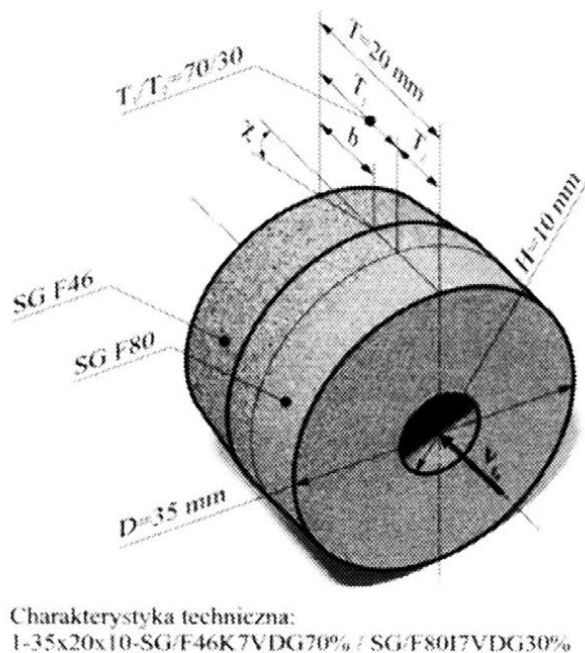
Autorzy pracy zaproponowali zastosowanie tej metody wspartej technikami przetwarzania i analizy obrazu do oceny powierzchni ściernic wykonanych z mikrokrystalicznego korundu spiekanego SG.

2. BADANIA DOŚWIADCZALNE

Badania doświadczalne prowadzono w celu wykrycia i oceny obszarów zalepionych materiałem obrabianym występujących na powierzchni ściernicy wykonanej z mikrokrystalicznego korundu spiekanego SG. Dodatkowo przeanalizowano możliwości oceny tego typu defektów za pomocą zaproponowanych metod. Badania przebiegały w kilku etapach, które szczegółowo omówiono poniżej.

2.1. Przygotowanie ściernicy do pomiarów

Obróbkę przeprowadzono w procesie jednoprzeciowego szlifowania otworów, w którym całkowity naddatek obróbkowy usuwany jest w jednym przejściu ściernicy [6, 15, 16]. Zastosowano w nim ściernicę o strefowo zróżnicowanej budowie, charakteryzującą się odmienną budową strefy szlifowania zgrubnego i wykończeniowego. Na rysunku 1 przedstawiono schematycznie budowę wykorzystywanej w badaniach ściernicy wraz z jej geometrią.



Rys. 1. Ściernica o strefowo zróżnicowanej budowie użyta w badaniach

Naddatek obróbkowy rzędu 0,2 mm rozłożony został równomiernie na czynnej powierzchni gruboziarnistej strefy szlifowania zgrubnego ściernicy poprzez ukształtowanie nakroju stożkowego przy użyciu specjalnego oprzyrządowania [17]. Wartość kąta nakroju χ i jego szerokość b dobrana została do grubości warstwy szlifowanej oraz szerokości zastosowanej ściernicy ($\chi=0,91^\circ$, $b=12,6$ mm).

Szlifowano otwory w pierścieniach łożyskowych wykonanych ze stali 100Cr6 o twardości 63 ± 1 HRC. Badaną ściernicą kilkakrotnie zeszlifowano materiał obrabiany o objętości wynoszącej 475 mm³, w czasie 19 s, co odpowiadało wydajności ubytkowej szlifowania równej 24 mm³/s. Proces szlifowania prowadzono aż do pojawienia się wyraźnych zalepień czynnej powierzchni ściernicy (CPS) materiałem obrabianym, wywołanych postępującym zużyciem ziaren ściernych. Na tak przygotowanej ściernicy oznaczono wybrane obszary pozbawione zalepień, oraz z zalepieniami. Łącznie do pomiarów przeznaczono 14 obszarów czynnej powierzchni ściernicy po szlifowaniu.

2.2. Pomiary profilometryczne mikrotopografii CPS

Na wytypowanych obszarach CPS przeprowadzono pomiary profilometryczne w celu uzyskania mikrotopografii powierzchni obszarów z zalepieniami oraz bez zalepień. Pomiarów dokonano z wykorzystaniem profilometru Talyscan 150 firmy Taylor Hobson Ltd., z laserową głowicą pomiarową o nominalnej dokładności $\pm 0,15$ μ m. Mikrotopografie powierzchni ściernic rejestrowano dla obszaru o wymiarach 5×5 mm. Pomiar odbywał się w 101 przejściach z krokiem

co 50 μm . W jednym przejściu rejestrowanych było 500 punktów z prędkością $V=5$ mm/s. Pomiar wykonywany był w trybie dwuprzebiegowym, tzn. rejestracja danych odbywała w obu kierunkach ruchu mierzonej powierzchni.

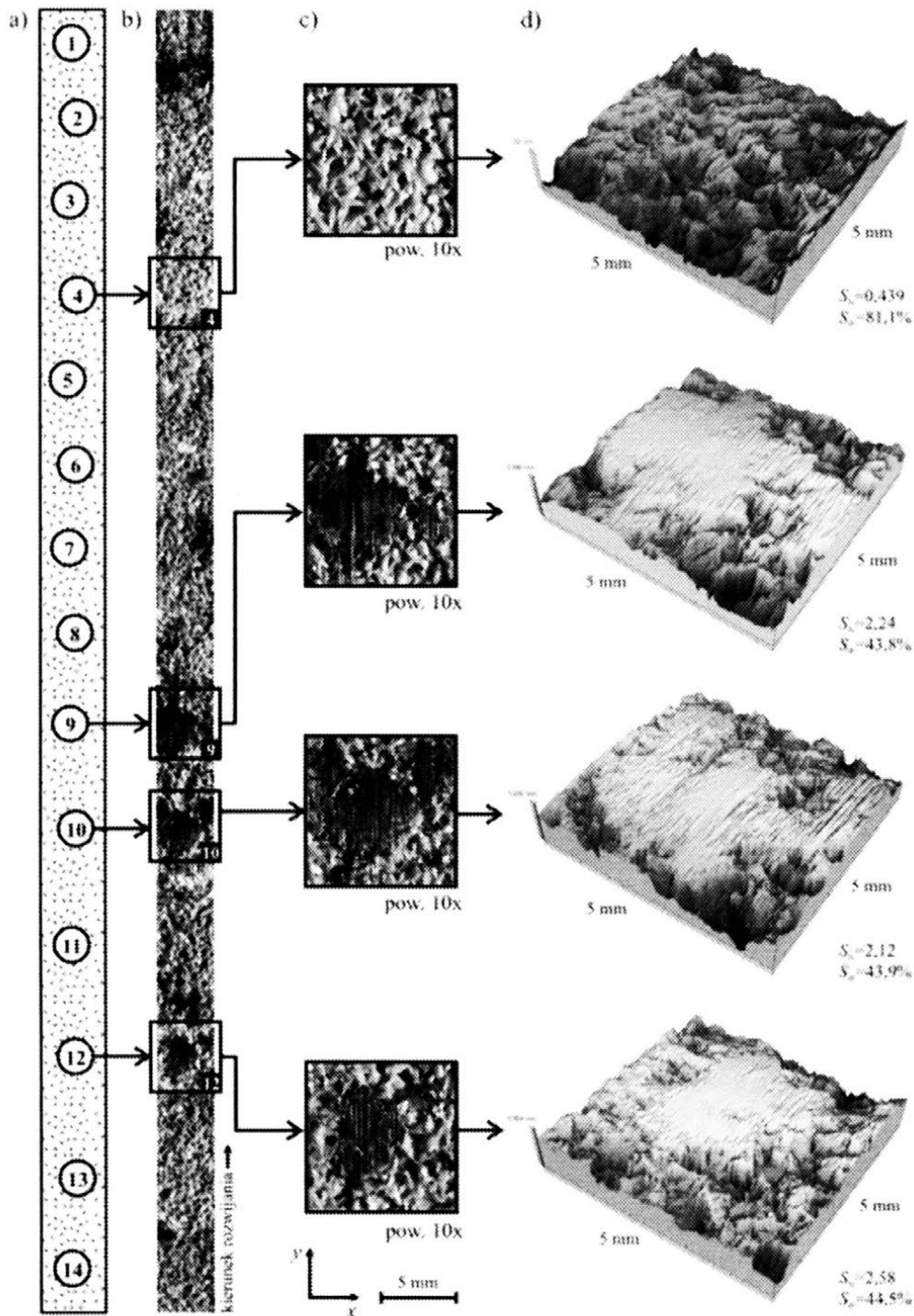
Zarejestrowane mikrotopografie CPS posłużyły do opisu ilościowego podstawowych różnic między obszarami z zalepieniami i bez zalepień. Do analizy zastosowano oprogramowanie *MountainsMap Universal 3.1.0* firmy *Digital Surf*. Spośród szeregu wyznaczonych parametrów SGP do analizy wybrano wskaźnik nośności powierzchni S_{bi} (parametr funkcjonalny) oraz współczynnik rozwinięcia powierzchni S_{dr} (parametr hybrydowy) [18], ponieważ wykazywały się one największą czułością na zmiany charakterystyki powierzchni, spowodowane wystąpieniem zalepień. Różnica pomiędzy wartością parametru S_{bi} obliczoną dla powierzchni bez ($S_{bi}=0,439$) i z zalepieniem ($S_{bi}=2,12-2,58$) wynosiła od 480 do 580%. Natomiast współczynnik S_{dr} zmniejszył się niemal o połowę, z wartości 81,1% dla powierzchni bez zalepienia, do około 44% w przypadku obszarów powierzchni ściernicy zalepionych materiałem obrabianym. Na rysunku 2 przedstawiono zestawienie wyników akwizycji obrazów i mikrotopografii przedstawiających wybrane obszary czynnej powierzchni badanej ściernicy.

2.3. Akwizycja obrazów mikroskopowych

W celu zobrazowania stanu poszczególnych obszarów czynnej powierzchni ściernicy po szlifowaniu zarejestrowano szereg obrazów mikroskopowych. Do rejestracji obrazów, przy powiększeniach wynoszących 50 \times , 100 \times , 500 \times , zastosowano elektronowy mikroskop skaningowy typu JSM-5500LV firmy Jcol.

2.4. Akwizycja obrazów skaterometrycznych

Akwizycja obrazów kąтового rozkładu natężenia światła rozproszonego dokonana została na specjalnie w tym celu zestawionym stanowisku pomiarowym. Wykorzystano w nim laser półprzewodnikowy o oznaczeniu CPS180 firmy Thorlabs, Inc., który emitował w sposób ciągły wiązkę światła z zakresu widzialnego o długości fali $\lambda = 635$ nm (barwa czerwona). Wiązka skierowana była pod kątem padania równym 45 $^\circ$ i oświetlała wybrany obszar powierzchni ściernicy, tworząc na niej plamkę o średnicy 1 mm. W wyniku rozproszenia światła z ocenianej powierzchni, w płaszczyźnie obserwacji tworzony był obraz kąтового rozkładu natężenia światła rozproszonego. Rejestracji dokonywano dla wszystkich 14 obszarów pozbawionych zalepień oraz z widocznymi zalepieniami, przy czym płaszczyzna padania była we wszystkich przypadkach równoległa do osi ściernicy.



Rys. 2. Zestawienie wyników rejestracji obrazów i mikrotopografii wybranych obszarów czynnej powierzchni badanej ściernicy bez zalepień oraz z widocznymi zalepieniami: a) położenie analizowanych obszarów na CPS, b) makrofotografia przedstawiająca całkowitą powierzchnię ściernicy po rozwinięciu wraz z wybranymi do badań obszarami (4, 9, 10, 12) pozbawionymi zalepień oraz z widocznymi zalepieniami, c) powiększone obrazy wybranych obszarów z rysunku 2b, d) odpowiadające obrazom z rysunku 2c mikrotopografie powierzchni wraz z wyznaczonymi dla nich wartościami parametrów S_{bi} i S_{dr}

Światło rozproszone obserwowane było na matowym ekranie z naniesioną podziałką służącą do wstępnego określania geometrii powstającego obrazu.

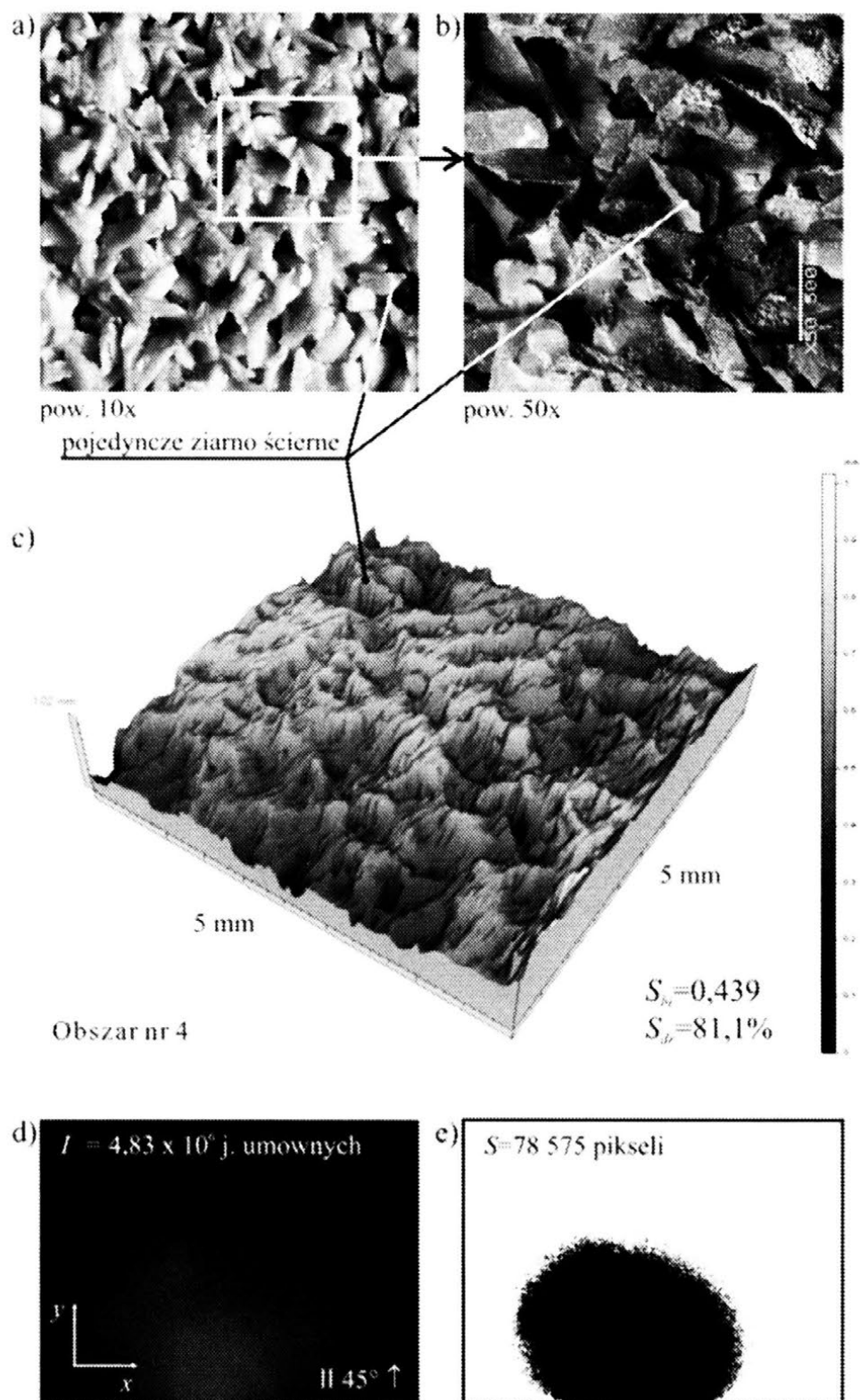
Akwizycji obrazów skaterometrycznych dokonywano za pomocą cyfrowego aparatu fotograficznego Camedia C-5060WZ firmy Olympus zamocowanego na statywie. Aparat wyposażony był w matrycowy detektor typu CCD o efektywnej liczbie 5,10 miliona pikseli. Obrazy rejestrowano z następującymi parametrami: czas ekspozycji $t_{exp} = 1$ s, rozdzielczość obrazu 2592×1944 pikseli, czułość ISO 400, format zapisu *.jpg. Na rysunku 3 oraz 4 przedstawiono zestawienie wyników akwizycji obrazów i mikrotopografii przedstawiających wybrane obszary czynnej powierzchni ściernicy bez zalepień oraz z widocznym zalepieniami.

2.5. Przetwarzanie i analiza obrazów skaterometrycznych

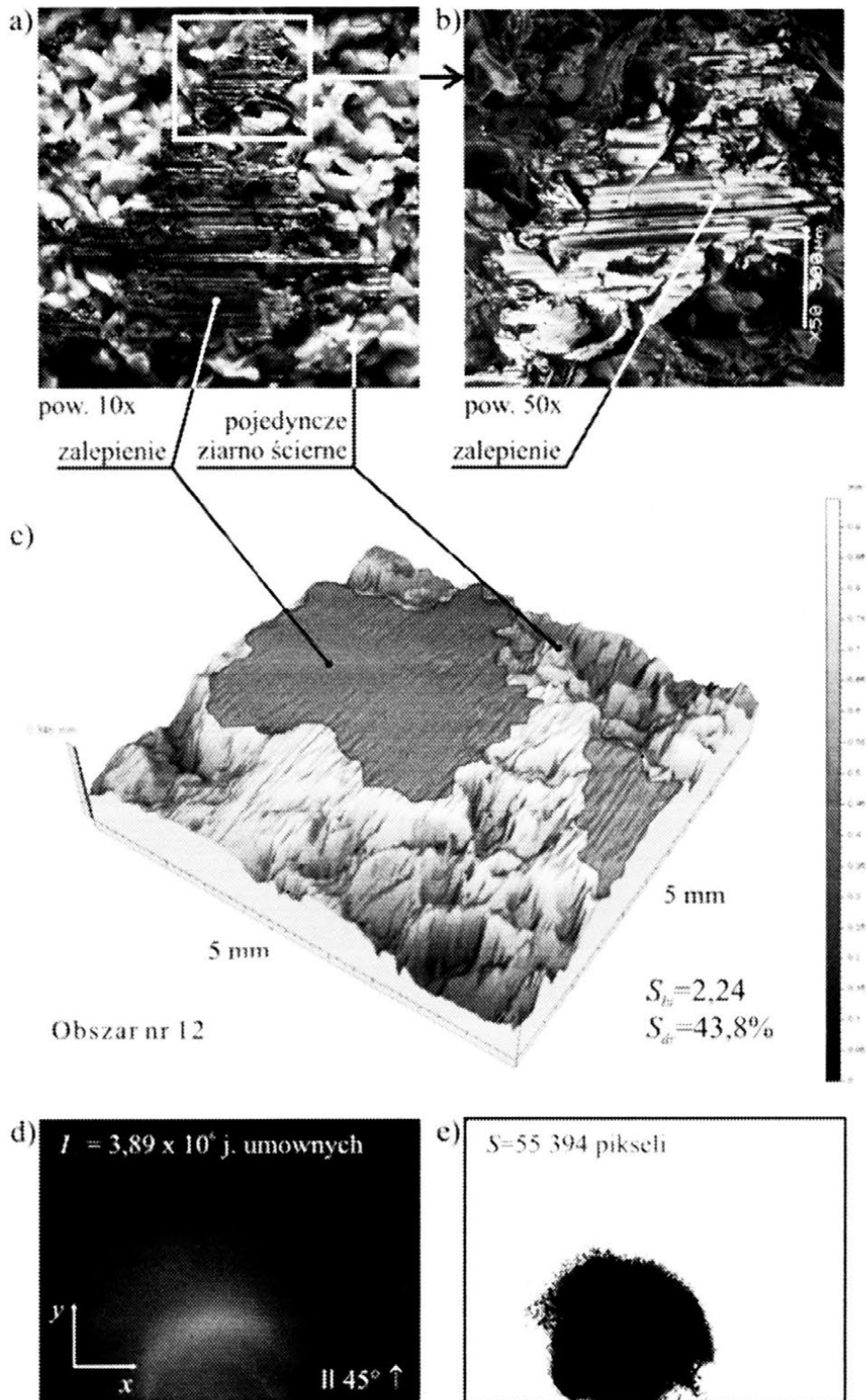
W ostatnim etapie zarejestrowane obrazy światła rozproszonego poddano analizie korzystając z oprogramowania Image-Pro[®] Plus 5.1 firmy Media Cybernetics, Inc. Analiza obejmowała wyznaczenie wybranych parametrów geometrycznych i fotometrycznych ocenianych obrazów. Przed przystąpieniem do analizy obrazu poddano wstępnemu przetworzeniu. W celu skrócenia czasu poszczególnych operacji wykonywanych na obrazach zmniejszono ich rozdzielczości do 640×480 pikseli. Ponadto dokonano korekcji jasności i kontrastu oraz odpowiednio wykadrowano.

Założono, że analiza będzie obejmowała wyznaczenie dwóch parametrów tj. pola powierzchni obrazu skaterometrycznego S oraz sumarycznego natężenie światła jasnych obszarów obrazu I_S . Wartości obu parametrów wyznaczano już wcześniej [8, 10] stwierdzając ich dużą przydatność w charakteryzowaniu badanych powierzchni na podstawie analizy obrazów skaterometrycznych.

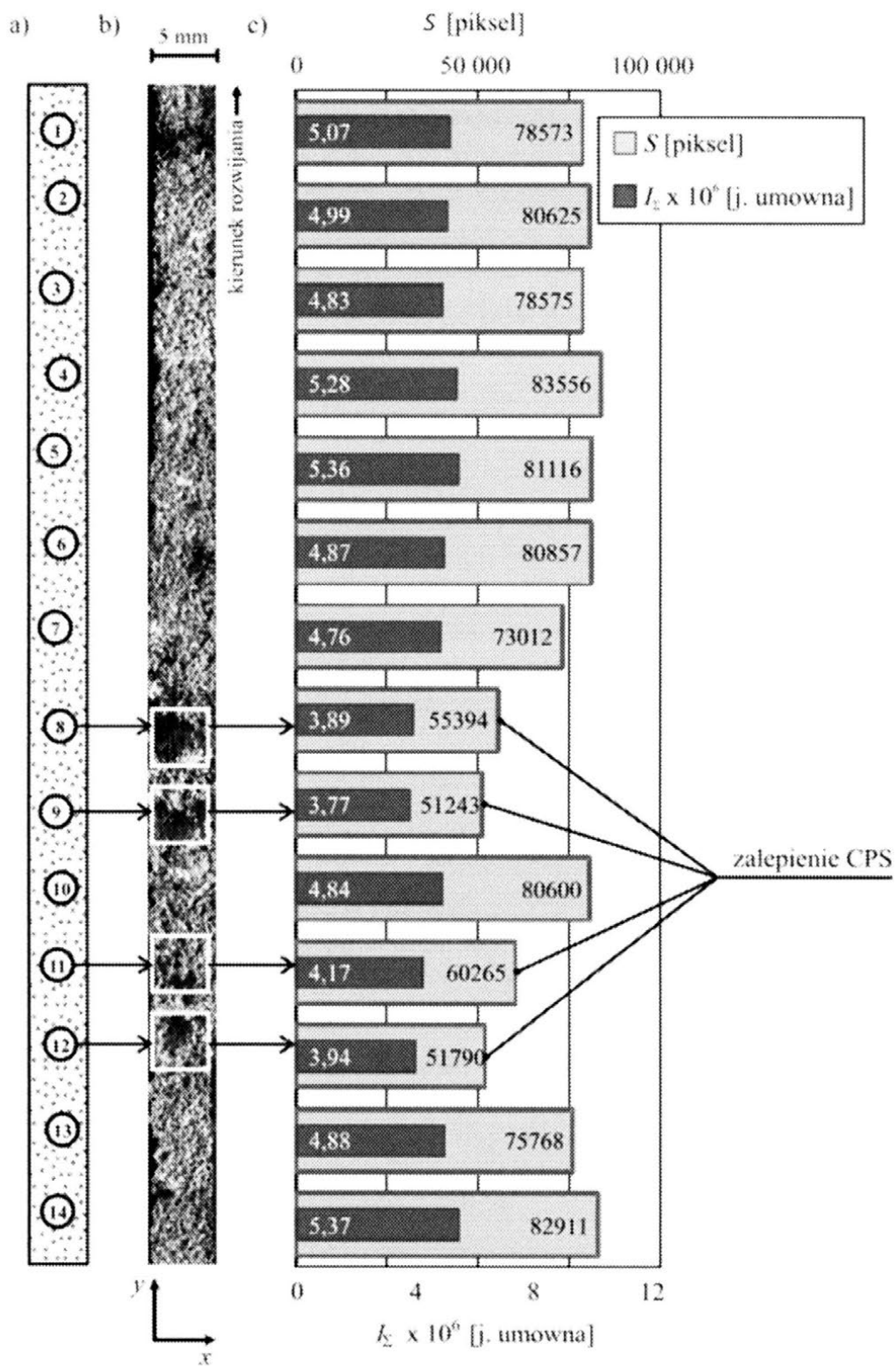
Proces analizy poprzedzony był operacją segmentacji poszczególnych obrazów (w celu uzyskania konturów niezbędnych do wyznaczenia parametrów geometrycznych) lub korekcji tonalnej (poprawy m.in. jasności i kontrastu, w celu uzyskania poprawnych wartości parametrów fotometrycznych). Tak przygotowane do analizy obrazy przetwarzano korzystając z funkcji *Count/Size*. Pozwalała ona na przeprowadzenie analizy ilościowej na podstawie automatycznego zliczania wszystkich jasnych lub ciemnych obiektów występujących w ocenianych obrazach. Na podstawie liczby zliczonych obiektów oprogramowanie wyznaczało wartości żądanych parametrów (również w ujęciu statystycznym, korzystając z narzędzia *Statistics*). Uzyskane wyniki analizy obrazów skaterometrycznych zestawiono w formie graficznej i pokazano na rysunku 5.



Rys. 3. Przykładowe wyniki rejestracji obrazów i mikrotopografii czynnej powierzchni ściernicy dla obszaru nr 4 pozbawionego zalepień: a) obraz makroskopowy – pow. 10×, b) obraz mikroskopowy – pow. 50×, c) mikrotopografia powierzchni (obszar mierzony 5×5 mm), d) obraz skaterometryczny, e) obraz z rysunku 3d po procesie segmentacji



Rys. 4. Przykładowe wyniki rejestracji obrazów i mikrotopografii czynnej powierzchni ściernicy dla obszaru nr 12 z widocznym zalepieniem: a) obraz makroskopowy – pow. 10×, b) obraz mikroskopowy – pow. 50×, c) mikrotopografia powierzchni (obszar mierzony 5×5 mm), d) obraz skaterometryczny, e) obraz z rysunku 4d po procesie segmentacji



Rys. 5. Zestawienie wyników analizy obrazów skatometrycznych prowadzonej za pomocą oprogramowania Image-Pro[®] Plus 5.1: a) położenie analizowanych obszarów na CPS, b) obraz makroskopowy CPS wraz z wybranymi do badań obszarami (9, 10, 11, 12), na których wystąpiły zalepienia, c) uzyskane wartości parametrów geometrycznych i fotometrycznych w formie wykresu kolumnowego

Z przedstawionego na rysunku 5 zestawienia wyników analizy obrazów skaterometrycznych, można zauważyć, że dla czterech obszarów (9, 10, 11, 12) zaobserwowano wyraźny spadek wartości ocenianych parametrów geometrycznych i fotometrycznych. Spadek procentowy wartości dla parametru geometrycznego – pola powierzchni S wynosił odpowiednio (34%, 39%, 28%, 38%), natomiast dla parametru fotometrycznego – sumarycznego natężenia światła I_{Σ} (27%, 30%, 22%, 27%). Oznacza to, iż w analizowanych obszarach czynnej powierzchni ściernicy wystąpiły znaczne zalepienia materiałem obrabianym (stal 100Cr6).

3. PODSUMOWANIE

Rezultaty przeprowadzonych badań doświadczalnych pozwalają na stwierdzenia, iż opisane w pracy metody mogą być zastosowane do oceny stanu czynnej powierzchni ściernicy. Dotyczy to zarówno jej struktury, jak i elementów niespecyficznych powstałych na jej powierzchni w wyniku różnego rodzaju oddziaływań.

Jednym z takich niespecyficznych elementów, przedstawionych w pracy, mogą być zalepienia. Jak wykazały zaprezentowane wyniki badań metoda skaterometrii laserowej pozwala na precyzyjną ich detekcję. Zlokalizowanie i rozpoznanie zalepień, a w następnej kolejności ich odpowiednia analiza umożliwia uzyskanie pełniejszej informacji o stanie badanej powierzchni. Przedstawioną w pracy ocenę dokonywaną na podstawie zarejestrowanego obrazu światła rozproszonego należy traktować jedynie przykładowo. Może być ona rozszerzona w zależności od złożoności badań o kolejne, bardziej skomplikowane i wielokryterialne analizy.

Duża użyteczność wykorzystanych metod może w przyszłości pozwolić na ich aplikację do różnego rodzaju urządzeń i systemów pomiarowych. Może to stanowić propozycję rozwiązania problemu diagnostyki narzędzi ściernych w procesach obróbkowych.

4. PODZIĘKOWANIA

Autorzy pragną podziękować Panu Andrzejowi Nowickiemu z Zespołu Laboratoriów nr 1 Wydziału Mechanicznego, Politechniki Koszalińskiej za przygotowanie ściernicy do badań, Panu mgr inż. Adamowi Szpakowiczowi z Centrum Niekonwencjonalnych Technologii Hydrostrumieniowych, za przeprowadzenie pomiarów mikrotopografii powierzchni ściernicy oraz Panu Ryszardowi Gritzmanowi z Centralnego Laboratorium Instytutu Mechatroniki Nanotechnologii i Techniki Próżniowej za wykonanie mikrofotografii powierzchni ściernicy.

5. LITERATURA

- [1] Butler D. L., Blunt L. A., Scc B. K., Webster J. A., Stout K. J.: *The Characterisation of Grinding Wheels using 3D Surface Measurement Techniques*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 127, 2002, pp. 234–237.
- [2] Cai R., Rowe W. B.: *Assessment of Vitrified CBN Wheels for Precision Grinding*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 44, 2004, pp. 1391–1402.
- [3] Fujimoto M., Ichida Y., Sato R., Morimoto Y.: *Characterization of Wheel Surface Topography in cBN Grinding*. International Journal of Japanese Society of Mechanical Engineering – C, Vol. 49, No. 1, 2006, pp. 106–113.
- [4] Furutani K., Hieu N. T., Ohguro N., Nakamura T.: *Automatic Compensation for Grinding Wheel Wear by Pressure based In-Process Measurement in Wet Grinding*. Precision Engineering, Vol. 27, 2003, pp. 9–13.
- [5] Griffiths B.J., Middleton R.H., Wilkie B.A.: *Condition Monitoring of the Grinding Process using Light Scattering*. Wear, Vol. 198, 1996, pp. 39–45.
- [6] Herman D., Plichta J., Nadolny K.: *New Ceramic Abrasive Tools for Rough and Finishing Grinding in One Pass*. Materials Science Forum, Vol. 526, 2006, pp. 163–168.
- [7] Hocken R. J., Chakraborty N., Brown C.: *Optical Metrology of Surfaces*. Manufacturing Technology, Vol. 54, No. 2, 2005, pp. 169–183.
- [8] Kapłonck W., Łukianowicz Cz.: *Ocena mikronierówności powierzchni w ruchu z zastosowaniem skaterometrii laserowej i metody nakładania obrazów*. Przegląd Elektrotechniczny, R. 84, Nr 5, 2008, s. 155–160.
- [9] Kapłonck W., Łukianowicz Cz.: *Ocena mikronierówności powierzchni obrobionych na podstawie obrazu światła rozproszonego*. Pomiar Automatyka Kontrola, Vol. 56, Nr 1/2010, s. 28–29.
- [10] Kapłonck W., Łukianowicz Cz.: *Laser Scatterometry and Image Analysis Used for the Assessment of Surface Roughness of Microfinished Cylindrical Elements Made of Plastics*. Measurement Automation and Monitoring, Vol. 56. No 4/2010, pp. 330–333.
- [11] Kurada S., Bradley C.: *A Review of Machine Vision Sensors for Tool Condition Monitoring*. Computers in Industry, Vol. 34, 1997, pp. 55–72.
- [12] Lachance S., Bauer R., Warkentin A.: *Application of Region Growing Method to Evaluate the Surface Condition of Grinding Wheels*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 44, No. 7-8, 2004, pp. 823–829.
- [13] Łukianowicz Cz.: *Podstawy pomiarów nierówności powierzchni metodami rozpraszania światła*. Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Koszalińskiej, Koszalin, 2001.

- [14] Liao T. W., Ting C-F., Qu J., Blau P. J.: *A Wavelet-based Methodology for Grinding Wheel Condition Monitoring*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 47, 2007, pp. 580–592.
- [15] Nadolny K., Plichta J., Herman D., Słowiński B.: *Single-Pass Grinding – An Effective Manufacturing Method for Finishing*. 19th International Conference on Systems Engineering – ICSENG 2008, Las Vegas, USA, pp. 236–241.
- [16] Nadolny K., Plichta J.: *Jednoprzęściowe szlifowanie otworów ściernicami o strefowo zróżnicowanej budowie*. Monografia Wydziału Mechanicznego Nr 158, (K. Nadolny, J. Plichta Red.), Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Koszalińskiej, Koszalin, 2008.
- [17] Nadolny K.: *Oszacowanie dokładności kształtowania nakroju stożkowego na czynnej powierzchni ściernic o strefowo zróżnicowanej budowie*. Pomiar Automatyka Kontrola, Vol. 56, Nr 5/2010, s. 499–502.
- [18] Pawlus P.: *Topografia powierzchni – pomiary, analiza, oddziaływanie*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów, 2005.

LASER SCATTEROMETRY AND IMAGE PROCESSING AND ANALYSIS TECHNIQUES USED FOR THE ASSESSMENT OF ACTIVE SURFACE OF GRINDING WHEEL WITH SG MICROCRYSTALLINE SINTERED CORUNDUM

***ABSTRACT:** In the paper an important problem of formed of smears on the active surface of grinding wheel was described and discussed. This undesirable phenomenon has the significant influence on course and effects of grinding process. We presented a proposal of assessment of the active surface of grinding wheel by laser scatterometry and selected image processing and analysis techniques in aim of detecting the excessive growth of smears. It can be a good solution of important problem of diagnostics of abrasive tools in abrasive processing.*

^{*)} dr inż. Wojciech KAPŁONEK, Katedra Inżynierii Produkcji, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: wojciech.kaplonek@tu.koszalin.pl

^{**)} dr inż. Krzysztof NADOLNY, Katedra Inżynierii Produkcji, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: krzysztof.nadolny@tu.koszalin.pl

ANALIZA WARUNKÓW PRACY ZIAREN ŚCIERNYCH NA CZYNNEJ POWIERZCHNI ŚCIERNICY METODĄ SZLIFOWANIA WGŁĘBNEGO

Krzysztof Nadolny^{*)}, Jarosław Plichta^{**)}

STRESZCZENIE: *W artykule przedstawiono charakterystykę autorskiej metody oceny warunków pracy ziaren ściernych w strefie szlifowania. Scharakteryzowano dwie odmiany metody. Pierwsza z nich polega na wcinaniu w materiał szlifowany ściernicy z nakrojem stożkowym. W drugiej odmianie wcinana jest ściernica ze stopniami o różnej średnicy ukształtowanymi na jej czynnej powierzchni. W pracy opisano przykład zastosowania metody w procesie szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych w stali 100Cr6.*

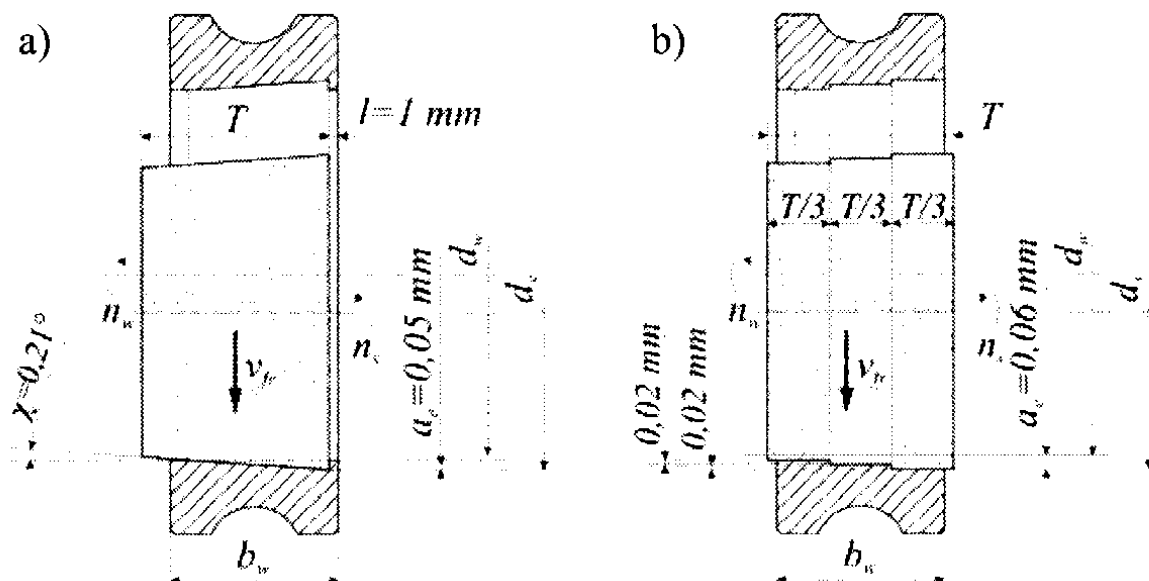
1. WSTĘP

Szybki rozwój nowych odmian stali stopowych, zwanych często „superstopami”, takich jak Inconel, Incoloy, Monel, Nimonic, Hastelloy i inni. stosowanych do produkcji w przemyśle motoryzacyjnym, lotniczym, chemicznym i petrochemicznym, stawia nowe wymagania dla procesów obróbki ścierniej [3, 5]. Duża wytrzymałość i ciągliwość oraz mała przewodność cieplna tych materiałów sprawiają, że zaliczane są one do grupy materiałów trudnoobrabialnych, podobnie jak stopy niklu, kobaltu czy tytanu. Dla zapewnienia efektywnej obróbki ścierniej tego typu materiałów, niezwykle istotny jest dobór właściwej charakterystyki ściernicy oraz możliwość oceny warunków pracy ziaren na jej czynnej powierzchni, wynikający np. ze zmiany parametrów szlifowania [1, 2, 4].

Opracowana przez autorów metoda pozwala na wielokryterialną ocenę warunków pracy ziaren ściernych poprzez wykonanie krótkiego testu wcinania ściernicą ze specjalnie ukształtowaną makrogeometrią. Umożliwia on m.in. ocenę formy i intensywności zużycia ziaren ściernych, mostków spoiwa, analizę mechanizmu skrawania oraz procesu zalepiania.

2. ISTOTA METODY

Opisywana metoda opracowana została z myślą o procesie szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych, ale może być z powodzeniem stosowana również w szlifowaniu wałków, czy powierzchni płaskich. Jej istota polega na przeprowadzeniu krótkiej próby obróbki, trwającej np. 3 s, specjalnie ukształtowaną ściernicą, w kinematyce szlifowania wgłębnego, przy czym pomijany jest etap szlifowania wykończeniowego i wyiskrzania. Ściernica wykonuje ruch roboczy z zadaną prędkością posuwu osiowego v_{pr} , po czym niezwłocznie zostaje odsunięta od obrabianego materiału. Modyfikacja makrogeometrii ściernicy polega na uformowaniu na jej czynnej powierzchni stożka (rys. 1a) lub kilku, np. trzech, stopni o różnej średnicy (rys. 1b) w zabiegu obciągania.

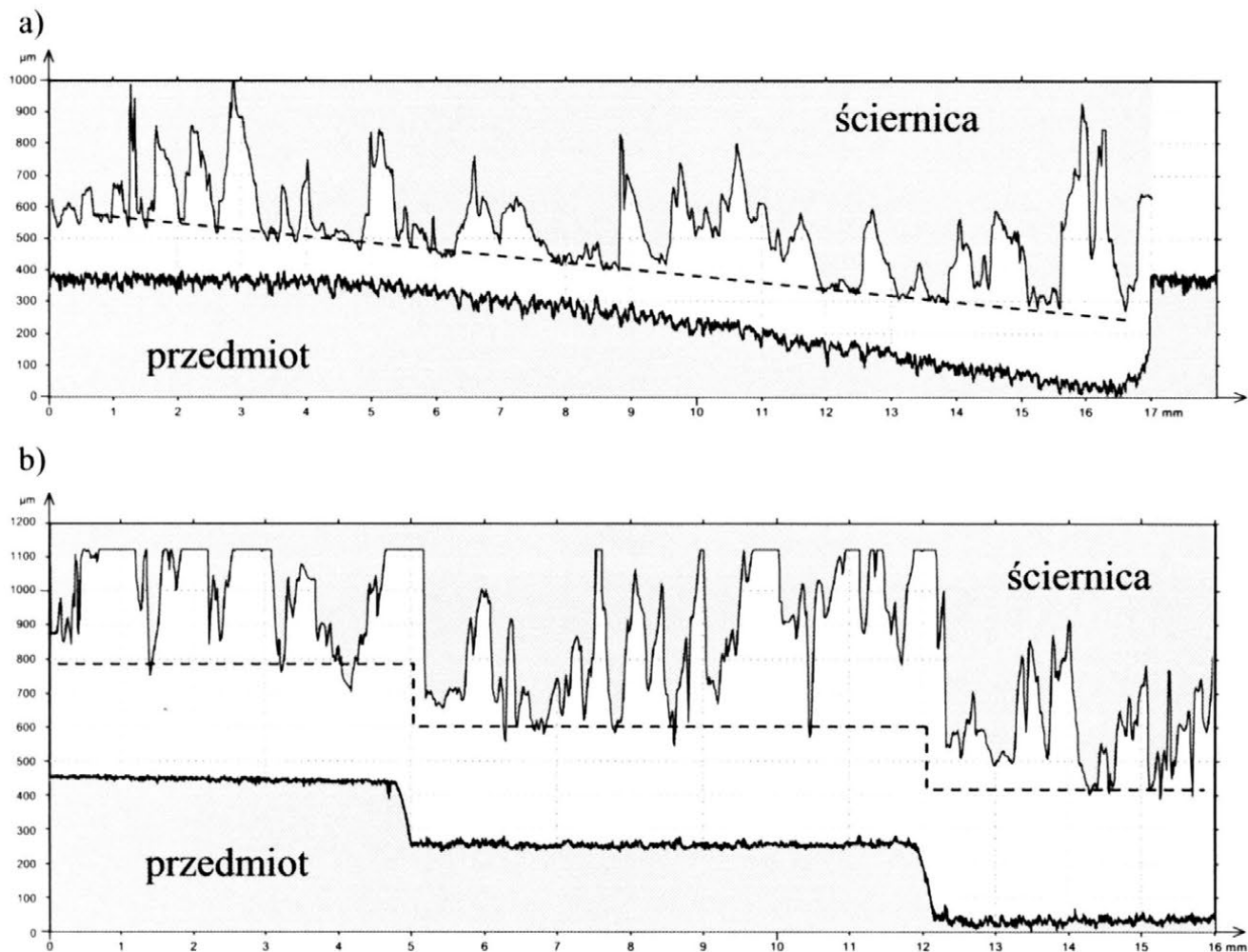


Rys. 1. Schemat szlifowania wgłębnego ściernicą z nakrojem stożkowym (a) oraz ściernicą z ukształtowanymi stopniami o różnej średnicy (b)

W przypadku kształtowania stożka na czynnej powierzchni ściernicy (CPS), jego kąt χ powinien być dobrany z uwzględnieniem wysokości ściernicy T oraz głębokości wcinania a_e . Wskazane jest przesunąć o pewną odległość l krawędź ściernicy o większej średnicy, względem szlifowanego materiału (rys. 1a). Zapewnia to późniejszą obserwację efektów szlifowania ziaren umiejscowionych na największym promieniu działania CPS.

Wykonując próby z użyciem ściernicy o różnych średnicach, należy ją tak przygotować, aby uzyskać równomierny podział wysokości T na poszczególne strefy robocze (rys. 1b). Opracowana metodyka zakłada również, że całkowity nadatek obróbkowy a_e dzielony jest równomiernie na kolejne stopnie ściernicy.

Rezultatem tak przeprowadzonego szlifowania wgłębny jest odwzorowanie kształtu ściernicy na przedmiocie obrobionym (rys. 2).



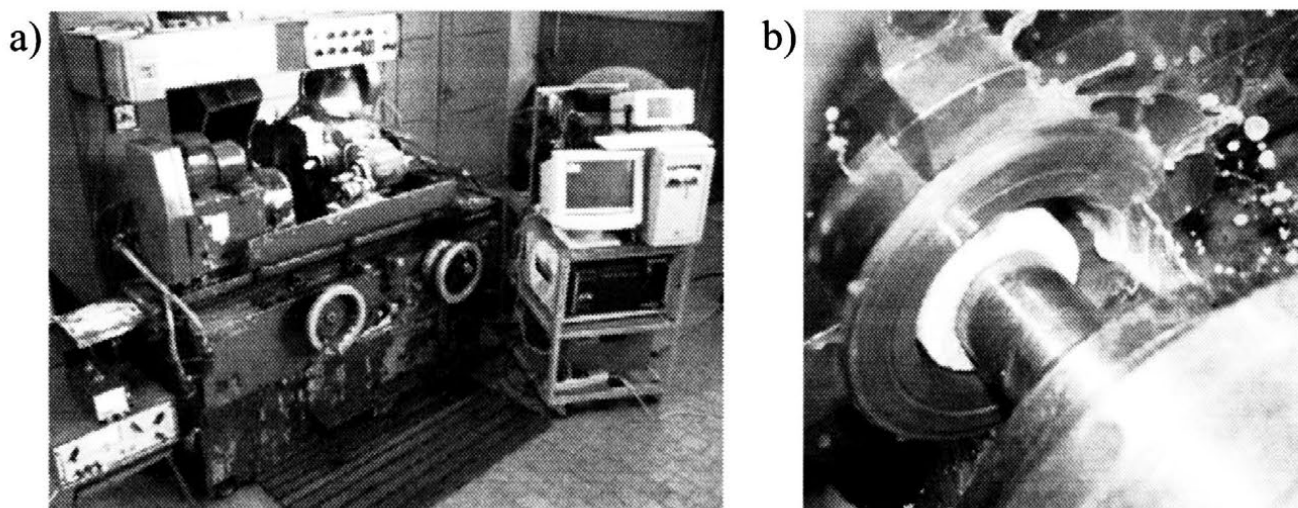
Rys. 2. Zestawienie zmierzonych profili osiowych ściernicy i przedmiotu po szlifowaniu wgłębny: a) ściernicą z nakrojem stożkowym; b) ściernicą z ukształtowanymi stopniami o różnej średnicy

Szybki ruch powrotny i pominięcie wyiskrzania powoduje, że proces szlifowania zostaje gwałtownie przerwany. Specjalne ukształtowanie makrogeometrii ściernicy sprawia natomiast, że poszczególne partie jej czynnej powierzchni pracują z różnym czasem i usuwają różną objętość materiału. Co za tym idzie, w poszczególnych strefach CPS proces zużycia ziaren ściernych, zjawiska formowania wióra, czy też zalepiania przestrzeni międzyziarnowych przebiegają z różną intensywnością i mogą przyjmować odmienne formy. W przypadku ściernicy stożkowej, zmiany te następują bezstopniowo, w sposób ciągły, wynikający ze zmiany średnicy ściernicy (rys. 2a). Natomiast przy

zastosowaniu ściernicy schodkowej, warunki i rezultaty obróbki są zbliżone w poszczególnych strefach ściernicy (rys. 2b).

3. BADANIA DOŚWIADCZALNE

W celu zweryfikowania przydatności opracowanej metody do oceny warunków pracy ziaren ściernych oraz intensywności i form zjawisk związanych z usuwaniem materiału obrabianego, przeprowadzono badania doświadczalne z zastosowaniem stali łożyskowej 100Cr6 o twardości 63 ± 1 HRC. Próby przeprowadzono na stanowisku badawczym składającym się ze szlifierki uniwersalnej RUP-28P wyposażonej w szybkoobrotowe elektrowrzeciono Fischer EV-70/70-2WB (rys. 3).

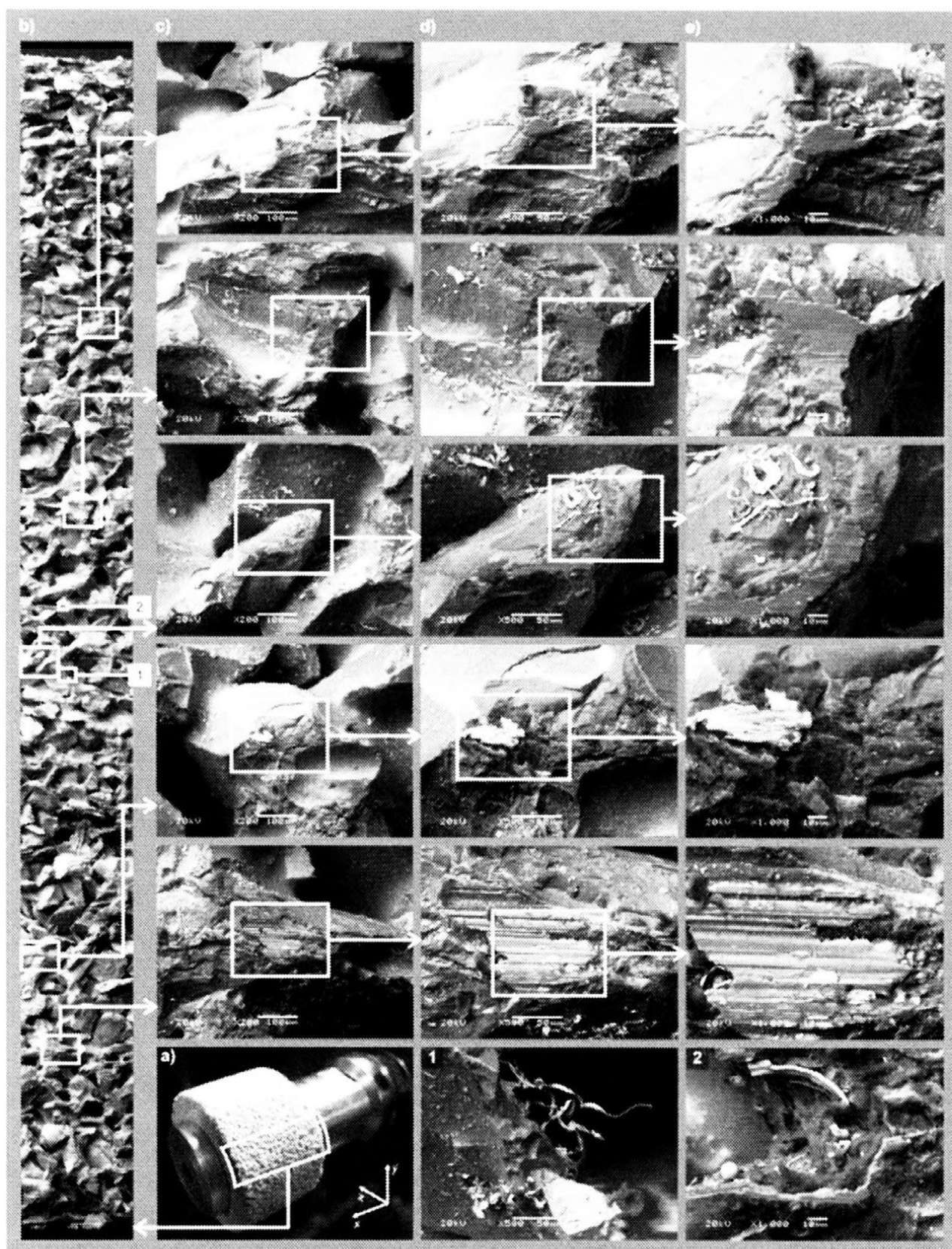


Rys. 3. Stanowisko badawcze: a) widok ogólny; b) strefa obróbki

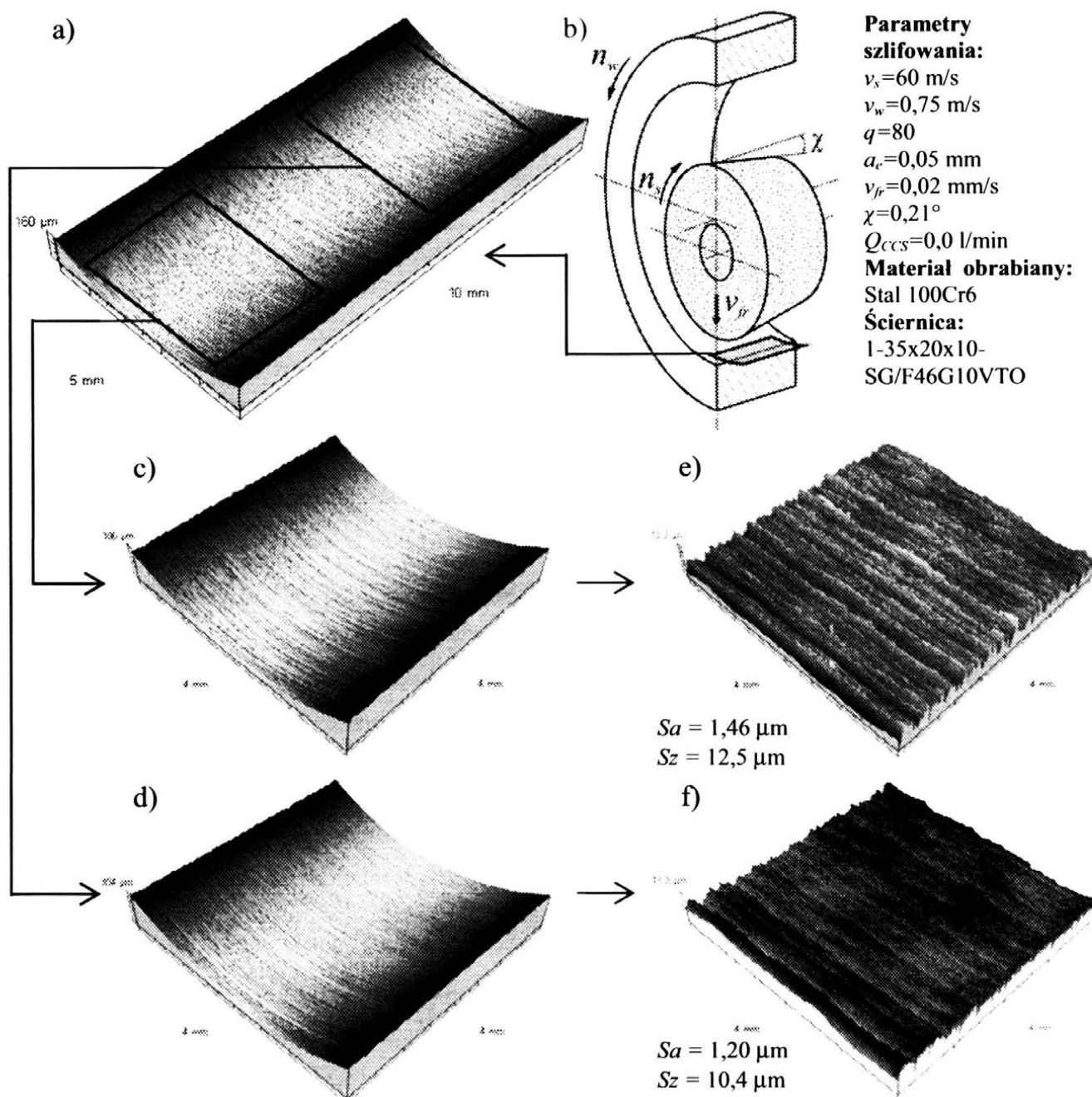
Poniżej przedstawiono wyniki prób, w których zastosowano zarówno ściernicę stożkową jak i ściernicę z ukształtowanymi stopniami o różnej średnicy.

3.1. Wyniki szlifowania ściernicą z nakrojem stożkowym

Przy analizie wyników przeprowadzonego szlifowania w głębokiego ściernicą stożkową posłużono się obrazami mikroskopowymi (SEM) jej czynnej powierzchni po obróbce (rys. 4) oraz zmierzoną mikrotopografią powierzchni przedmiotu obrobionego (rys. 5).



Rys. 4. Obrazy mikroskopowe czynnej powierzchni ściernicy z nakrojem stożkowym po szlifowaniu: a) widok ogólny; b) pow. 50×; c) pow. 200×; d) pow. 500×; e) pow. 1000×



Rys. 5. Mikrotopografie i wybrane parametry SGP powierzchni przedmiotu obrabionego: a) zmierzona mikrotopografia; b) schemat obróbki; c-d) powiększenia poszczególnych obszarów powierzchni obrabianej; e-f) mikrotopografie z rys. 5c-d po wyziomowaniu

Z analizy zarejestrowanych obrazów mikroskopowych CPS wyraźnie wynika, że wraz z rosnącym czasem szlifowania zwiększa się zużycie ziaren ściernych. Jest to szczególnie widoczne przy porównaniu zwiększającej się powierzchni starcia wierzchołków ziaren (rys. 4e). W obszarze CPS, który pracował najdłużej (w przybliżeniu 3 s), zauważyć można pojawiające się mikrozalepienia na wierzchołkach ziaren aktywnych.

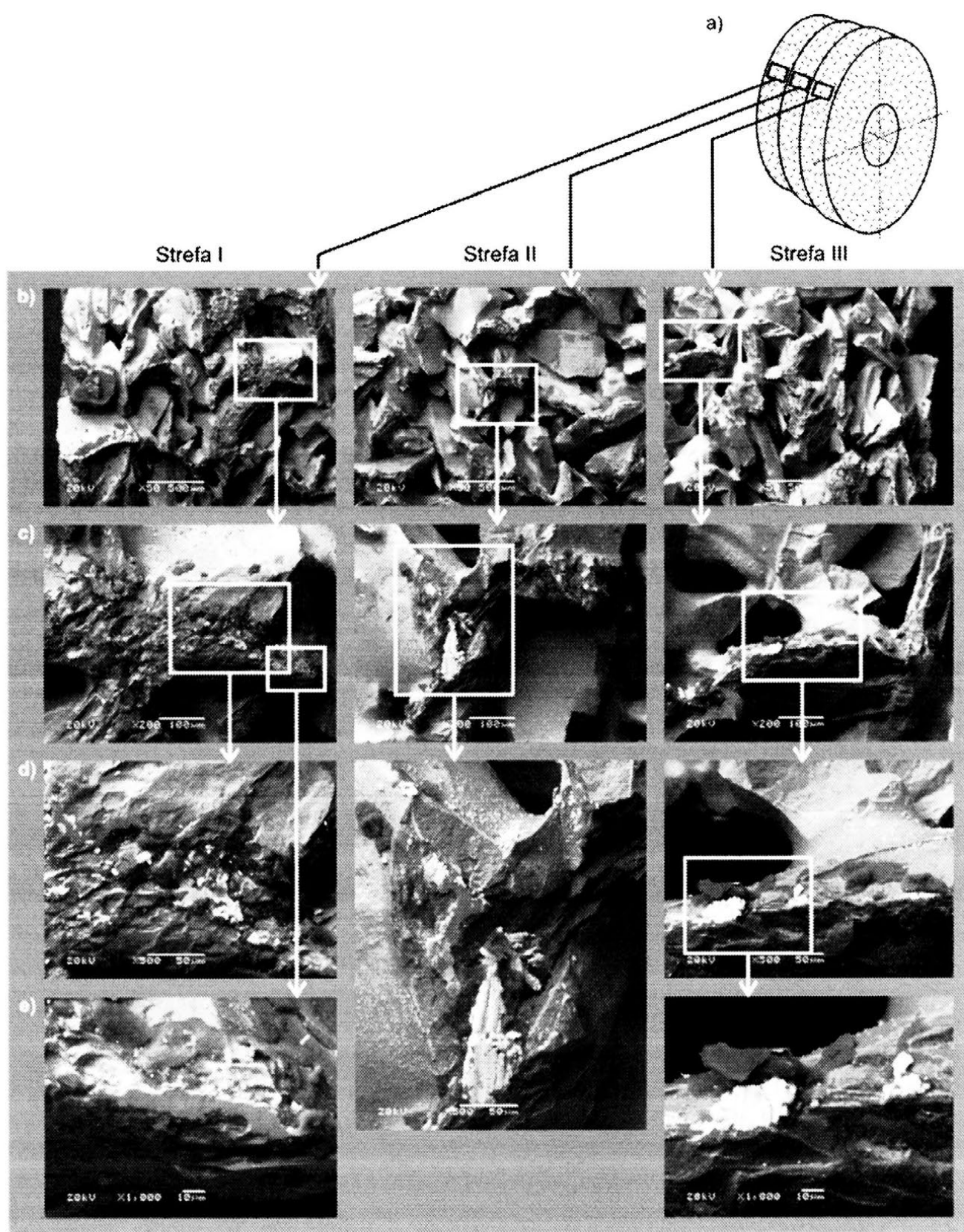
Opisywana próba wykonana została bez udziału cieczy chłodząco-smarującej (CCS), co spowodowało powstanie wiórów kulowych na CPS (rys. 4 szczegół 2). Świadczy to o znaczącym wzroście temperatury w mikroobszarach strefy kontaktu ściernicy z materiałem obrabianym. Z obserwacji wielkości i kształtu wiórów można wywnioskować, że dominują wióry wstęgowe i łukowe, wynikające z właściwości plastycznych szlifowanej stali, przy czym wielkość wiórów rośnie wraz z głębokością szlifowania (rys. 4 szczegół 1).

Przyjęta metodyka badań, charakteryzująca się pominięciem etapu szlifowania wykończeniowego i wyiskrzania, spowodowała, że parametry chropowatości powierzchni obrobionej Sa i Sz przyjęły relatywnie duże wartości (rys. 5). Taki sposób obróbki pozwala na wnioskowanie o przebiegu mechanizmu skrawania w warunkach szlifowania zgrubnego, na podstawie zmierzonej mikrotopografii powierzchni po szlifowaniu. Porównanie powierzchni przedmiotu szlifowanej z różnymi głębokościami wskazuje, że wraz ze wzrostem wartości naddatku obróbkowego rośnie chropowatość powierzchni po obróbce. Można wnioskować, że spowodowane jest to zwiększającym się, wraz ze średnicą ściernicy, przekrojem poprzecznym warstwy skrawanej przypadającym na pojedyncze ziarno ściernicze.

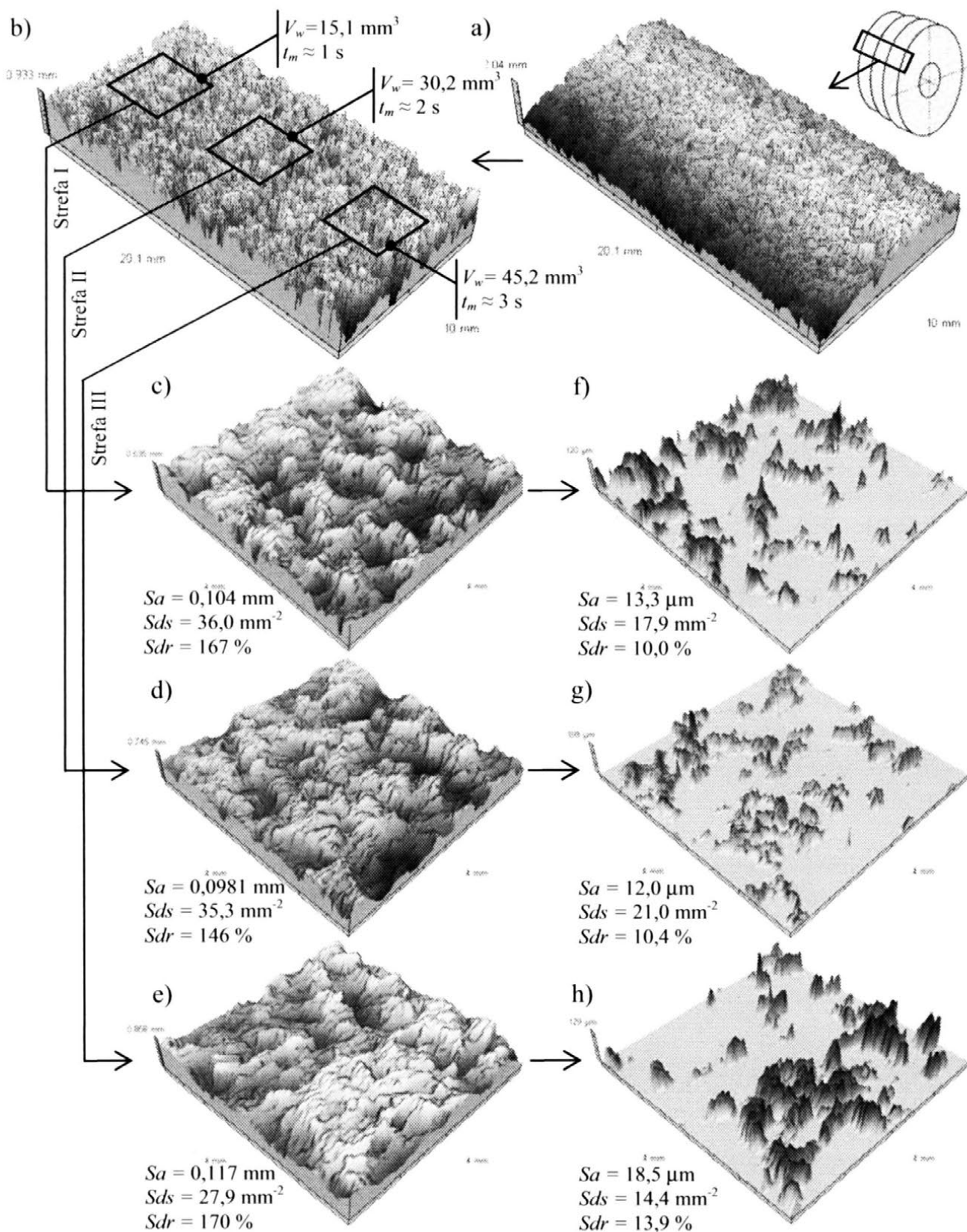
3.2. Wyniki szlifowania ściernicą z ukształtowanymi stopniami o różnej średnicy

Próbie wcinania ściernicą z ukształtowanymi stopniami o różnej średnicy przeprowadzono z zastosowaniem CCS w postaci roztworu wody z 5% dodatkiem oleju Castrol Syntilo RHS, doprowadzonym w strefę obróbki metodą zalewową z wydatkiem $Q_{CCS}=3,0$ l/min. Zarejestrowane obrazy mikroskopowe CPS po tak przeprowadzonym szlifowaniu wgłębnym (rys. 6) ukazują znacznie mniejsze powierzchnie starcia ziaren ścierniczych w porównaniu do obrazów CPS ściernicy stożkowej po szlifowaniu na sucho (rys. 4). Świadczy to o znacznie wyższej temperaturze w strefie kontaktu przy szlifowaniu bez chłodzenia. Powoduje ona nadmierne zużycie ziaren mikrokryształicznego korundu spickanego, który w takich warunkach odkształca się plastycznie w obszarach kontaktu z materiałem obrabianym. Jest to wyraźnie widoczne na rys. 4e w formie odwzorowania powierzchni przedmiotu obrabianego na wierzchołku startego ziarna SG. Doprowadzenie CCS nie zapobiegło jednak powstawaniu mikrozalepień na wierzchołkach ziaren, szczególnie w II i III strefie ściernicy schodkowej (rys. 6).

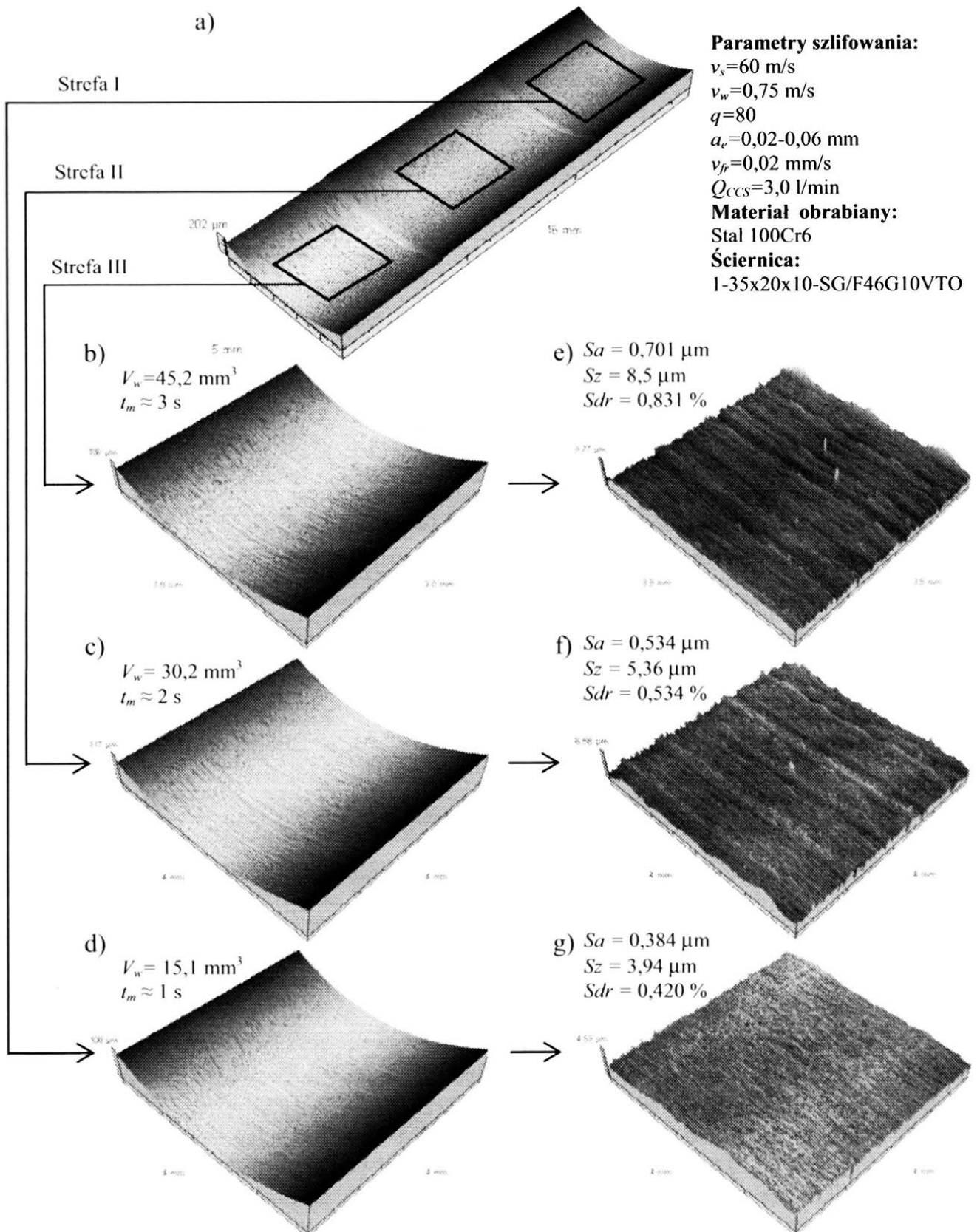
Poniżej przedstawiono również mikrotopografie oraz wartości wybranych parametrów struktury geometrycznej powierzchni (SGP) ściernicy (rys. 7) oraz materiału obrobionego (rys. 8).



Rys. 6. Obrazy mikroskopowe czynnej powierzchni ściernicy z ukształtowanymi stopniami o różnej średnicy (strefa I-III) po szlifowaniu: a) schemat budowy; b) pow. 50×; c) pow. 200×; d) pow. 500×; e) pow. 1000×



Rys. 7. Mikrotopografie i wybrane parametry SGP CPS: a) zmierzona mikrotopografia; b) mikrotopografia po wypoziomowaniu; c-e) powiększenia poszczególnych obszarów roboczych CPS; f-h) CPS po odseparowaniu 75% wysokości mikrotopografii z rys. 7c-e



Rys. 8. Mikrotopografie i wybrane parametry SGP powierzchni przedmiotu obrabianego: a) zmierzona mikrotopografia; b-d) powiększenia poszczególnych obszarów powierzchni obrabianej; e-f) mikrotopografie z rys. 8b-d po wypoziomowaniu

Porównując parametry SGP kolecyjnych stref CPS (rys. 7), można zauważyć stępienie wierzchołków ziaren postępujące wraz z rosnącym czasem szlifowania. Świadczą o tym w szczególności wartości parametru Sds określającego gęstość wierzchołków nierówności powierzchni na powierzchni 1 mm^2 oraz wyrażone w procentach wartości współczynnika rozwinięcia powierzchni Sdr . Strefa III charakteryzowała się niemal 20% spadkiem wartości Sds oraz 39% wzrostem wartości parametru Sdr w odniesieniu do wartości tych parametrów wyznaczonych z mikrotopografii CPS w strefie I.

Porównanie parametrów chropowatości powierzchni przedmiotu obrobionego, wyznaczone dla kolecyjnych trzech stref obróbki (rys. 8), wskazuje na znaczący wzrost chropowatości powierzchni w kolecyjnych strefach. Wartości średniego arytmetycznego odchylenia chropowatości powierzchni Sa , dziesięciopunktowej wysokości nierówności powierzchni Sz jak i współczynnika rozwinięcia powierzchni Sdr przyjmowały w przybliżeniu dwukrotnie większe wartości dla strefy III, w odniesieniu do strefy I. Ponieważ w strefie I głębokość szlifowania wynosiła $0,02 \text{ mm}$ a w strefie III $0,06 \text{ mm}$, można stwierdzić, że wartość nadkładu obróbkowego w decydujący sposób wpływa na strukturę geometryczną powierzchni ukształtowanej w procesie zgrubnego szlifowania wglębnego.

4. PODSUMOWANIE

Zaproponowana przez autorów metoda szlifowania wglębnego ściernicami o specjalnie ukształtowanej makrogeometrii powierzchni czynnej, została zweryfikowana na przykładzie szlifowania otworów w stali 100Cr6. Analiza zarejestrowanych wyników obróbki wykazała większą przydatność metody wcinania ściernicą z ukształtowanymi stopniami o różnej średnicy. Pozwala ona na sterowanie obciążeniem ziaren w poszczególnych strefach ściernicy, poprzez odpowiedni dobór ich średnic. Charakteryzuje się również stałymi warunkami pracy w każdej strefie, co pozwala na bardziej wiarygodne wnioskowanie o warunkach obróbki. Co również bardzo istotne, nie wymaga stosowania specjalnego oprzyrządowania do ukształtowania stożka o małym kącie na CPS. Kształtowanie stopni o różnych średnicach odbywa się bowiem przy zastosowaniu konwencjonalnych metod obciążania i kondycjonowania ściernic, w opisywanych badaniach wykonane one zostały za pomocą jednoziarnistego obciążacza diamentowego.

Przeprowadzone doświadczenia potwierdzają przydatność przedstawionej metody do oceny takich zjawisk zachodzących w trakcie szlifowania, jak: zużycie ziaren ściernych, wykruszanie mostków spoiwa, formowanie wiórów, powstawanie zalepień itp. Stwarza to możliwość wielostronnej oceny przebiegu obróbki w różnych warunkach, wynikających ze zmian charakterystyki ściernicy, rodzaju

materiału obrabianego czy też parametrów szlifowania. Narzędzie takie wydaje się szczególnie przydatne w badaniach nad szlifowalnością materiałów trudno-obrabialnych, wymienionych we wstępie do artykułu, które znajdują współcześnie coraz szersze zastosowanie w wielu gałęziach przemysłu.

5. LITERATURA

- [1] Dąbrowski L., Marciniak M., Oczóś K.E.: *Cutting surface of the grinding wheel as a component of tribological system*. Archive of Civil and Mechanical Engineering, 2(2002)1, pp. 47-58.
- [2] Gołabczak A., Koziarski A., Rutkiewicz T.: *Ocena czynnej powierzchni ściernicy w warunkach przemysłowych*. Materiały XXIII Naukowej Szkoły Obróbki Ściernej, Rzeszów, 2000, s. 249-256.
- [3] Noichl H.: *CBN Grinding of Nickel Alloys in the Aerospace Industry*. Intertech 2000, Vancouver, July 17-21, 2000.
- [4] Urbaniak M.: *Czynna powierzchnia ściernicy w początkowym okresie szlifowania*. Materiały XXIV Naukowej Szkoły Obróbki Ściernej, Łopuszna, 2001, s. 181-188.
- [5] Xu X., Yu Y., Huang H.: *Mechanism of abrasive wear in the grinding of titanium (TC4) and nickel (K417) alloys*. Wear, 255(2003), pp. 1421-1426.

ANALYSIS OF WORKING CONDITIONS OF ABRASIVE GRAINS PLACED ON GRINDING WHEEL ACTIVE SURFACE USING PLUNGE GRINDING METHOD

ABSTRACT: In article new method of assessment of abrasive grains working conditions in grinding zone was described. Two variations of grinding method were shown. In the first one grinding wheel with conic chamfer is used. The second variation consist in using grinding wheel with steps of different diameters on grinding wheel active surface. In article an example of application of new method in internal cylindrical grinding process of steel 100Cr6 was described.

^{*)} dr inż. Krzysztof NADOLNY, Katedra Inżynierii Produkcji, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: krzysztof.nadolny@tu.koszalin.pl

^{**)} prof. dr hab. inż. Jarosław PLICHTA, Katedra Inżynierii Produkcji, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: jaroslaw.plichta@tu.koszalin.pl

METODYKA ANALIZY I OCENY TOPOGRAFII POWIERZCHNI CZYNNEJ FOLII ŚCIERNYCH

Wojciech Kacalak^{*)}, Katarzyna Tandecka^{**)}, Robert Tomkowski^{***)}

***STRESZCZENIE:** W publikacji opisano problemy dotyczące badań, analizy i oceny cech stereometrycznych powierzchni czynnej folii ściernych o małych rozmiarach ziaren – od 0,5–15 mikrometrów. Zwrócono uwagę na charakterystyczne grupowanie małych ziaren w nieregularnie rozmieszczone pasma (wydłużone agregaty). Przeprowadzono analizę skupień ziaren oraz odległości między agregatami w kierunku reprezentującym tor względny ziaren i obrabianego materiału. Przedstawiono obszary powierzchni folii ściernych uzyskane z wykorzystaniem mikroskopu skaningowego, mikroskopu sił atomowych oraz mikroskopu konfokalnego. W podsumowaniu zawarto wnioski dotyczące wykorzystania wyników badań w doborze parametrów wygładzania.*

1. WSTĘP

Mikrowygładzanie z wykorzystaniem folii do obróbki powierzchni znacząco różni się od innych obróbek ściernych. Jest to obróbka powierzchniowa wykończeniowa, która odbywa poprzez powolne przewijanie taśmy ściernej i nadanie jej ruchu oscylacyjnego oraz dociskanie taśmy do powierzchni obrabianej przemieszczającej się z prędkością znacznie większą od prędkości przesuwu taśmy [3]. Cechą charakterystyczną procesu jest jednokrotne wykorzystanie narzędzia, co powoduje potrzebę optymalnego doboru parametrów obróbki.

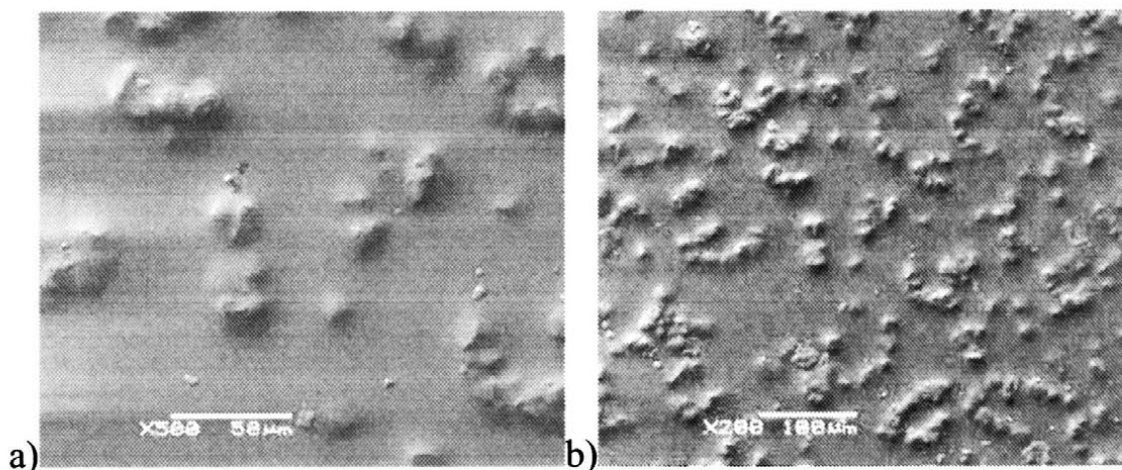
Producenci foliowych taśm ściernych udostępniają niekompletne opisy cech stereometrycznych własnych produktów, co powoduje potrzebę badań między innymi nad topografią powierzchni folii ściernych w celu doboru najwłaściwszych parametrów wygładzania [2]. Elastyczne foliowce taśmy ściernie, w porównaniu z innymi narzędziami ściernymi, wykazują się większym udziałem ziaren w procesie obróbkowym. Należy dążyć do maksymalizacji udziału ziaren ściernych w obróbce, poprzez kompleksowe badania nad topografią ich powierzchni.

2. PRZEBIEG BADAŃ

2.1. Badania powierzchni czynnej folii ściernych

W niniejszej pracy przeprowadzono badania folii ściernych typu IDLF (*ang. Imperial Diamond Lapping Film*) firmy 3M o wymiarach nominalnych ziaren 0,5-15 mikrometrów. Cechą charakterystyczną tych narzędzi jest umieszczenie ziaren w agregatach pokrytych cienką warstwą spoiwa (w tym przypadku specjalnych klejów). Poprzez „zatopienie” ziaren diamentowych w kleju pomiary topografii powierzchni narzędzia są znacznie utrudnione, szczególnie z zastosowaniem metod optycznych.

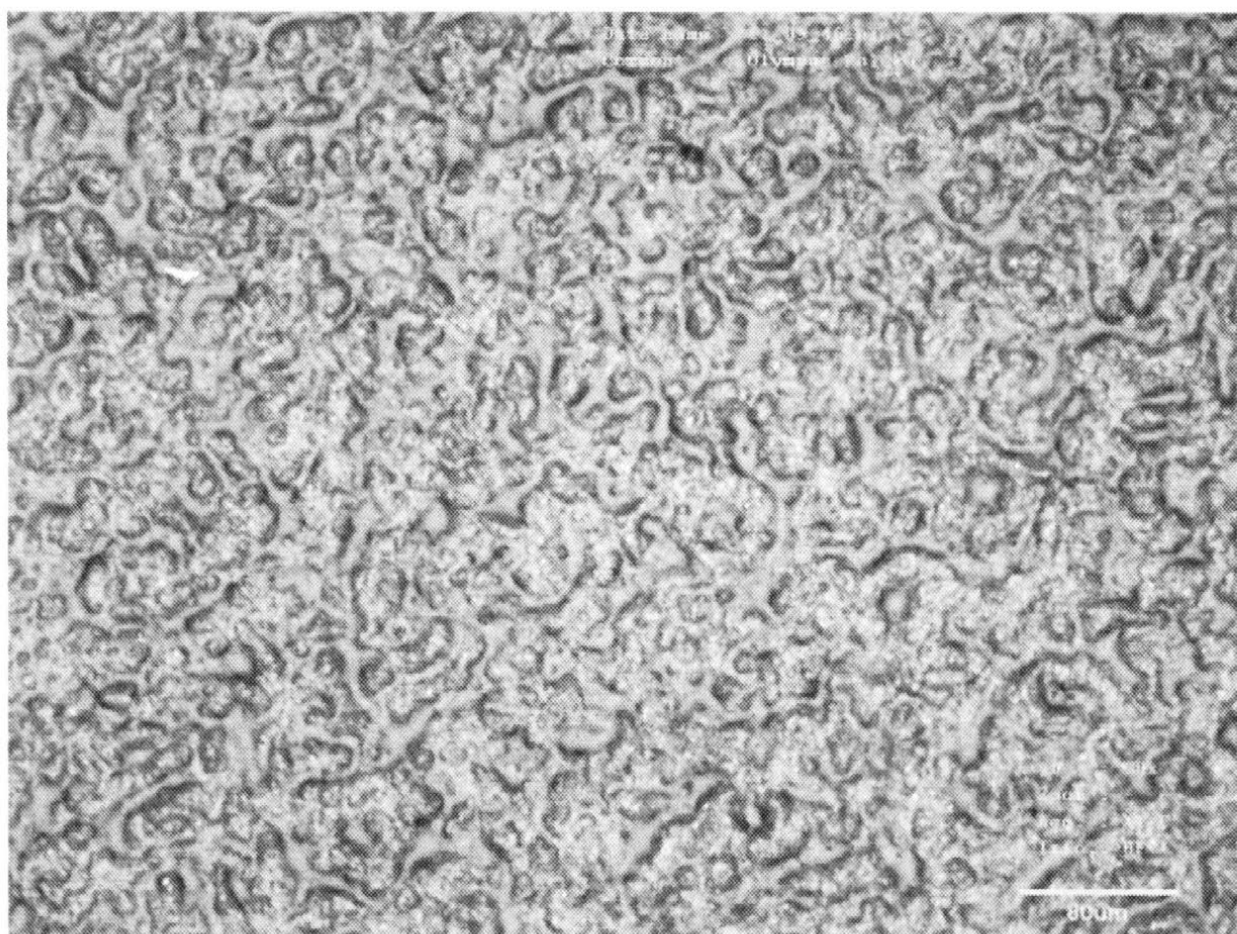
Folie typu IDLF wykorzystywane są do obróbki ceramiki, węglików spiekanych i innych materiałów twardych i super twardych [3]. Pierwsze badania powierzchni nośnika przeprowadzono z zastosowaniem mikroskopu skaningowego (SEM) (rys. 1), lecz rezultaty okazały się niewystarczające.



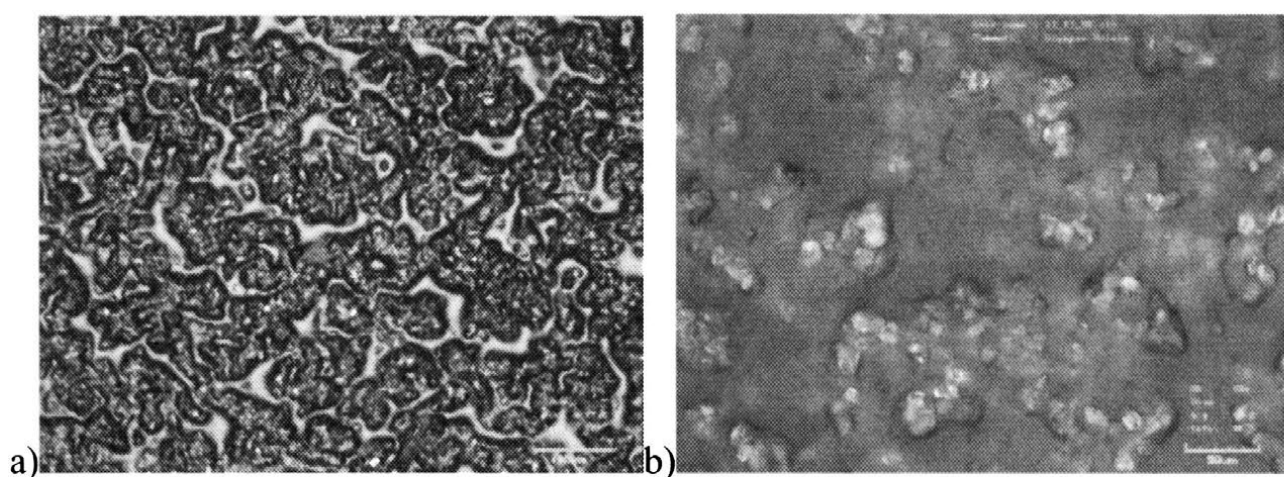
Rys. 1. Obrazy folii IDLF o nominalnej wielkości ziarna 15 mikrometrów uzyskane z wykorzystaniem mikroskopu skaningowego przy powiększeniu a) x500, b) x200

Badania kontynuowano z zastosowaniem mikroskopu konfokalnego OLS3000 firmy Olympus. Poddano analizie narzędzia o następujących wielkościach ziaren (mikrometry): 3 (rys. 2), 6 (rys. 4), 9 (rys. 3), 15 (rys. 5).

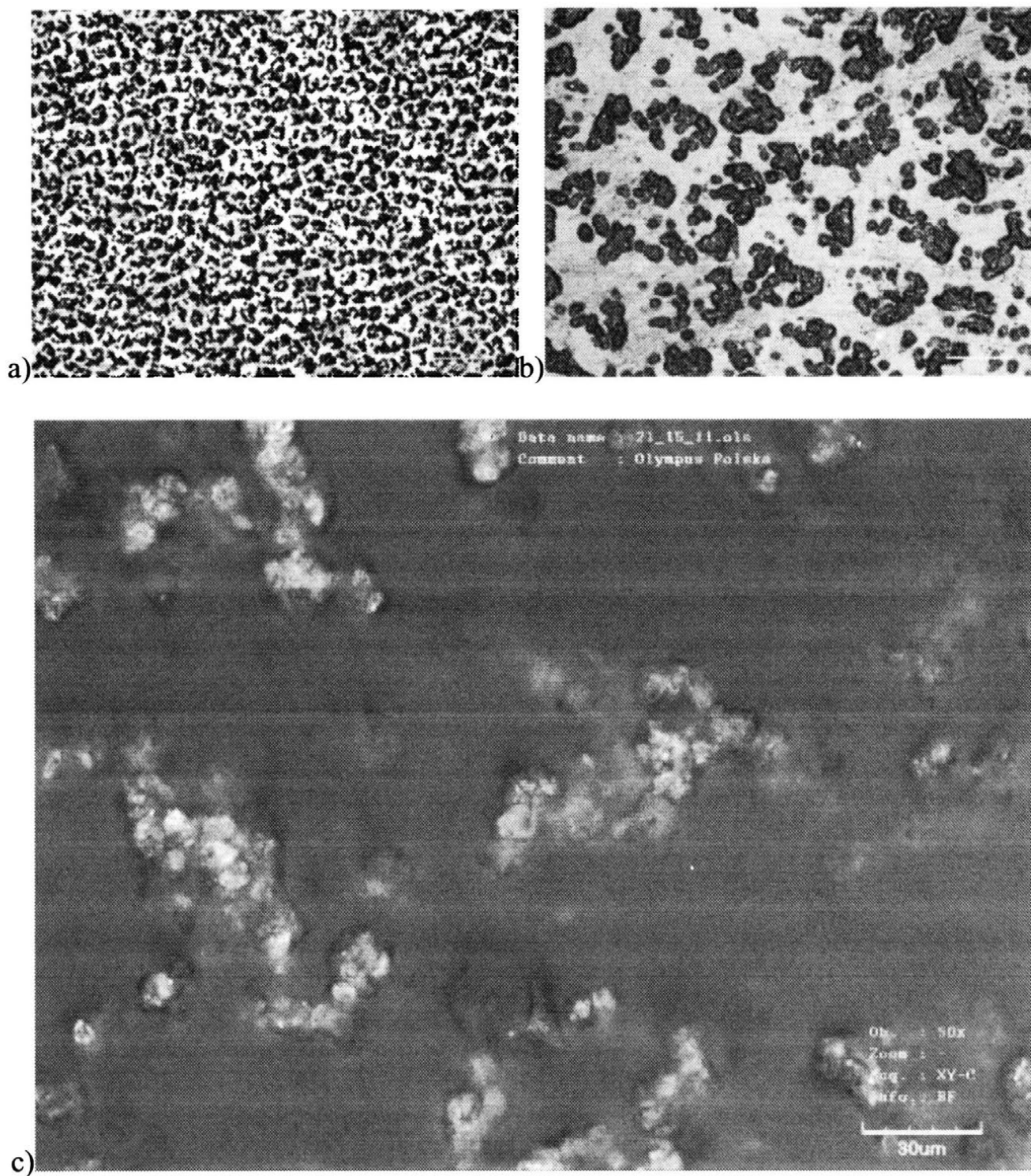
Przeprowadzone pomiary doprowadziły do uzyskania obrazów przestrzennych badanych powierzchni (rys. 6), co może być podstawą do kompleksowych analiz właściwości przestrzennych powierzchni czynnych narzędzi do wygładzania. Mikroskop konfokalny okazał się jednak ograniczeniami pomiarowymi dla folii IDLF 1 μm i 0,5 μm , co wynika z cech metody i urządzenia. Przeprowadzono takie pomiary, lecz pozostało wiele punktów niezmiernych.



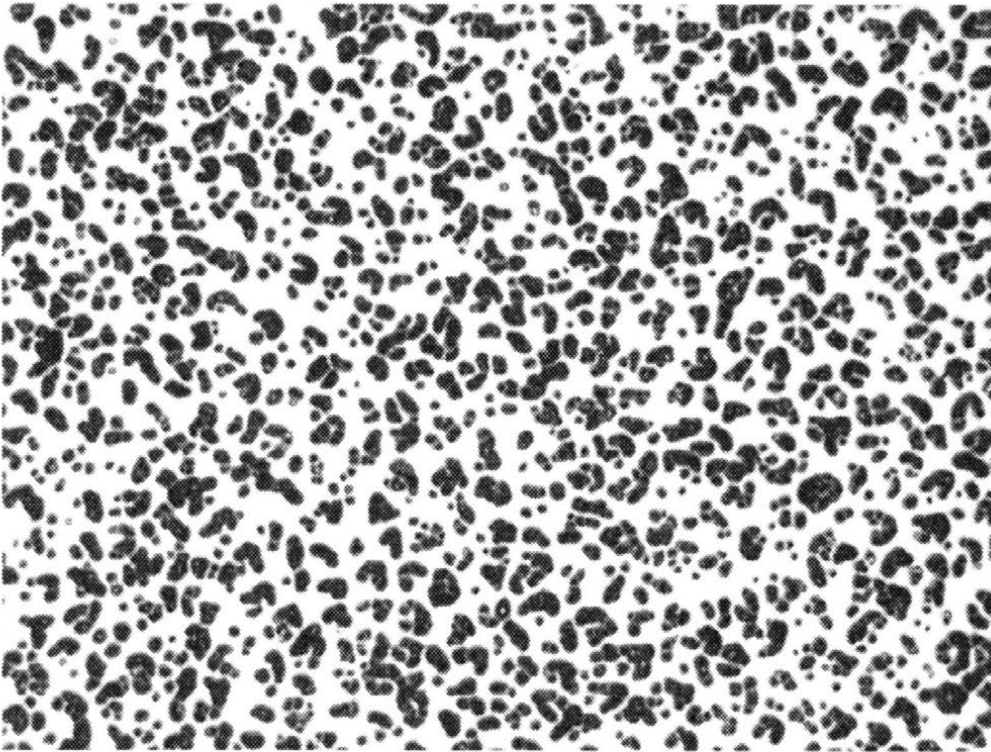
Rys. 2. Obraz topografii powierzchni folii IDLF 3 μm uzyskany z zastosowaniem obiektywu 20x mikroskopu konfokalnego



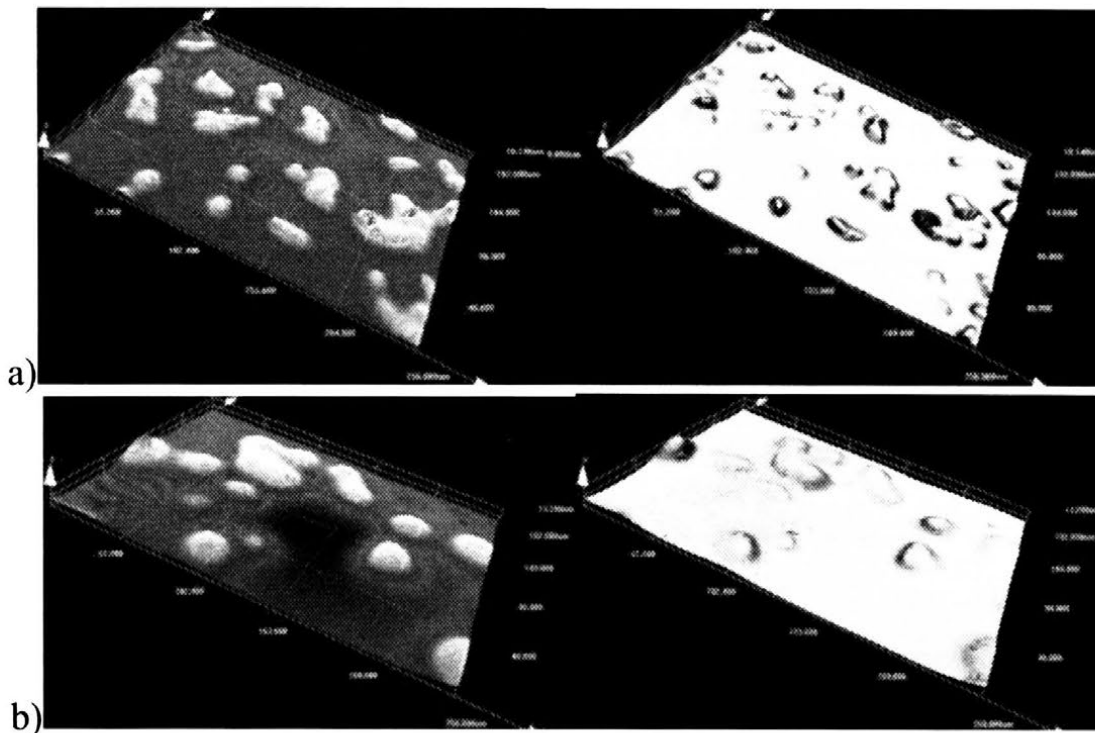
Rys. 3. Obraz topografii powierzchni folii IDLF 9 μm uzyskany z zastosowaniem obiektywu a) 20x, b) 50x mikroskopu konfokalnego



Rys. 4. Obraz topografii powierzchni folii IDLF 6 μm uzyskany z zastosowaniem obiektywu a) 5x b) 20x, c) 50x mikroskopu konfokalnego

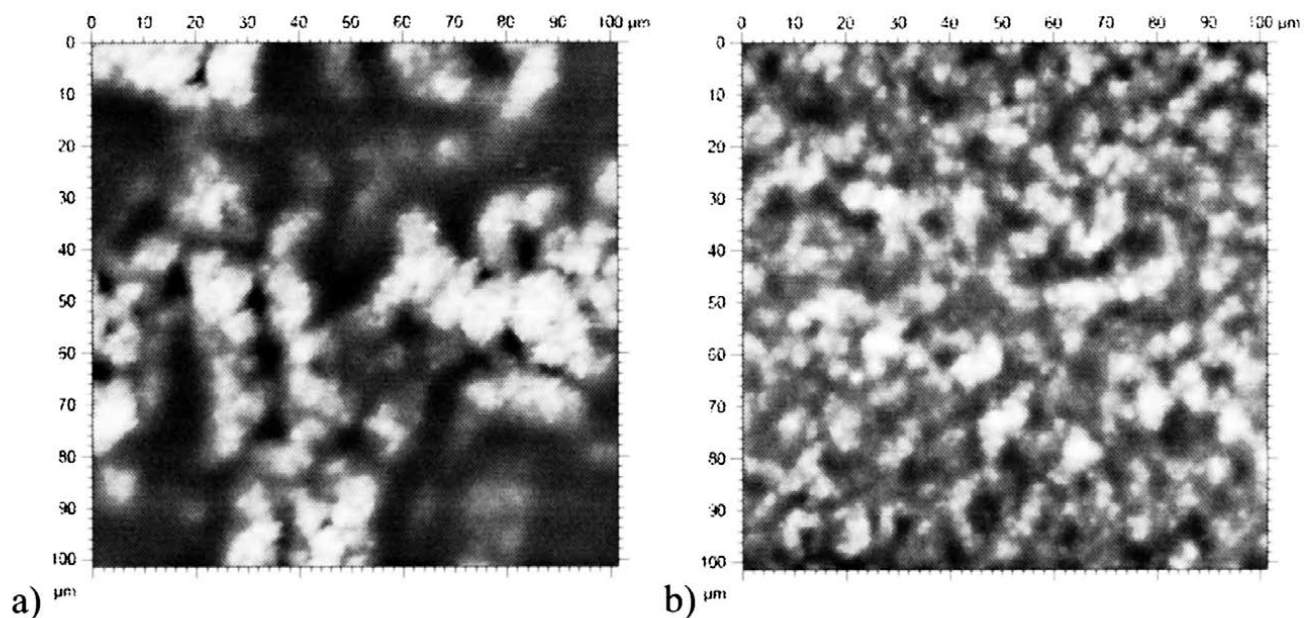


Rys. 5. Obraz topografii powierzchni folii IDLF 15 μm uzyskany z zastosowaniem obiektywu 5x mikroskopu konfokalnego



Rys. 6. Przykładowe mapy przestrzenne folii IDLF a) 15 μm , b) 30 μm jako wynik badań z wykorzystaniem mikroskopu konfokalnego

Do badań narzędzi o bardzo drobnym ziarnie zastosowano mikroskop sił atomowych AFM (*ang. Atomic Force Microscope*) typu *Mobile S* firmy *Nanosurf*. Uzyskano obrazy topografii powierzchni folii ściernych o nominalnej wielkości ziarna 0,5 oraz 1 mikrometra (rys. 7).

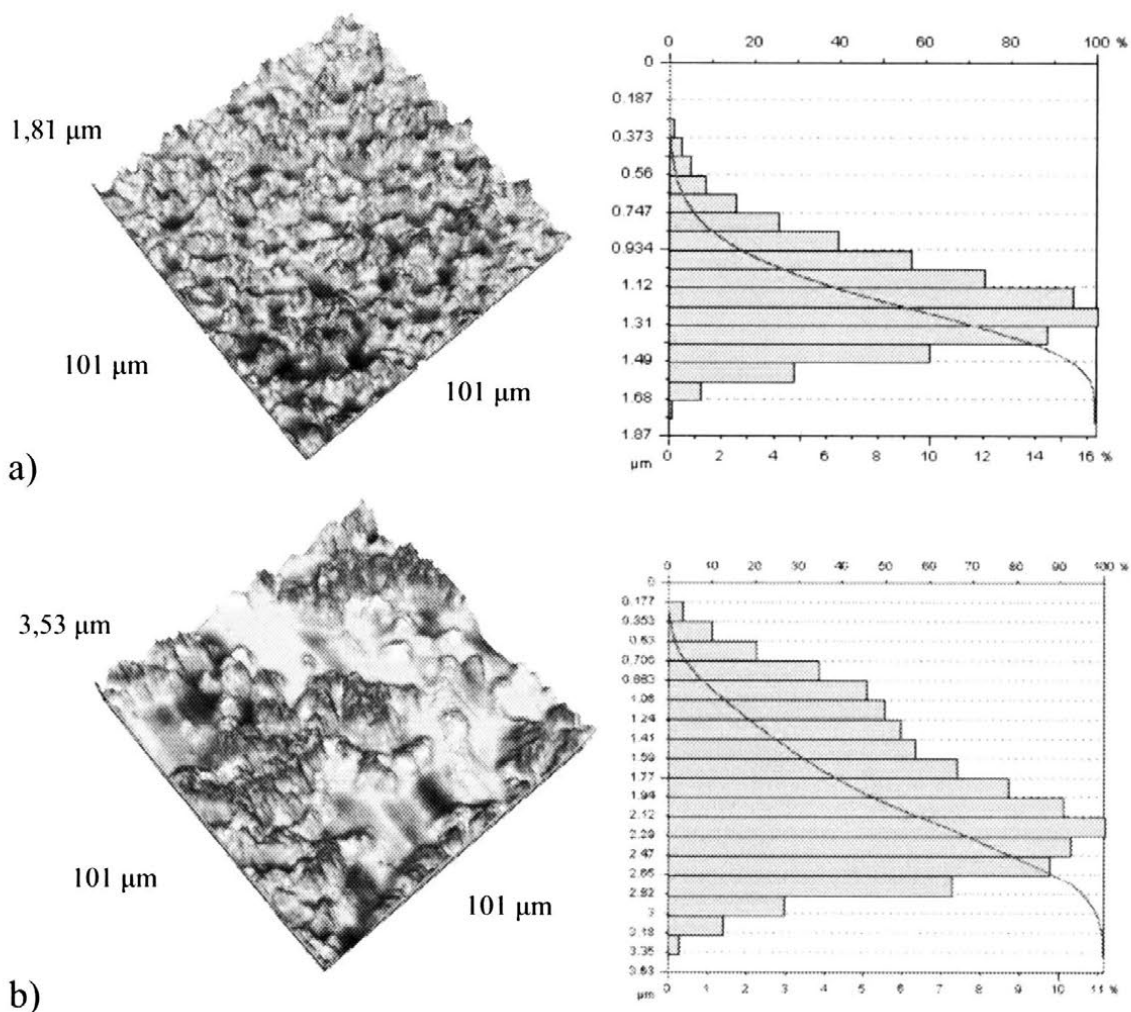


Rys. 7. Topografia powierzchni folii do mikrowygładzania typu IDLF o nominalnej wielkości ziaren a) 1 μm , b) 0,5 μm

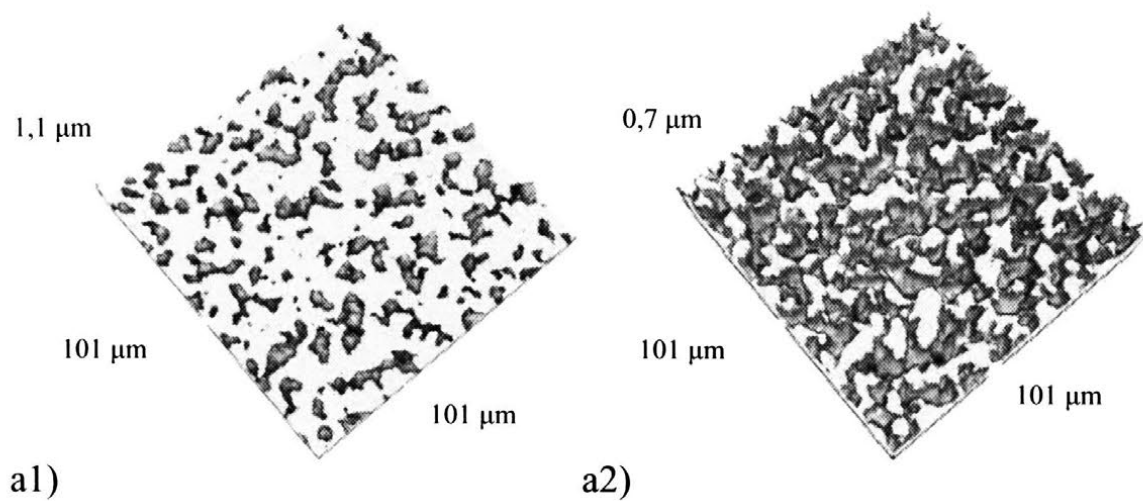
2.2. Analiza cech stereometrycznych topografii powierzchni folii ścierniej

Dzięki wykorzystaniu mikroskopu sił atomowych w badaniach nad topografią folii do mikrowygładzania, możliwe stało się uzyskanie obrazów przestrzennych powierzchni narzędzi (rys. 8).

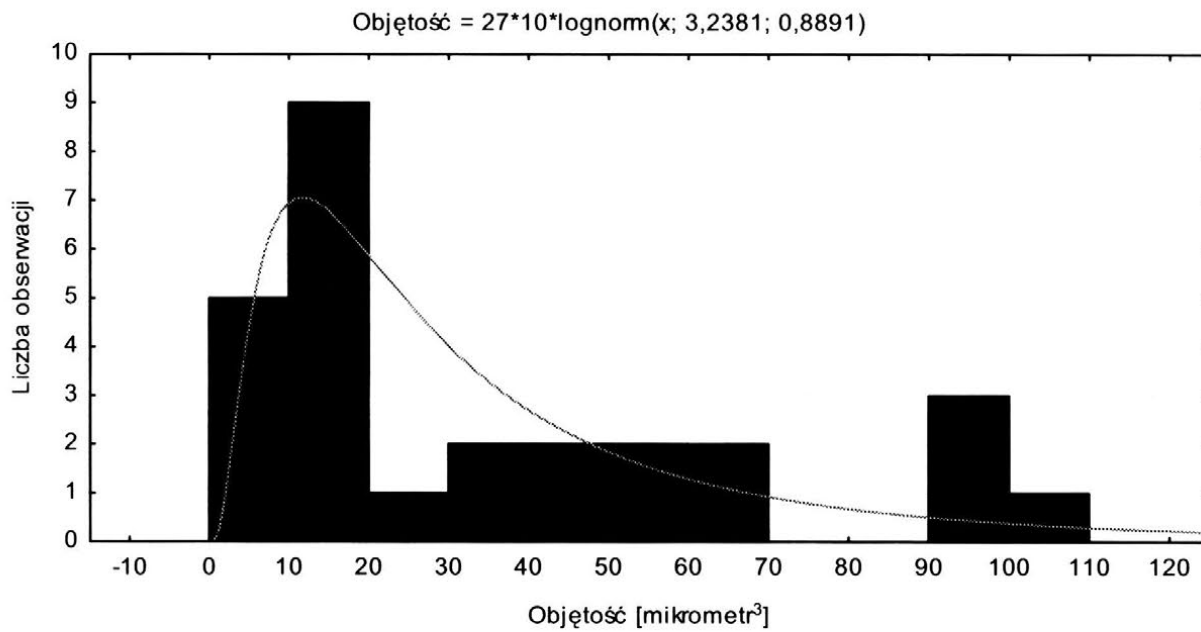
Cechą charakteryzującą powierzchnię rozpatrywanych narzędzi ściernych, jest gromadzenie grup ziaren w tzw. agregaty. Agregaty ziaren są wypiętrzonymi tworami, które posiadają więcej niż jedną warstwę ziaren, w przeciwieństwie do folii ściernych typu IMFF [2]. Dokonano, separacji powierzchni badanych folii IDLF na obszary zawierające grupy ziaren oraz obszary międzyziarnowe (rys. 9a, 9b). Agregaty koncentrują się w charakterystyczne podłużne skupiska, dla których wyznaczono maksymalne wysokości (rys. 12, 13) oraz objętości (rys. 10, 11). Zaobserwowano, iż w przypadku narzędzi o wielkości ziarna 0,5 μm występuje wyższa regularność wysokości jak i objętości agregatów w stosunku do folii o nominalnym ziarnie 1 μm . Stąd wniosek, że w przypadku większych ziaren diamentowych następuje wzmożona koncentracja w agregaty aktywne.



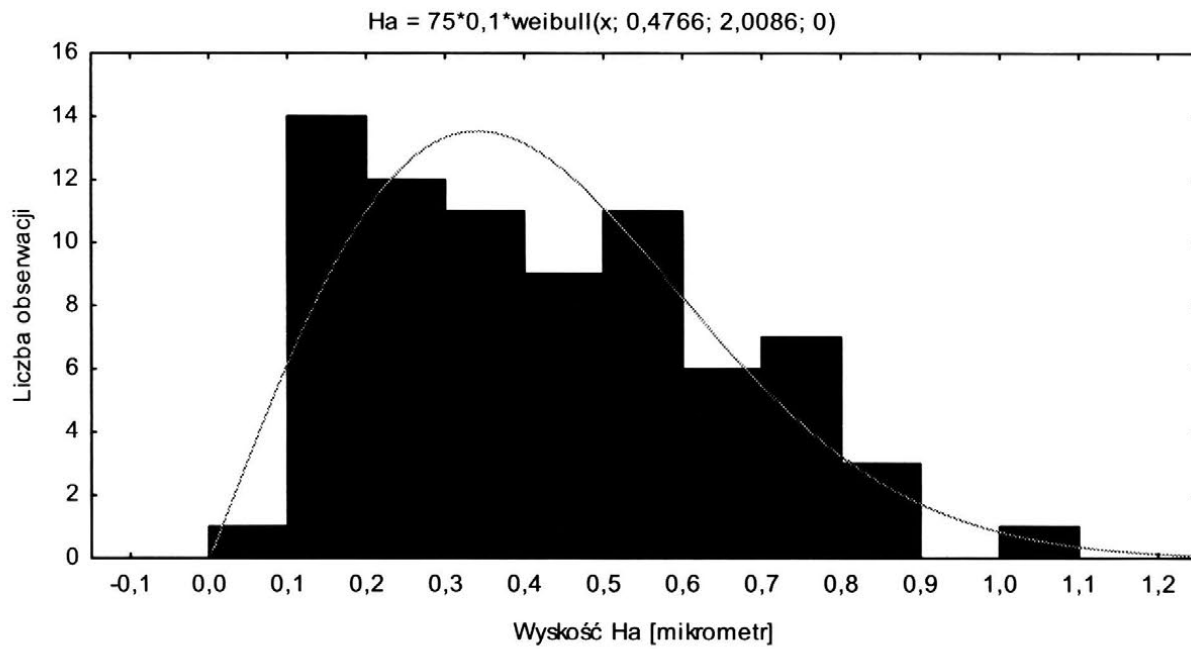
Rys. 8. Mapy przestrzenne folii IDLF o nominalnej wielkości ziarna a) 1 μm, b) 0,5 μm oraz ich krzywe udziałów materiałowych



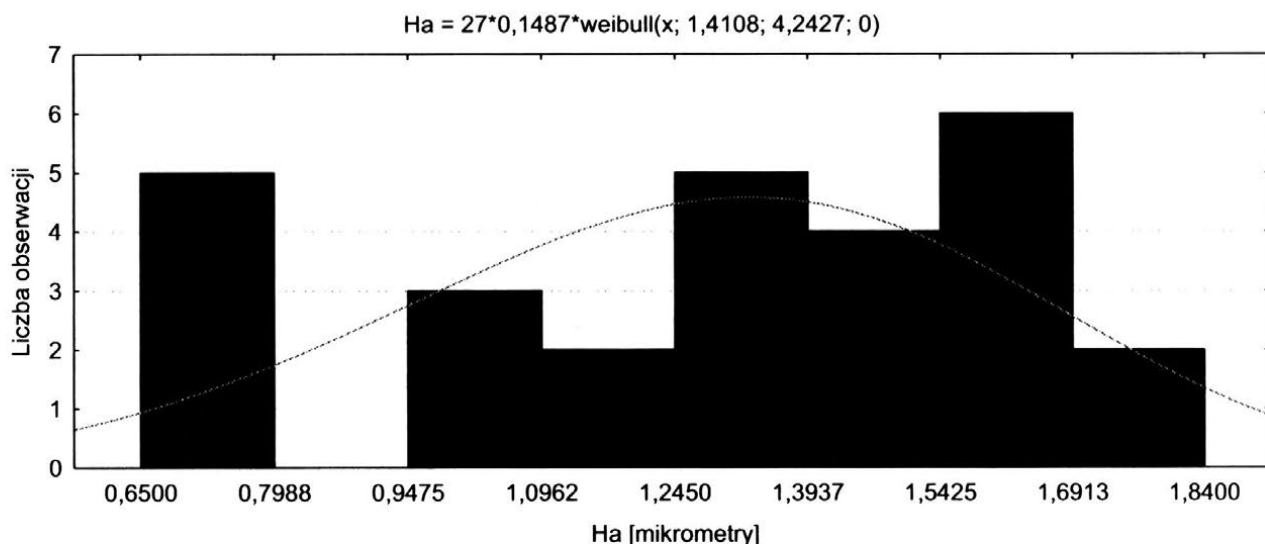
Rys. 9a. Dekompozycja przestrzeni folii IDLF 0,5 μm, na: a1) aktywne ziarna, a2) przestrzeń między ziarnami



Rys. 11. Histogram objętości agregatów folii IDLF 1 μm

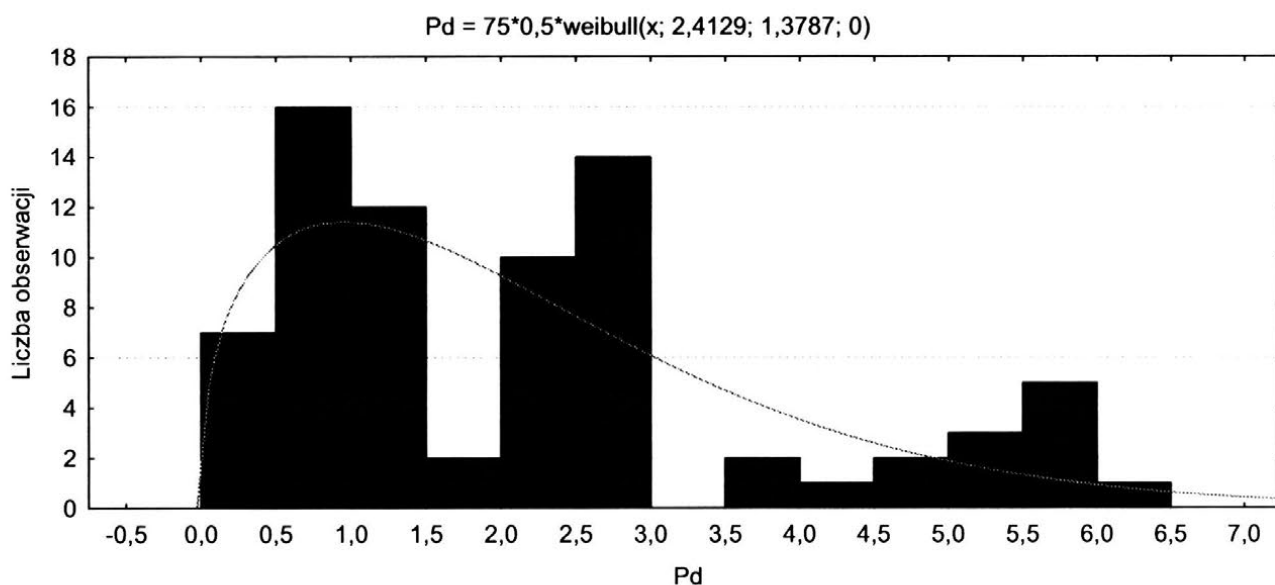


Rys. 12. Histogram wysokości maksymalnych wysokości wierzchołków agregatów folii IDLF 0,5 μm

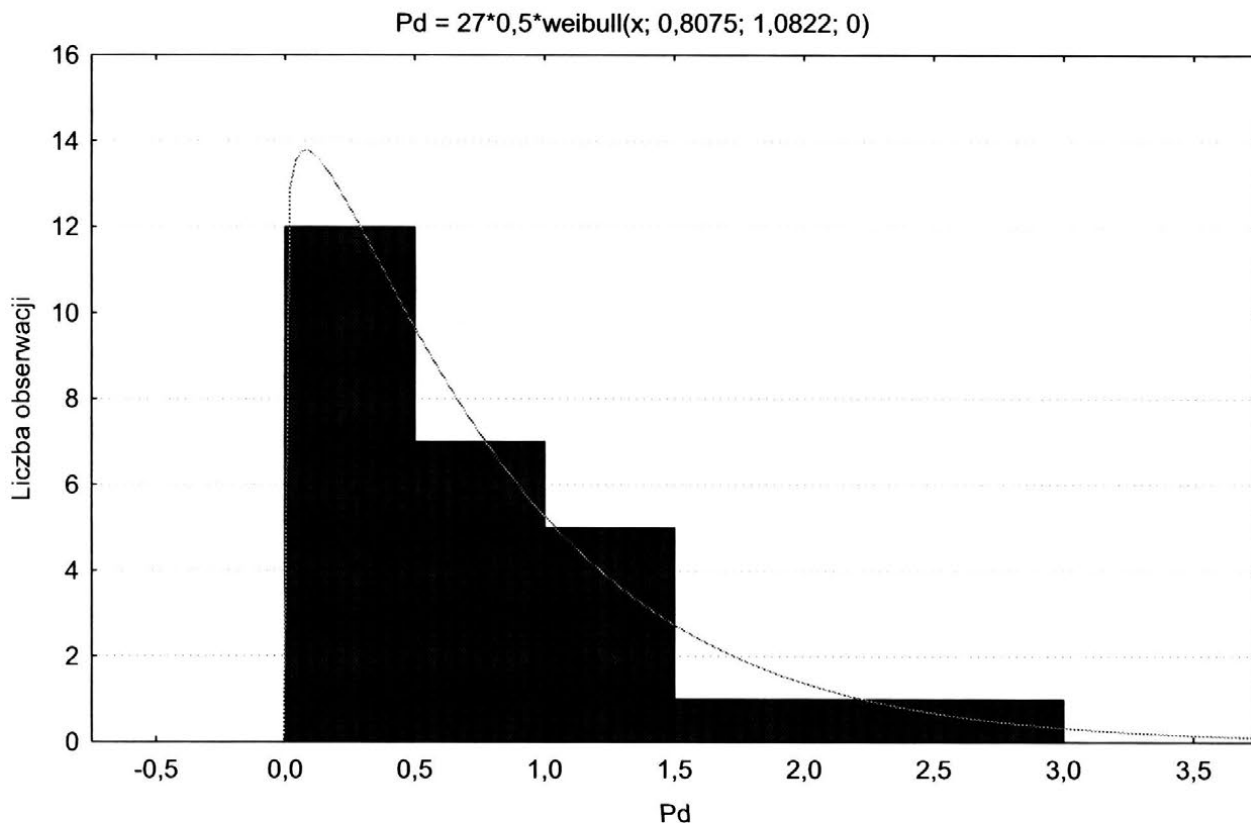


Rys. 13. Histogram maksymalnych wysokości wierzchołków agregatów folii IDLF 1 μm

Jednym z najważniejszych parametrów, charakteryzujących cechy foliowej taśmy do mikrowygładzania, jest pojemność przestrzeni między ziarnami. Wynika to z cech metody obróbki i charakteru pracy ziarna ściernego podczas mikrowygładzania. Produkty mikrowygładzania muszą pomieścić się w przestrzeniach między ziarnami, do opisu tego zjawiska zastosowano współczynnik potencjału obróbkowego P_d (rys. 14, 15), jako stosunek objętości przestrzeni między agregatami ziaren V_p do objętości V_a agregatów : $P_d = V_p / V_a$.



Rys. 14. Histogram współczynnika potencjału obróbkowego P_d folii IDLF 0,5 μm

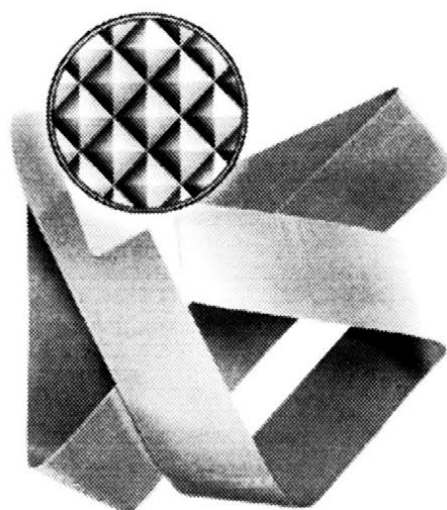


Rys. 14. Histogram współczynnika potencjału obróbkowego P_d folii IDLF 1 μm

2.3. Analiza odległości między agregatami w kierunku reprezentującym tor względny ziaren i obrabianego materiału

W foliowych taśmach ściernych o nominalnych rozmiarach ziaren ściernych od 0,5 do 15 mikrometrów, obserwuje się na powierzchni taśmy ziarna skupione w tak zwanych agregatach. Podobne stosowanie zwartej grupy ziaren znaleźć można na folii ścierniej typu Trizact™ (rys. 15). Trizact to materiał ścierny o strukturze złożonej z tysięcy mikroskopijnych piramid. Piramidy wytworzone w opracowanym i opatentowanym przez firmę 3M procesie mikroreplikacji uformowane są z dużej ilości ziaren dokładnie frakcjonowanego ścierniwa precyzyjnie ułożonego warstwa po warstwie. Dla folii o nominalnym rozmiarze ziarna poniżej 15 μm (rys. 5), grupowanie ziaren może mieć podobne właściwości, co Trizact.

Należy pamiętać o tym, że folia ścierna przebywa tylko raz w strefie obróbki, a czas przebywania pojedynczego ziarna w strefie jest zdecydowanie dłuższy niż w przypadku ściernic, wydłużając w ten sposób drogę skrawania pojedynczego ziarna.



Rys.15. Foliowe taśmy ściernie: a) 3M Trizact™

Istnieje jednak pytanie jak wiele z tych agregatów jest w stanie wykonać pracę, czyli, jakie jest prawdopodobieństwo ich kontaktu z materiałem przeznaczonym do obróbki?

W celu określenia ilości potencjalnie czynnych grup ziaren w procesie mikrowygładzania foliowymi taśmami ściernymi, opracowano metodykę analizy takiej folii na podstawie jej cyfrowej reprezentacji w układzie 3D, jaką jest macierz punktów powstałych w wyniku pomiaru folii np. metodą konfokalną. Metodykę oraz wyniki analiz opisano poniżej.

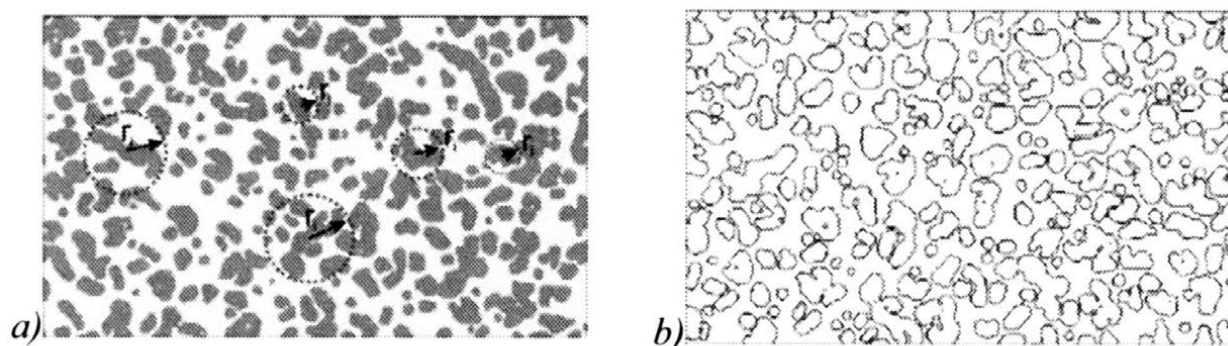
Po uzyskaniu macierzy punktów reprezentujących wartości wysokości zmierzonej foliowej taśmy ścierniej należy przystąpić do jej wstępnego przygotowania do dalszej analizy. Pierwszym krokiem jest zebranie podstawowych informacji o folii takich jak:

- a) rozmiar macierzy w kierunku X oraz Y,
- b) parametry amplitudowe tj. S_a , S_q czy S_z .

Przed przystąpieniem do analizy należy dokonać binaryzacji macierzy reprezentującej cyfrowy obraz folii ścierniej. W celu uniknięcia analizy macierzy w pełnym zakresie osi Z przyjęto, że przetworzeniu na obraz binarny [4] ulegnie tylko część macierzy, która zostanie odcięta z macierzy pierwotnej powyżej płaszczyzny średniej. Operacje na obrazach binarnych są o wiele szybsze i nie zaciemniają procesu analizy. Takie podejście umożliwia zmierzenie kilku dodatkowych parametrów, jakimi są np. średni promień agregatu (rys. 15 a), czy też pole powierzchni agregatu (rys. 15 b).

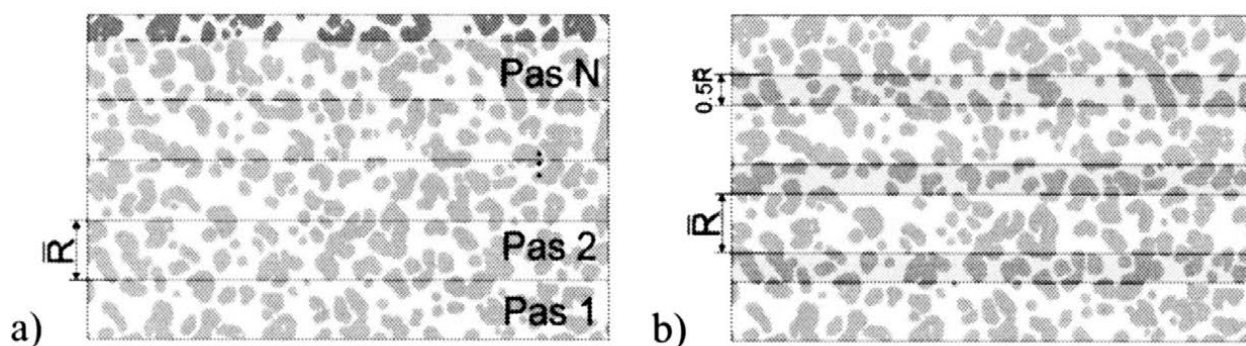
Po wyznaczeniu wszystkich wymaganych parametrów zarówno dla macierzy pierwotnej, jak i dla jej reprezentacji w postaci obrazu binarnego, można przystąpić do iteracyjnego poszukiwania skupisk ziaren znajdujących się w poszukiwanym

paśmie (rys. 16 a). Szerokość pasma przyjęto, jako równą średniemu promieniowi aglomeratu \bar{R} . W całym toku poszukiwania grup ziaren w przeszukiwanym paśmie można zastosować metodę, w której pasma do siebie przylegają lub posiadają pewien odstęp (rys. 16 b) np. połowę średniego promienia agregatu ziaren.



Rys. 15. Wyznaczenie podstawowych parametrów powierzchni foliowej taśmy ścierniej na podstawie obrazu binarnego: a) średni promień aglomeratu \bar{R} ,
b) pole średnie aglomeratu \bar{P}

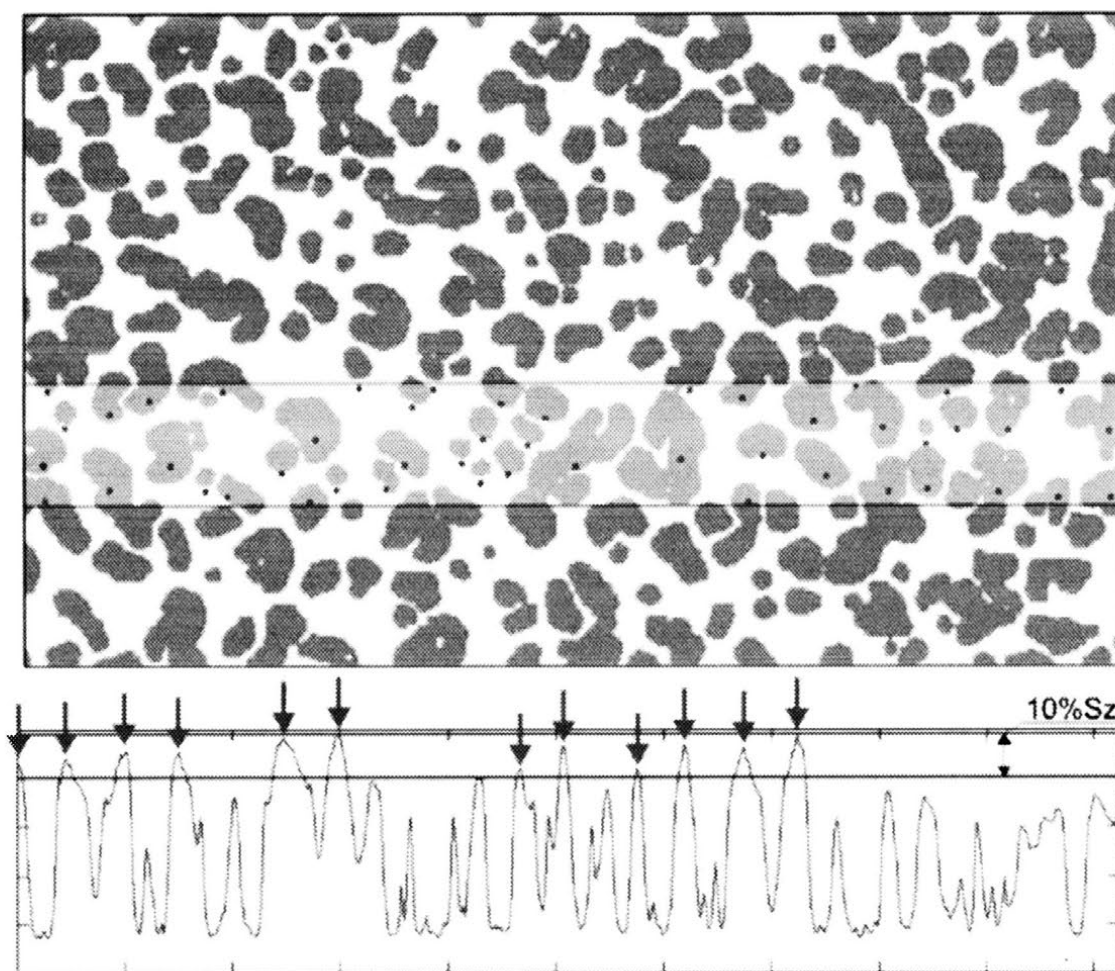
Przeszukiwanie powierzchni folii ścierniej w celu odnalezienia grup ziaren potencjalnie aktywnych wg drugiej metody tj. z odstępami pomiędzy kolejnymi pasmami, umożliwia nie tylko przyspieszenie obliczeń numerycznych. Ten sposób przeszukiwania pozwala w znacznej części uniknąć sytuacji, w których nastąpi przeszacowanie prawdopodobieństwa kontaktu danej grupy ziaren z powierzchnią do obróbki. To przeszacowanie wynika z faktu, że określony agregat może znajdować się na przestrzeni kilku pasów przeszukiwań, co da błędny wynik w sumarycznej ilości potencjalnie aktywnych grup ziaren.



Rys. 16. Wyznaczenie i naniesienie pasm do poszukiwań grup ziaren: a) bez odstępów pomiędzy pasmami, b) z odstępami pomiędzy pasmami

Po naniesieniu na obraz folii ścierniej siatki wraz z pasami przeszukiwań przystępuje się do skanowania powierzchni. Należy pamiętać, że skanowanie dokonywane jest zgodnie z kierunkiem pracy narzędzia. Na podstawie skanu powierzchni dokonuje się następujących analiz:

- a) wyodrębnia się te grupy ziaren, które przynależą do kolejnych pasów (rys. 17),
- b) obliczane są odległości pomiędzy kolejnymi grupami ziaren w paśmie, oraz średnia wartość odległości pomiędzy aglomeratami zgodnie z założonym kierunkiem przesuwu taśmy względem przedmiotu przeznaczanego do obróbki,
- c) sprawdzany jest warunek, mówiący o tym, że tylko 10 % wysokości agregatu prawdopodobnie będzie brało udział w procesie obróbki (rys. 17). To założenie wynika wprost z innego założenia dotyczącego narzędzi ściernych spojonych, a mianowicie, że ziarno ściernie zagłębia się w materiał jedynie w 10 % jego wysokości nominalnej.



Rys. 17. Sprawdzenie warunku dotyczącego wysokości agregatu

Ilość grup potencjalnie aktywnych dla tego pasa jest równa 12, co w stosunku do całkowitej liczby 49 grup ziaren przypadających na ten pas daje prawdopodobieństwo $P = 12/49 = 0,24$.

3. PODSUMOWANIE

Do badań topografii powierzchni folii do mikrowygładzania (Imperial Diamond Lapping Film) firmy 3M o nominalnej ziarnistości 0,5 i 1 mikrometr wskazane jest stosowanie mikroskopu sił atomowych, natomiast do badania narzędzi o wielkości nominalnej ziaren powyżej 3 mikrometrów, zastosowano mikroskop konfokalny.

Wykorzystanie potencjału obróbkowego folii wymaga takiego doboru warunków i parametrów obróbki, aby przestrzenie między ziarnami były możliwie najlepiej wypełnione, co zapewnia minimalizację kosztów narzędziowych. Należy uwzględnić, iż wraz z wzrostem rozmiaru charakterystycznego ziarna przestrzeń między ziarnami również wzrasta, w wyniku rzadszego upakowania powierzchni czynnej narzędzia agregatami. Badania wykazały, że dla folii IDLF, potencjał obróbkowy przestrzeni między ziarnami maleje wraz ze wzrostem wielkości nominalnej ziarna.

Można oczekiwać, że foliowe taśmy ściernic, które w swojej strukturze posiadają agregaty ziaren mogą brać udział w procesie obróbki więcej niż jeden raz. Wskazuje na to liczba potencjalnie aktywnych agregatów. Takiej cechy nie można przypisać do folii ściernych z wyraźnie wyodrębnionymi pojedynczymi ziarnami.

Oznacza to zwiększenie wydajności oraz zmniejszenie kosztów produkcji tych elementów części maszyn i urządzeń, w których do obróbki wykończeniowej zastosowane zostaną „agregatowe foliowe taśmy ściernic” lub inne, o regularnej strukturze wielopoziomowej, tak jak, np. Trizact™.

Publikacja współfinansowana jest przez Unię Europejską z Europejskiego Funduszu Społecznego i Budżetu Państwa Poddziałanie 8.2.2 Programu Operacyjnego Kapitał Ludzki 2007-2013 w ramach projektu "Inwestycja w wiedzę motorem rozwoju innowacyjności w regionie".

4. LITERATURA

- [1] Oczóś K. Porzycki J.: *Szlifowanie podstawy i technika*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne. Warszawa 1986.
- [2] Tandeczka K.: *Badanie powierzchni czynnej folii ściernych z wykorzystaniem mikroskopu skaningowego*. Materiały IV Konferencji Studentów i Młodych Pracowników Nauki Wydziału Mechanicznego s. 96-104. Wydawnictwo Politechniki Koszalińskiej. Koszalin 2007.
- [3] Pszczołowski W. Rosienkiewicz P.: *Obróbka Ścierna narzędziami nasypowymi*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne Warszawa. Warszawa 1995.
- [4] Wróbel Z., Koprowski R.: *Praktyka przetwarzania obrazów w programie Matlab*, Akademicka Oficyna Wydawnicza EXIT, Warszawa, 2004.

METHODS OF ANALYSIS AND EVALUATION OF GRINDING BELTS OF ACTIVE SURFACE TOPOGRAPHY

ABSTRACT: In this paper deal to research problems, analysis and the opinion about features of the grinding belts of active surface topography with nominal grain size 0.5 - 15 μm were described. The attention was focus to characteristic accumulate in small grains group located to irregularly strands (elongated aggregates). The analysis of the grains aggregates and distances between aggregates in direction which is representing the relative track of grains and co-worked material was conducted. The areas of the grinding belts surfaces were obtained from the SEM, AFM and confocal microscope were shown. In the summary were contain conclusion about usability of the research results in the choose of the microfinishing process parameters.

^{*)} prof. dr hab. inż. Wojciech KACALAK, Politechnika Koszalińska, Wydział Mechaniczny, Katedra Mechaniki Precyzyjnej, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin

^{**)} mgr inż. Katarzyna TANDECKA, Politechnika Koszalińska, Wydział Mechaniczny, Katedra Mechaniki Precyzyjnej, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin

^{***)} mgr inż. Robert TOMKOWSKI, Politechnika Koszalińska, Wydział Mechaniczny, Katedra Mechaniki Precyzyjnej, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin

METODYKA OCENY TOPOGRAFII FOLII ŚCIERNYCH ZE SZCZEGÓLNYM UWZGLĘDNIENIEM ROZMIESZCZENIA ZIAREN ŚCIERNYCH

Wojciech Kacalak^{*)}, Katarzyna Tandecka^{**)}

STRESZCZENIE: *Przedmiotem badań są folie typu IMFF firmy 3M o różnej wielkości nominalnej ziaren ściernych. Do analizy topografii powierzchni narzędzi wykorzystano mikroskop skaningowy oraz system pomiarowy Talysurf CCI 6000 firmy Taylor Hobson. Analizowano rozmieszczenie wierzchołków aktywnych ziaren ściernych za pomocą dekompozycji powierzchni na komórki Voronoi oraz zastosowano analizę motywów. Poddano analizie odległości między ziarnami, pola powierzchni otoczenia ziaren, wysokości wierzchołków ziaren ściernych i ich objętości.*

1. WSTĘP

Proces obróbki powierzchni foliowymi taśmami ściernymi cechuje się jednokrotnym wykorzystaniem powierzchni czynnej folii, co oznacza, iż ziarna aktywne przez pewien czas, zależny od prędkości przesuwu folii, pozostają w strefie obróbki i już ponownie nie biorą udziału w kształtowaniu obrabianej powierzchni [1]. Należy zwrócić uwagę, iż nie wszystkie ziarna ściernie na powierzchni biorą udział w kształtowaniu obrabianego przedmiotu, choć udział ziaren aktywnych jest większy, niż w przypadku obróbki z użyciem narzędzi o małej podatności.

Celem pracy jest określenie wniosków, dotyczących zwiększenia aktywności ziaren ściernych, które może nastąpić poprzez modyfikacje cech folii ściernych i właściwości układów docisku taśmy do obrabianej powierzchni. Określenie prawdopodobieństwa kontaktu ziaren folii i wierzchołków obrabianej powierzchni jest ważne dla wyznaczenia potencjału obróbkowego folii i doboru prędkości jej posuwu. Kolejnymi istotnymi cechami folii są parametry charakteryzujące objętości i ukształtowanie otoczenia ziaren, ponieważ decydują one w głównej

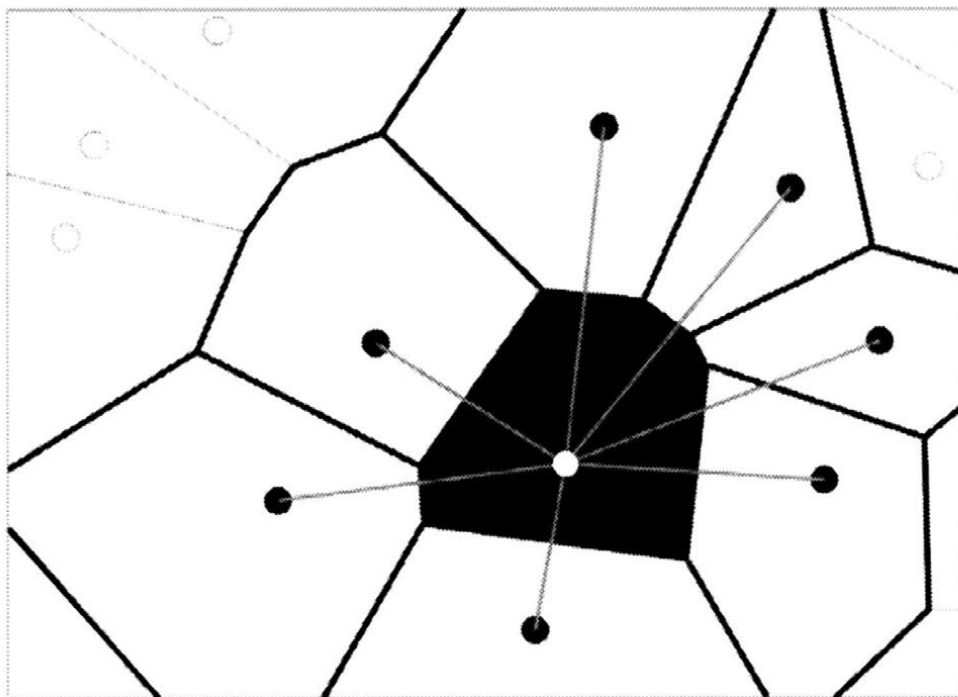
mierze o gromadzeniu się produktów procesu wygładzania oraz ich wynoszenia ze strefy obróbkowej [4].

W pracy przedstawiono analizy powierzchni folii ściernych typu IMFF na podstawie zdjęć z mikroskopu skaningowego (analizy 2D) [3] oraz analizy 3D uzyskane dzięki systemowi pomiarowemu Talysurf CCI 6000 firmy Taylor Hobson.

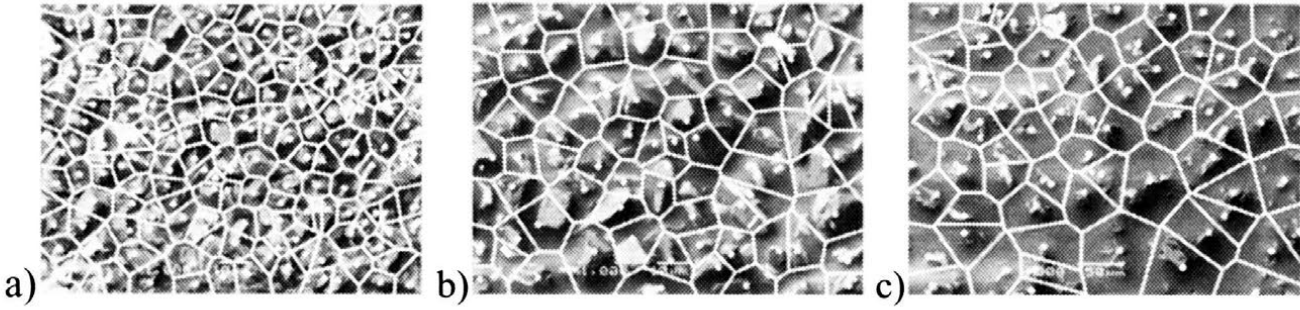
2. PROGRAM BADAŃ

2.1. Analizy topografii powierzchni na podstawie obrazów 2D

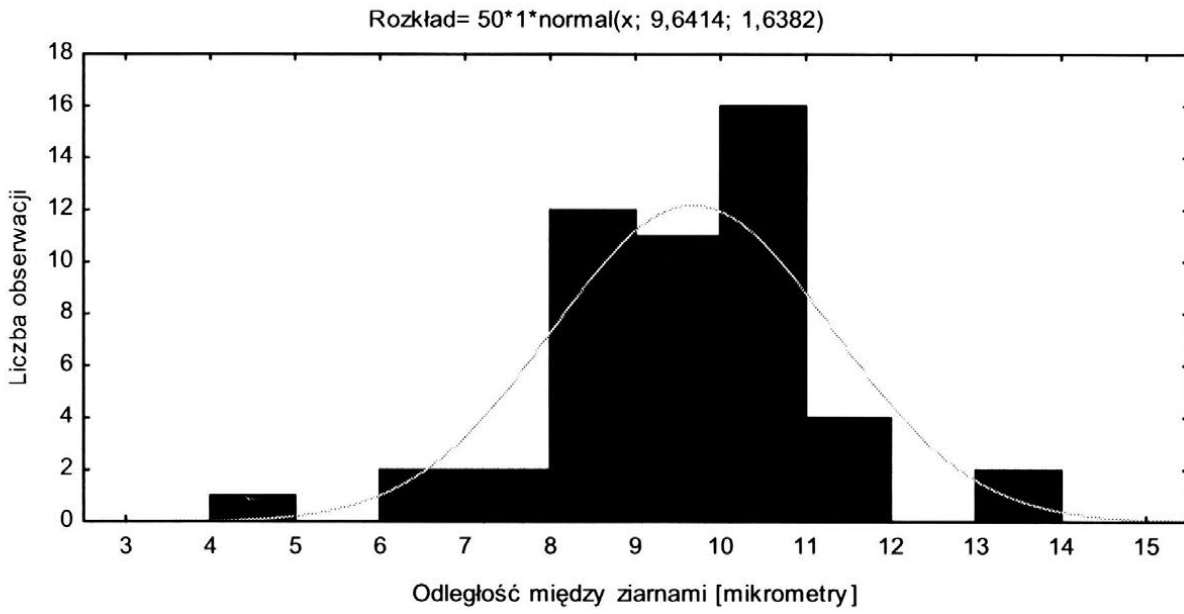
Pomiary struktury geometrycznej powierzchni folii ściernych typu IMFF 30A0, 15A0 i 9A0 uzyskano z zastosowaniem mikroskopu skaningowego, w efekcie otrzymano obrazy 2D folii 15A0, 9A0 o powiększeniu x1000 i 30A0 x300. W pierwszej fazie badań zliczono ziarna ściernie oraz wyznaczono ich wierzchołki. Przeprowadzono następnie dekompozycje powierzchni narzędzia z wykorzystaniem komórek Voronoi w celu wyznaczenia odległości między ziarnami ściernymi metodą najbliższych sąsiadów (rys.1), których centralnymi punktami są wierzchołki ziaren (rys. 2).



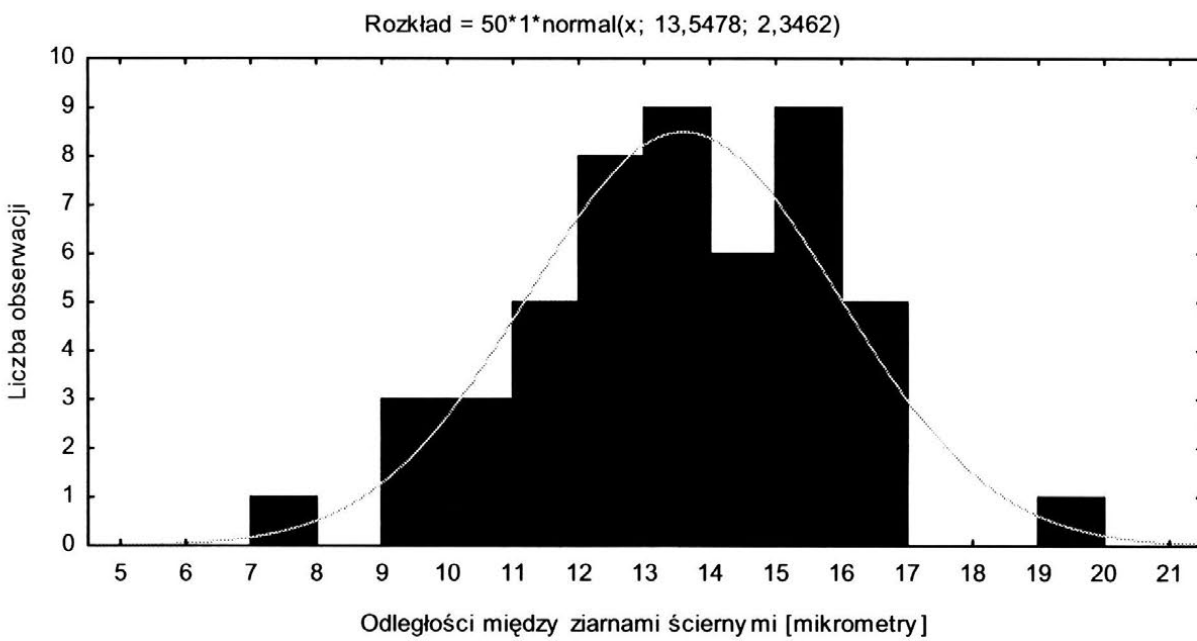
Rys. 1. Schemat do wyznaczenia odległości między ziarnami ściernymi metodą najbliższych sąsiadów z wykorzystaniem dekompozycji powierzchni na komórki Voronoi



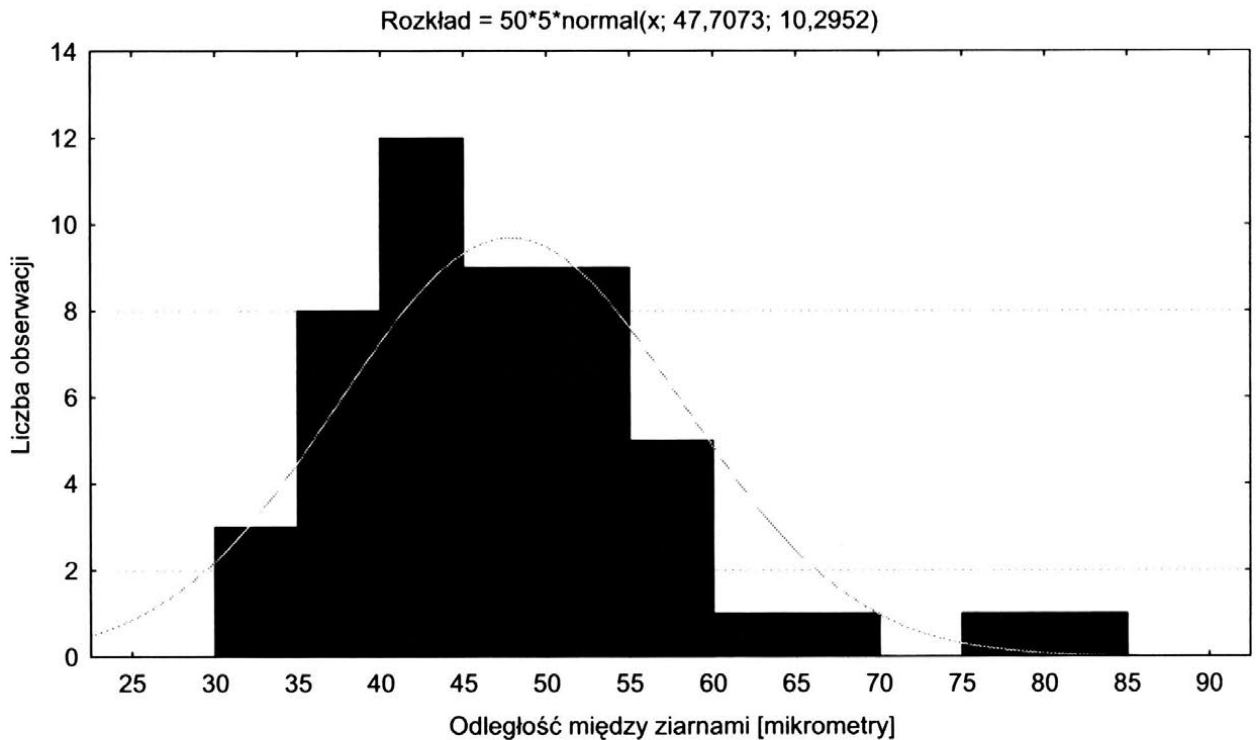
Rys. 2. Zdjęcia z mikroskopu skaningowego folii ściennych typu IMFF, z naniesioną dekompozycją powierzchni komórkami Voronoi, a) 9A0, b) 15A0, c) 30A0



a)



b)

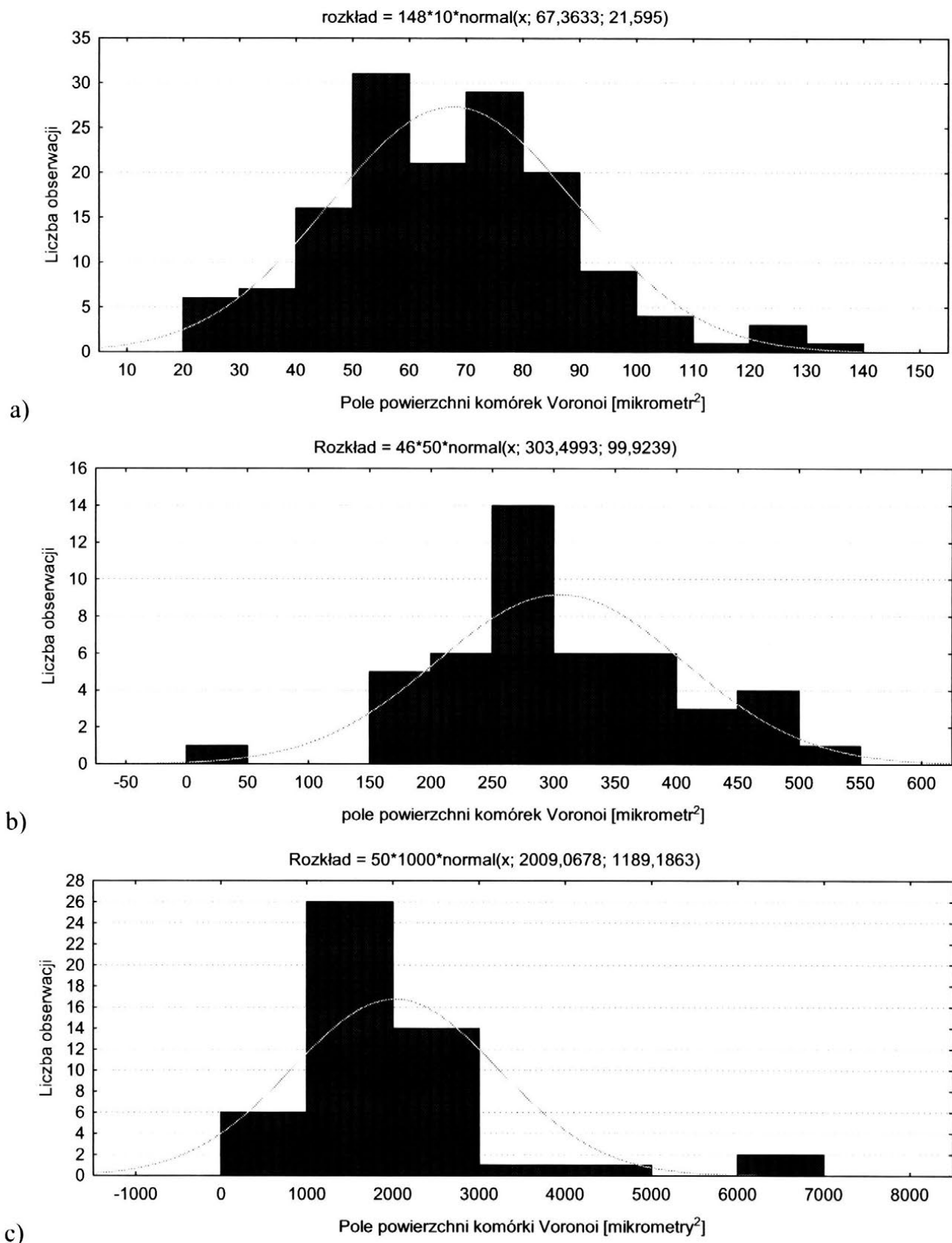


Rys. 3. Histogramy odległości między ziarnami ściernymi folii IMFF wyznaczonych metodą najbliższych sąsiadów a) 9A0, b) 15A0, c) 30A0

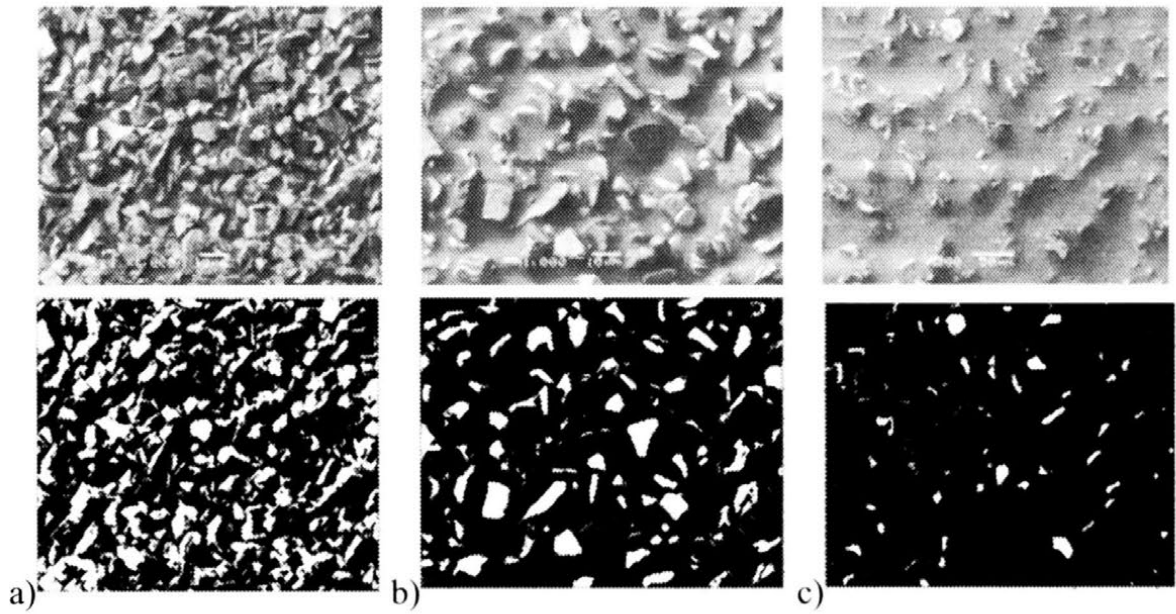
Odległość dzielącą pojedyncze ziarno od najbliższych sąsiadów wyznaczono jako średnią arytmetyczną wszystkich odległości (rys. 1). W kolejnym kroku wyznaczono rozkłady odległości pomiędzy aktywnymi wierzchołkami ziaren ściernych (rys. 3).

Pole powierzchni elementarnej komórki Voronoi zastosowano jako parametr wyznaczający bezpośrednie otoczenie ziarna ściernego. Rozkłady pól powierzchni komórek Voronoi (rys. 4) zostały wyznaczone dla każdego aktywnego ziarna ściernego badanych folii. Uzyskane obrazy 2D poddano następnie binaryzacji (rys. 5) w celu wyznaczenia powierzchni natarcia ostrzy, którymi w tym przypadku są ziarna ściernie. Białe obszary zidentyfikowano jako ziarna ściernie, natomiast czerni wyznacza przestrzeń między ziarnami (rys. 5). Kolejnym krokiem było wyznaczenie pól powierzchni natarcia ostrzy. Wyniki przedstawiono w postaci histogramów (rys. 6) oraz dopasowano rozkład normalny, który dość dobrze opisuje procesy osadzania ziaren na powierzchni folii ścierniej.

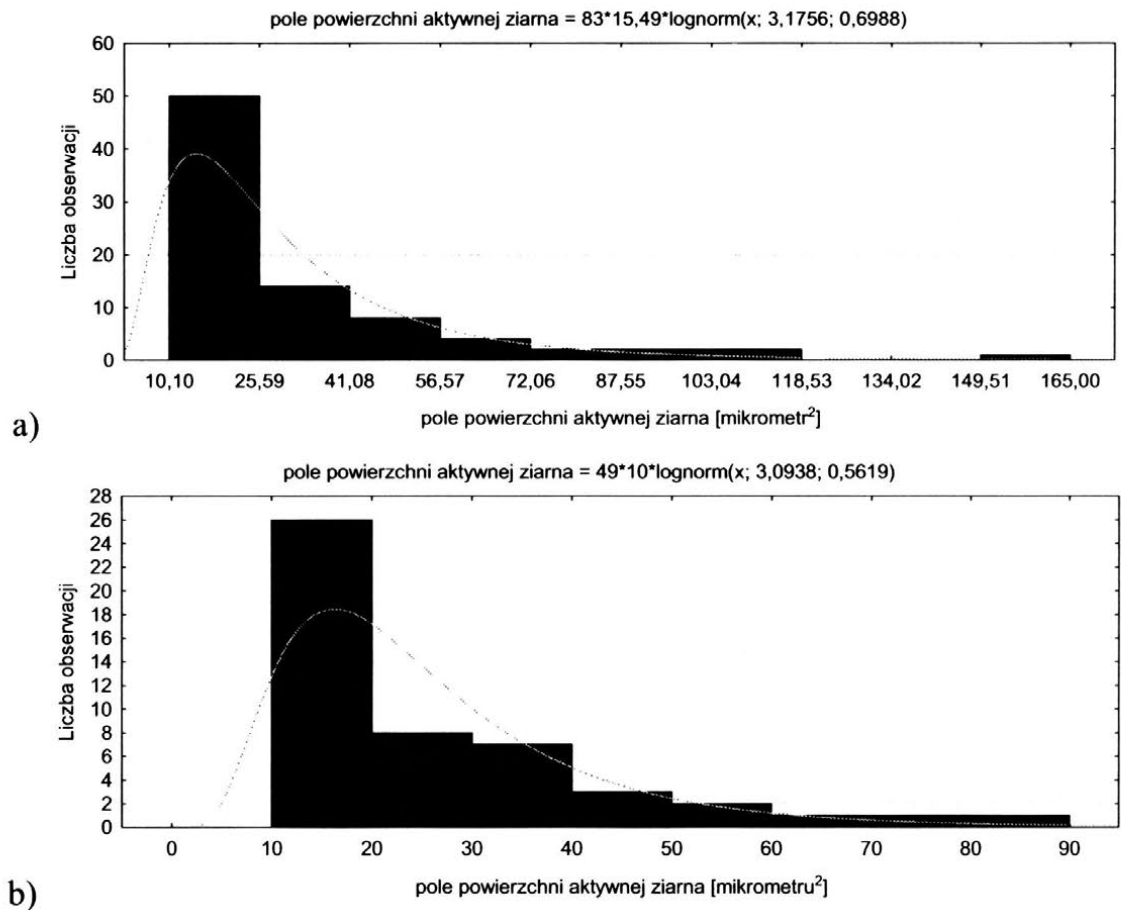
Ostatnim etapem badań nad obrazami folii ściernych 2D jest wyznaczenie wartości współczynnika aktywności powierzchni ziarna U_o (rys. 7) jako stosunku pola powierzchni komórki Voronoi P_v do pola P_z powierzchni najwyższej płaskiej ściany ziarna (nazywanej dalej powierzchnią aktywną ziarna): $U_o = P_v / P_z$.



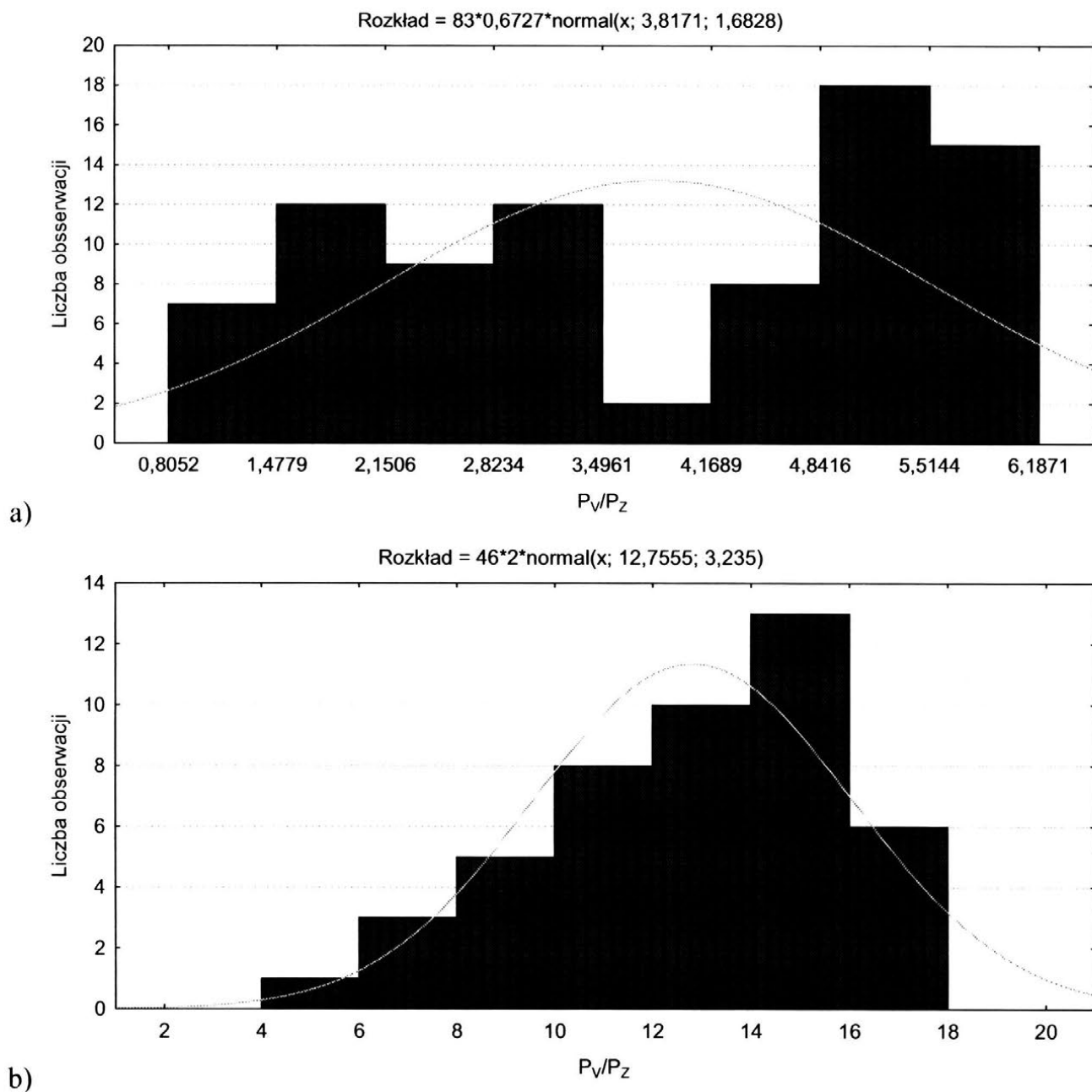
Rys. 4. Histogramy pól powierzchni komórek Voronoi zastosowanych jako dekompozycja powierzchni folii ścierniej typu IMFF: a) 9A0, b) 15A0, c) 30A0



Rys. 5 Obrazy z mikroskopu skaningowego folii ściernych IMFF przed i po binaryzacji
a) 9A0, b) 15A0, c) 30A0



Rys. 6. Histogramy pól powierzchni aktywnych ziaren folii ściernych IMFF:
a) 9A0, b) 15A0

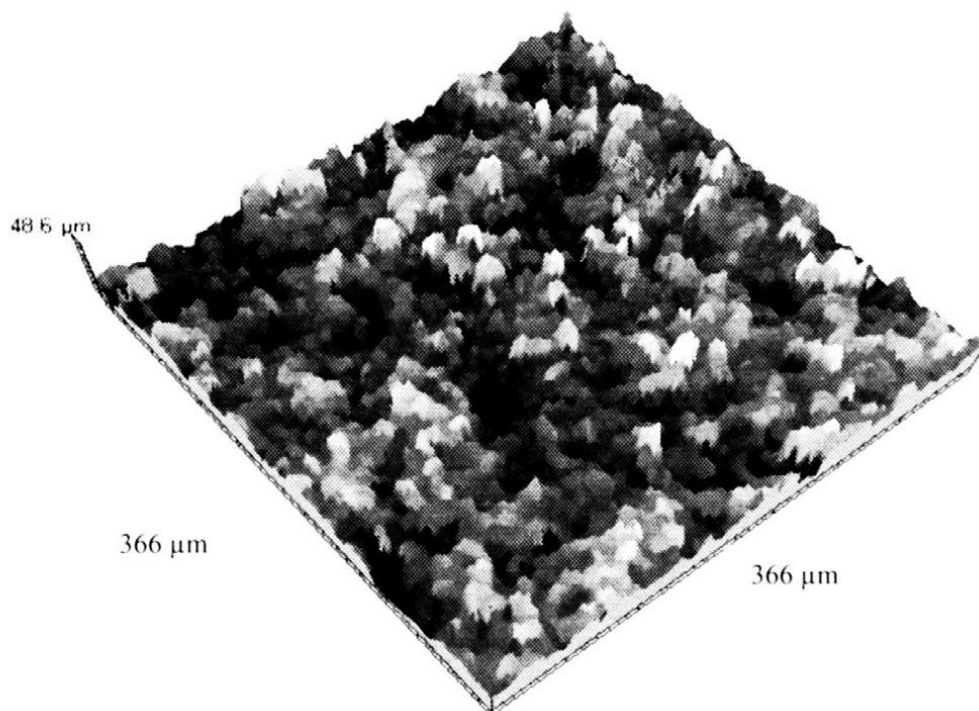


Rys. 7. Histogramy współczynnika aktywności powierzchni U_o , wyrażonego jako stosunek pola powierzchni komórki Voronoi i pola powierzchni aktywnej ziarna dla folii ściernych IMFF a) 9A0, b) 15A0

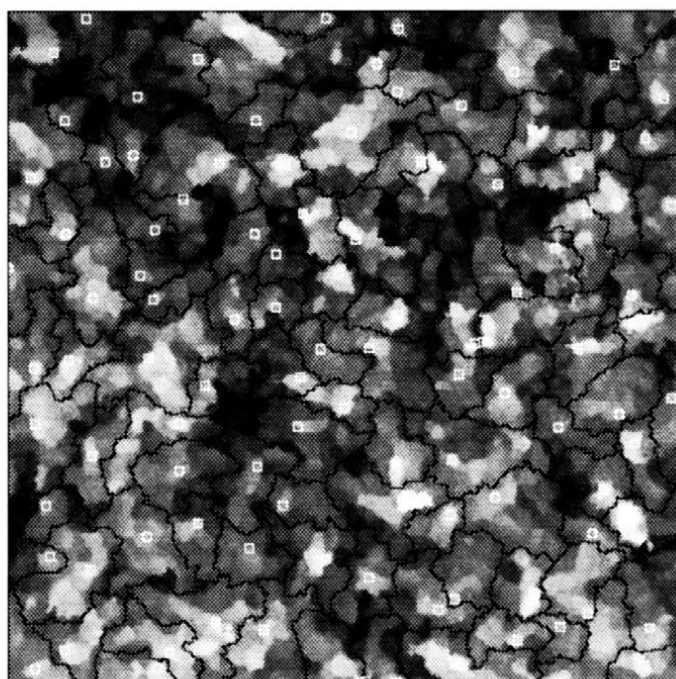
2.1. Badania topografii powierzchni na podstawie analiz 3D

Pomiar struktury powierzchni folii ściernej IMFF 30A0 (rys. 8) uzyskano dzięki systemowi pomiarowemu Talysurf CCI 6000 firmy Taylor Hobson. W celu wyznaczenia wierzchołków aktywnych ziaren została przeprowadzona analiza

motywów (rys. 9) (aplikacja TalyMap), których krawędzie wyznaczono poprzez punkty krytyczne dolin otaczających dane ziarno.



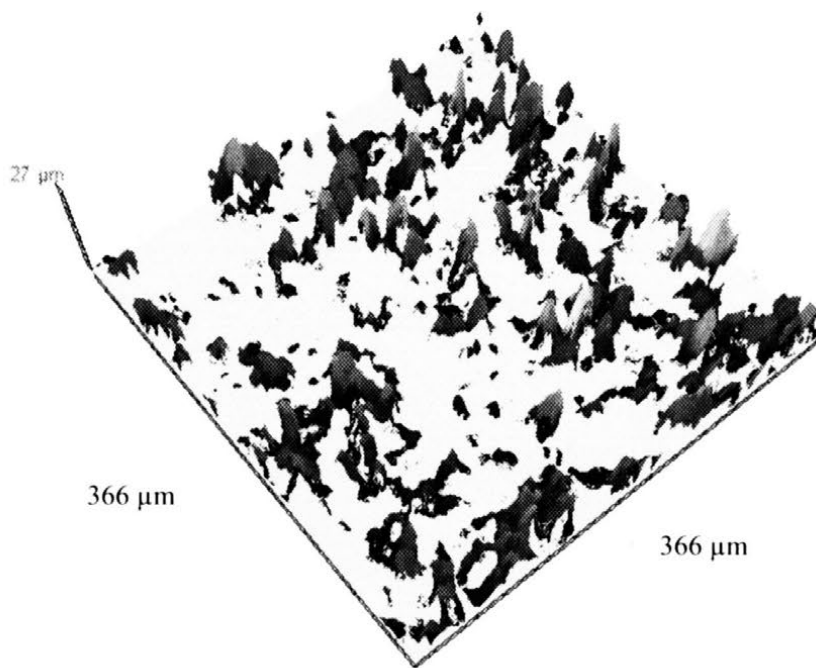
Rys. 8. Powierzchnia folii ściernej IMFF 30A0



Liczba motywów 109

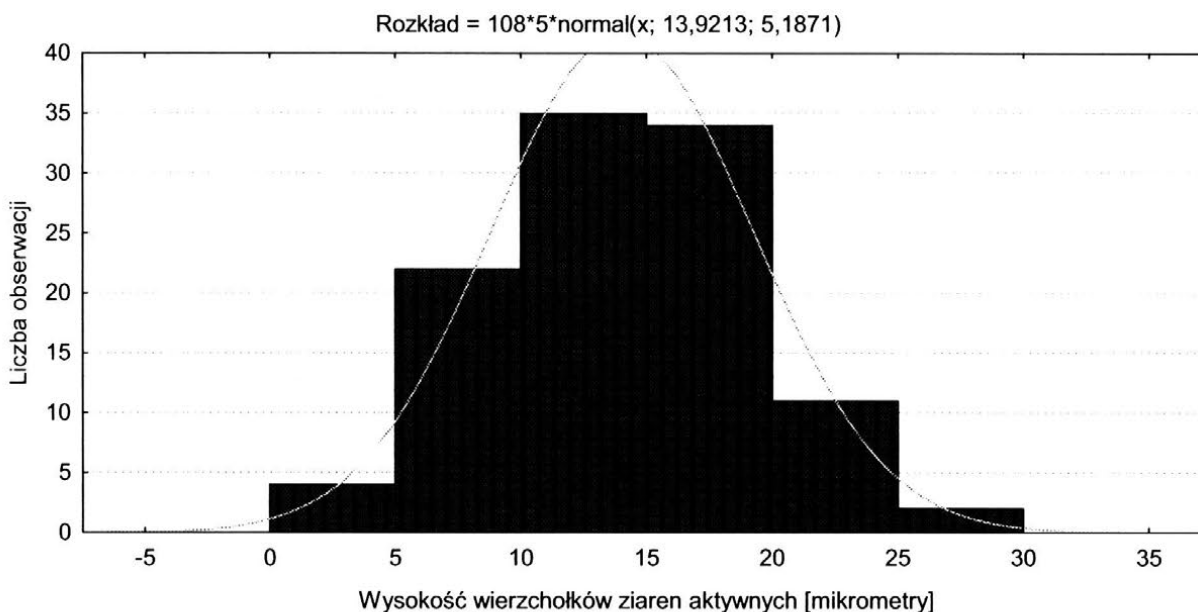
Rys. 9. Dekompozycja powierzchni folii z wykorzystaniem analizy motywów, poprzez białe kwadraciki zostały oznaczone aktywne wierzchołki ziaren ściernych

Następnie została wprowadzona płaszczyzna cięcia powierzchni w celu odseparowania ziaren aktywnych od przestrzeni otoczenia ziaren (rys. 10).



Rys. 10. Aktywne ziarna na powierzchni folii ścierniej IMFF 30A0

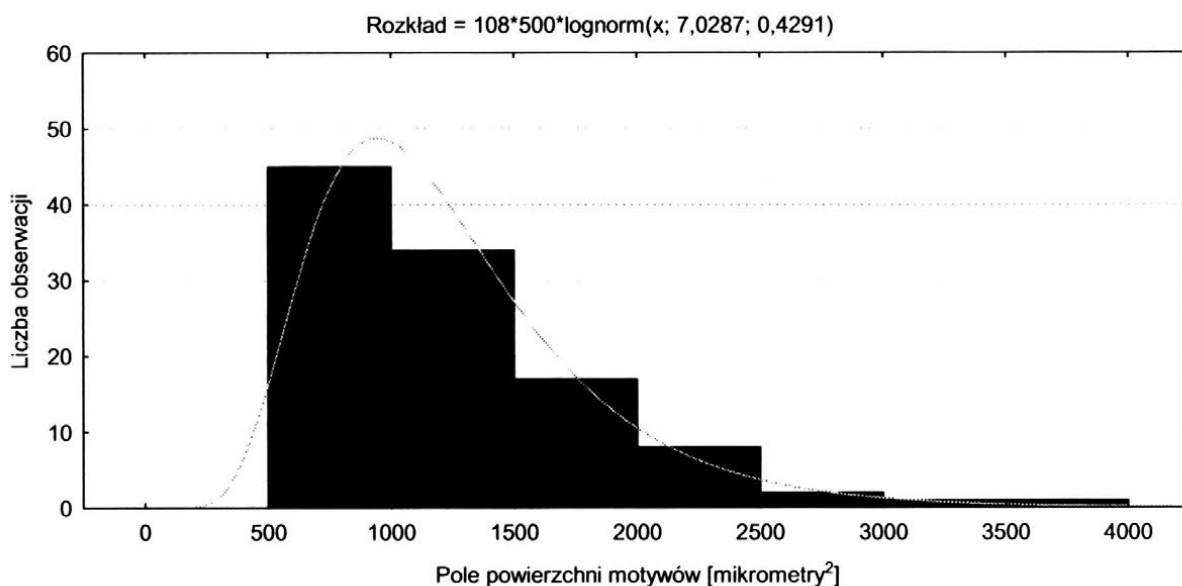
Na podstawie analizy powierzchni folii ścierniej, uzyskano wysokości wierzchołków aktywnych ziaren ściernych (rys. 10), co nie było możliwe w przypadku badań z wykorzystaniem mikroskopu skaningowego.



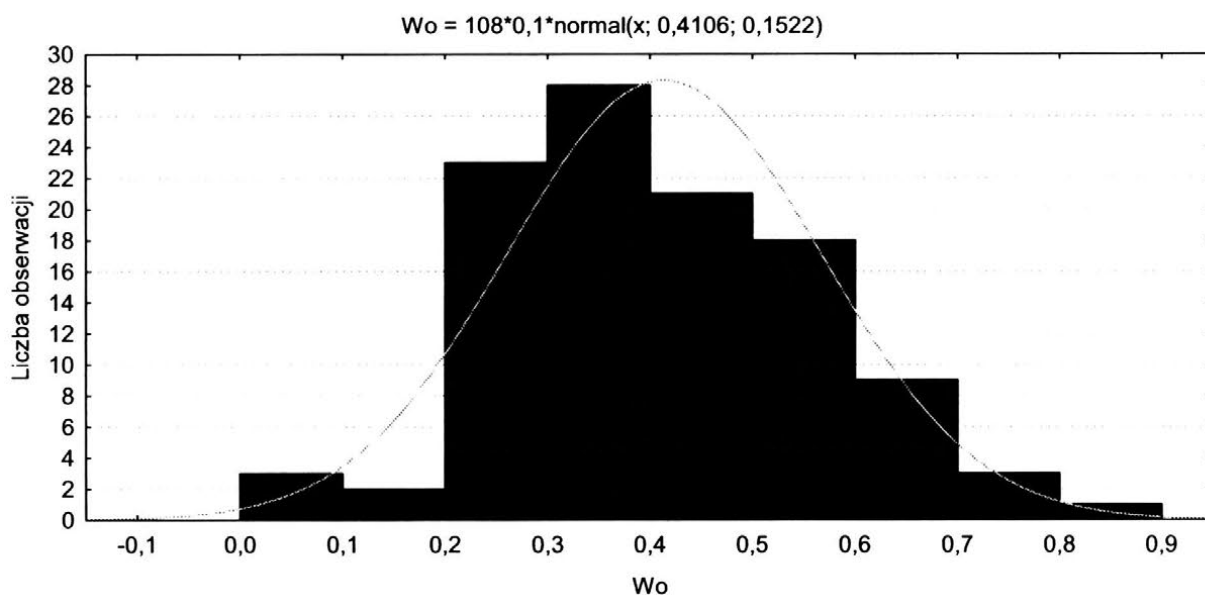
Rys. 10. Histogram wysokości wierzchołków aktywnych ziaren folii IMFF 30A0

Następnie wyznaczono pola powierzchni motywów (rys. 9), co posłużyło do wyznaczenia współczynnika charakteryzującego kształt motywu zawierającego aktywne ziarno W_o , wyznaczanego jako stosunek wysokości wierzchołka ziarna H do pierwiastka z pola powierzchni motywu P_m (rys. 12): $W_o = H/\sqrt{P_m}$.

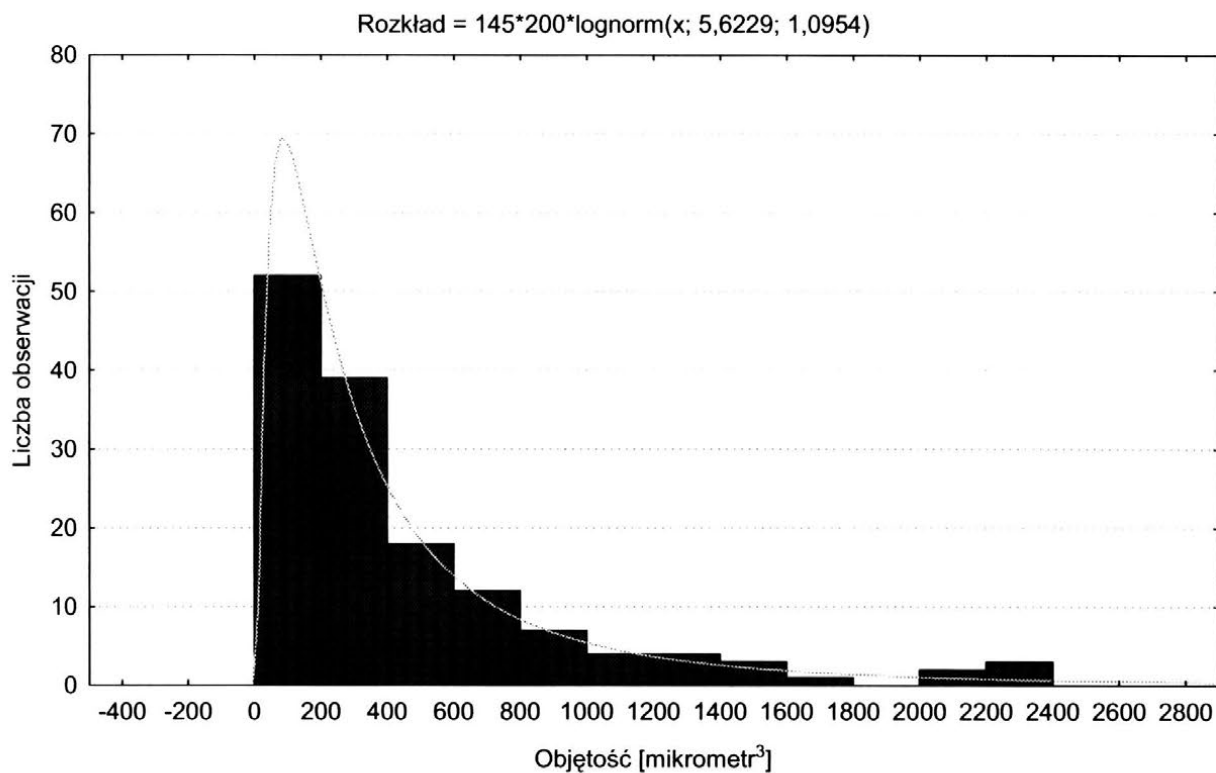
Ostatnim etapem badań było wyznaczenie objętości (rys. 13) ziaren aktywnych (rys. 10), usytuowanych ponad powierzchnią spoiwa.



Rys. 11. Histogram pól powierzchni motywów jako dekompozycji powierzchni folii ściernej IMFF 30A0



Rys. 12. Histogram współczynników W_o kształtu motywów zawierających aktywne ziarna folii IMFF 30A0



Rys. 13. Histogram objętości ziaren aktywnych usytuowanych ponad powierzchnię spoiwa (rys. 10) folii ścierniej IMFF 30A0

2. PODSUMOWANIE

Folie ściernie typu IMFF o ziarnistości mniejszej lub równej 15 mikrometrów są bardzo trudne w pomiarach topografii powierzchni 3D z wykorzystaniem systemu pomiarowego Talysurf CCI 6000 firmy Taylor Hobson, najpewniejszą metodą jest analiza obrazów 2D.

Można zauważyć, iż średnie odległości między ziarnami w stosunku do nominalnej wielkości ziarna są zbliżone dla folii IMFF 9A0 oraz 15A0. W przypadku narzędzia IMFF 30A0 wartość średniej odległości między ziarnami wynosi prawie dwukrotność nominalnej wielkości ziarna. Stąd wniosek, że przestrzenie między ziarnami rosną, wraz ze wzrostem ziarnistości nominalnej folii ścierniej, w związku z czym produkty obróbki będą usuwane skuteczniej.

Publikacja współfinansowana jest przez Unię Europejską z Europejskiego Funduszu Społecznego i Budżetu Państwa Poddziałanie 8.2.2 Programu Operacyjnego Kapitał Ludzki 2007-2013 w ramach projektu "Inwestycja w wiedzę motorem rozwoju innowacyjności w regionie".

3. LITERATURA

- [1] Kacalak W. Lewkowicz R. Ściegienka R.: *Mikrowygładzanie zewnętrznych powierzchni walcowych foliowymi taśmami ściernymi o małych szerokościach*. XXII Naukowa Szkoła Obróbki Ściernej, Gdańsk 1999.
- [2] Pawlus P.: *Topografia powierzchni. Pomiar, analiza, oddziaływanie*. Oficyna wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2005.
- [3] Tandcka K.: *Badanie powierzchni czynnej folii ściernych z wykorzystaniem mikroskopu skaningowego*. Materiały IV Konferencji Studentów i Młodych Pracowników Nauki Wydziału Mechanicznego Str. 96-104. Wydawnictwo Politechniki Koszalińskiej, Koszalin 2007.
- [4] Pszczołowski W. Rosienkiewicz P.: *Obróbka Ścierna narzędziami nasypowymi*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne Warszawa, Warszawa 1995.
- [5] Oczóś K. Porzycki J.: *Szlifowanie podstawy i technika*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 1986.

THE METHODOLOGY OF VALUATION TOPOGRAPHY GRINDING BELTS WITH SPECIAL REGARD OF THE DISTRIBUTION ABRASIVE GRAINS

ABSTRACT: The belts of type IMFF of firm 3M about the various nominal size of abrasive grains are the object of investigations. Scanning microscope and system measuring CCI 6000 Talysurf of the Taylor Hobson firm were used to the analysis of the surface topography. Examined the distribution of the tops of active abrasive grains with help of the decomposition of the surface on cells Voronoi and applications the analysis of motives. The distances were subjected the analysis between grains, the field of the surface of the surroundings of grains, the height of the tops of abrasive grains and their volume.

^{*)} prof. dr hab. inż. Wojciech KACALAK, Politechnika Koszalińska, Wydział Mechaniczny, Katedra Mechaniki Precyzyjnej, ul. Raclawicka 15-17, 75-620 Koszalin

^{**)} mgr inż. Katarzyna TANDECKA, Politechnika Koszalińska, Wydział Mechaniczny, Katedra Mechaniki Precyzyjnej, ul. Raclawicka 15-17, 75-620 Koszalin

DETEKCJA I ANALIZA ZALEPIEŃ POWIERZCHNI CZYNNEJ ŚCIERNIC DIAMENTOWYCH Z WYKORZYSTANIEM SKATEROMETRII LASEROWEJ ORAZ KOMPUTEROWEJ ANALIZY OBRAZU

Wojciech Kapłonek^{*)}, Wojciech Musiał^{**)}

***STRESZCZENIE:** W artykule przedstawiono problem badania zalepienia powierzchni czynnej ściernic diamentowych w trakcie realizacji procesu szlifowania materiału ceramicznego z dużymi prędkościami obrotowymi i przy minimalnym dosuwie wglębnym z wykorzystaniem optycznej metody skaterometrii laserowej i analizy obrazu.*

1. WSTĘP

W artykule przedstawiono metodę badania intensywności zalepienia powierzchni czynnej ściernic diamentowych, z wykorzystaniem skaterometrii laserowej. Do badań wybrano ściernice diamentowe przeznaczone do obróbki materiału ceramicznego, wyprodukowane w Instytucie Zaawansowanych Technologii w Krakowie. Na skutek realizacji precyzyjnego procesu szlifowania powierzchnia czynna ściernicy diamentowej stosunkowo szybko ulega zalepieniu. Minimalizacja dosuwu wglębnego redukuje powstawanie warstwy zalegającej w przestrzeni międzyziarnowej ściernicy. Jednak podczas szlifowania, niewielkie przestrzenie międzyziarnowe stosunkowo szybko ulegają znacznemu wypełnieniu. Zalepicia występujące na powierzchni czynnej ściernicy nie sprzyjają prawidłowej realizacji procesu szlifowania, szczególnie, jeśli chodzi o obróbkę dokładną [11].

Zaprezentowane badania stanowią pierwszy etap, mający na celu rozpoznanie przydatności metody skaterometrii laserowej do analizy intensywności zalepienia powierzchni czynnej ściernic, charakteryzujących się małą wielkością ziaren i stosunkowo wysoką ich koncentracją.

W artykule przedstawiono również badania porównawcze powierzchni czynnej ściernic diamentowych metodą analizy topografii w świetle białym oraz z wykorzystaniem klasycznego profilometru. Do analizy wykorzystano także zdjęcia skaningowe powierzchni czynnej ściernic diamentowych.

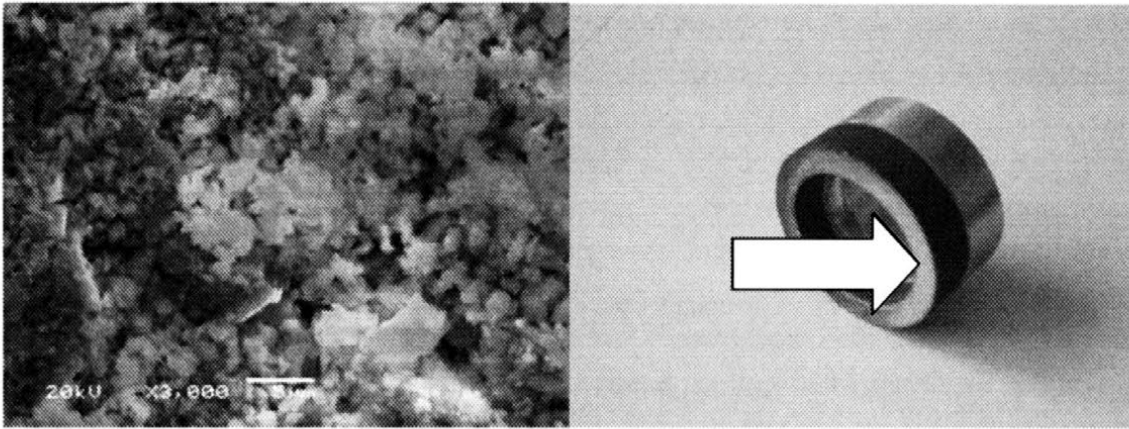
2. ŚCIERNICE DIAMENTOWE UŻYTE W PROCESIE SZLIFOWANIA Z DUŻYMI PRĘDKOŚCIAMI OBROTOWYMI I PRZY MINIMALIZACJI DOSUWU WGLĘBNEGO

Ściernice diamentowe zaprezentowane w artykule, zastosowano do obróbki materiałów ceramicznych, a w szczególności przeznaczone są do obróbki powierzchni bocznej płytek skrawających [11].

Badania zrealizowane w Katedrze Inżynierii Produkcji Politechniki Koszalińskiej, polegały na szlifowaniu krawędzi bocznych płytek ceramicznych z wykorzystaniem ściernic diamentowych D75 oraz D126, które zamocowano na wysokoobrotowych elektrowrzecionach. Na stanowisku badawczym zastosowano siłownik piezoelektryczny do realizacji dosuwu wglębnego, dzięki czemu osiągnięto małe głębokości wnikania ziaren ściernych w materiał obrabiany. Zastosowanie na stanowisku badawczym systemu monitorującego proces szlifowania za pomocą sygnału EA, umożliwił osiągnięcie zadowalających wyników w identyfikacji defektów, zarówno na powierzchni, jak i w warstwie wierzchniej obrabianego materiału [12].

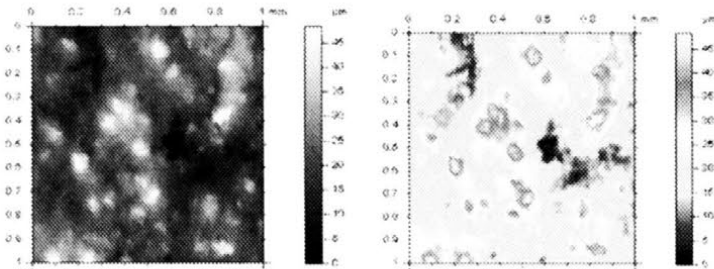
Dzięki zastosowaniu ściernic diamentowych o małej ziarnistości i precyzyjnego dosuwu, możliwe było uzyskanie powierzchni charakteryzujących się małą chropowatością [12]. W realizacji procesu szlifowania gładkościowego niemożliwe jest jednak uzyskanie wydajnej obróbki, ze względu na charakterystyczną budowę narzędzia ściernego, posiadającego małe przestrzenie międzyziarnowe, a co za tym idzie, stosunkowo małą pojemność magazynującą materiał obrabiany.

Zrealizowane badania powierzchni czynnej ściernicy diamentowej obejmowały analizy obrazów skaningowych (rys. 1) oraz obrazy generowane na profilometrze, który wykorzystywał, jako czynnik pomiarowy, strumień światła białego oraz obrazy uzyskane na klasycznym profilometrze stykowym (rys. 2). Na skutek realizacji procesu szlifowania na powierzchni ściernicy obserwuje się zalepienia w postaci białych obszarów. Analiza na mikroskopie skaningowym wykazała złogi, w postaci zużytego materiału poobróbkowego na powierzchni ściernicy, w postaci agregatów składających się z cienkich płytek i grudek krystalitów, w niektórych przypadkach o zdeformowanej powierzchni (rys. 1).

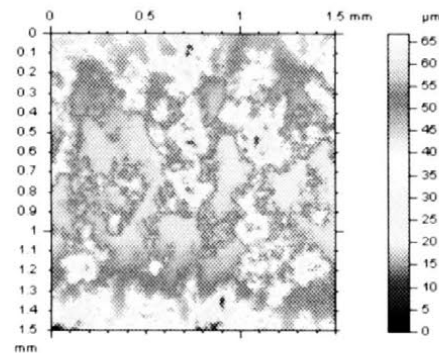


Rys. 1. Obrazy powierzchni czynnej ściernicy diamentowej uzyskane na mikroskopie skaningowym

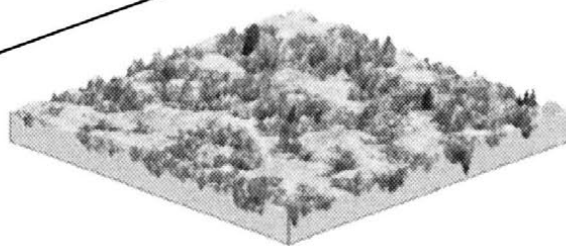
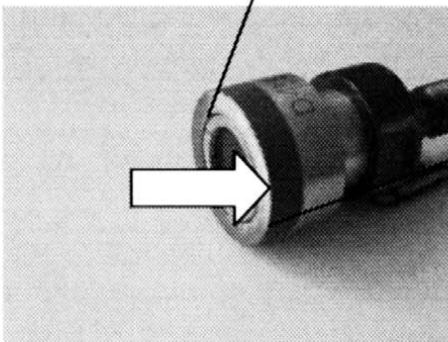
Zastosowanie odpowiednich parametrów obrazu skaningowego umożliwiło identyfikację struktury obszaru zalepiania materiału ceramicznego osadzonego na powierzchni czynnej ściernicy. W celu pogłębienia analizy zastosowano również badanie na profilometrze, uzyskując następujące obrazy (rys. 2).



Profilometr rejestrujący światłem białym



Profilometr stykowy



Rys. 2. Obrazy uzyskane na profilometrze operującym światłem białym Talysurf Cli 2000 oraz na profilometrze stykowym Homel Werke

Uzyskane wyniki wskazują, że powierzchnia ściernicy diamentowej wykazuje znaczne zmiany topografii powierzchni, polegające na wyraźnym wypłaszczeniu powierzchni czynnej ściernicy (przestrzeni międzyziarnowych). Ściernice z wyraźnym obszarem zalepienia (zarejestrowane również na zdjęciach cyfrowych) wykazują zmiany w swojej strukturze. Badania za pomocą skaterometrii laserowej również wykazały zmiany struktury obrazu pozyskanego, jako wynik badania powierzchni czynnej ściernicy diamentowej. W celu sprawdzenia zmian czułości metody, postanowiono zbadać czy metoda ta pozwala na identyfikację obszaru zalepień powierzchni czynnej ściernic diamentowych w porównaniu z czystym, pozbawionym zalepień, obszarem ściernicy. Realizowane badania mają na celu uzyskanie odpowiedzi na pytanie, czy w przyszłości wykorzystanie tej metody badawczej będzie możliwe do analizy stanu zalepienia narzędzia ściernego w trakcie obróbki, co w konsekwencji pozwalałoby na monitorowanie w czasie rzeczywistym stanu powierzchni czynnej ściernicy podczas realizacji precyzyjnej obróbki materiałów ceramicznych. W kolejnym rozdziale przedstawiono metodę pomiarową oraz sposób realizacji pomiarów z wykorzystaniem metody skaterometrii laserowej i analizy obrazu.

3. SKATEROMETRIA LASEROWA

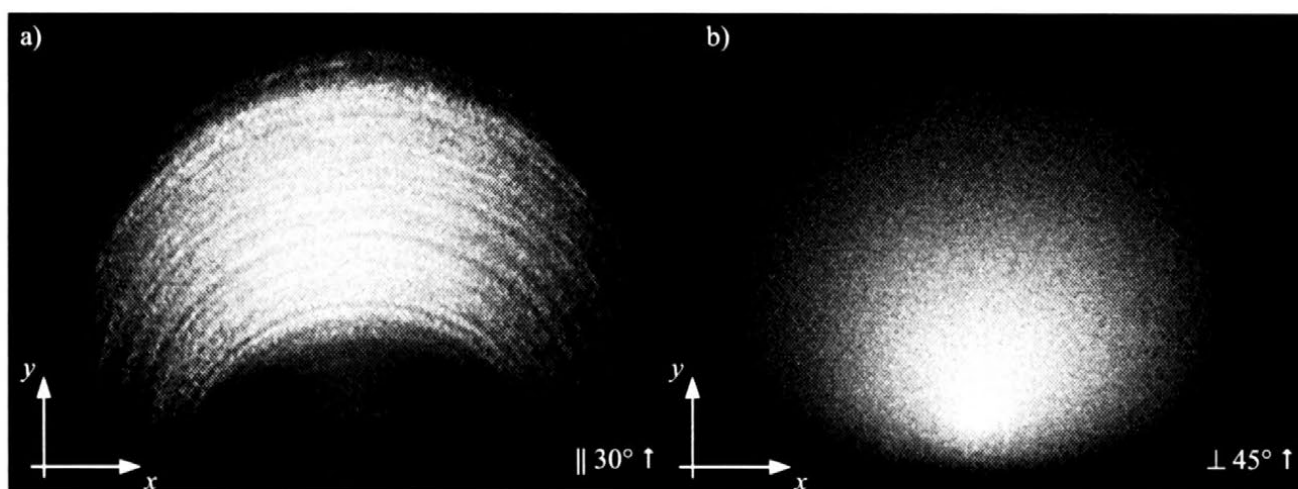
Termin skaterometria [1] wywodzi się od angielskiego słowa *scatter*, co oznacza rozproszenie. Nazwą tą określa się grupę optycznych metod pomiarowych wykorzystujących zjawisko rozpraszania światła do oceny struktury geometrycznej powierzchni (SGP). Do tej grupy metod można zaliczyć m.in. metody: reflektometryczne (ang. *Reflectometric Methods*) [2], integracyjne TIS (ang. *Total Integrated Scattering*) [3], różniczkowe ARS (ang. *Angle-Resolved Scattering*) [4] oraz metody wykorzystujące optyczne przekształcenie Fouriera OFT (ang. *Optical Fourier Transform*) [5].

W metodach rozpraszania światła często korzysta się z promieniowania laserowego (światło widzialne [6] lub podczerwień [7], z zakresu od 0,75 μm do 15 μm) – mówimy wtedy o skaterometrii laserowej [8].

Ocena nierówności powierzchni tymi metodami przeprowadzana jest na podstawie pomiarów natężenia fali światła odbitej od powierzchni oraz na podstawie wartości kątów określających kierunek propagacji tej fali. Alternatywnym sposobem oceny może być również analiza cyfrowego obrazu światła rozproszonego, zarejestrowanego w stanie statycznym lub ruchomym, w postaci sekwencji video. Tego typu ocena dokonywana jest za pomocą technik przetwarzania i analizy obrazu. W praktyczny sposób jest to realizowane za pomocą odpowiedniego oprogramowania komputerowego.

Pomiary skaterometryczne w większości przypadków dotyczą oceny parametrów powierzchni obrobionych, wykonanych z metalu lub jego stopów. Znacznie rzadziej w literaturze można znaleźć zastosowanie tych metod do oceny powierzchni wykonanych np. z tworzyw sztucznych [9] lub ceramiki.

Narzędzia ścierne (ściernice) są trudne w ocenie skaterometrycznej. Wynika to w dużej mierze z ich budowy (stochastycznie rozrzucone ziarna spojone spoiwem). Taka struktura, o dużej niejednorodności, bez wyraźnego ukierunkowania śladów obróbki powoduje nasilenie zjawiska rozpraszania światła. Przejawia się ono wizualnie w powstawaniu na płaszczyźnie odniesienia obrazu światła rozproszonego o nieregularnej formie. Na rysunku 3 przedstawiono porównanie obrazów skaterometrycznych uzyskanych dla powierzchni obrobionej przez szlifowanie i powierzchni czynnej ściernicy diamentowej.



Rys. 3. Porównanie obrazów skaterometrycznych uzyskanych dla różnych powierzchni

4. BADANIA DOŚWIADCZALNE

Głównym celem badań doświadczalnych było przeanalizowanie możliwości wykorzystania skaterometrii laserowej wspartej technikami przetwarzania i analizy obrazu do oceny powierzchni ściernic z ziarnami diamentowymi. Badania prowadzono w kierunku detekcji i analizy wybranych obszarów powierzchni pod kątem występowania defektów w postaci zalepień materiałem obrabianym.

4.1. Akwizycja obrazów skaterometrycznych

W celu rejestracji obrazów światła rozproszonego zestawiono specjalne stanowisko pomiarowe. W jego skład wchodził laser półprzewodnikowy CPS182 firmy Thorlabs, Inc., emitujący promieniowanie widzialne o długości fali $\lambda = 635 \text{ nm}$

(barwa czerwona). Wiązka światła laserowego skierowana była pod kątem padania równym 45° i oświetlała wybrany obszar powierzchni ściernicy, tworząc na niej plamkę o średnicy 1 mm. Światło rozproszone obserwowane było w płaszczyźnie odniesienia (matowy ekran z naniesioną podziałką służącą do wstępnego określania geometrii powstającego obrazu).

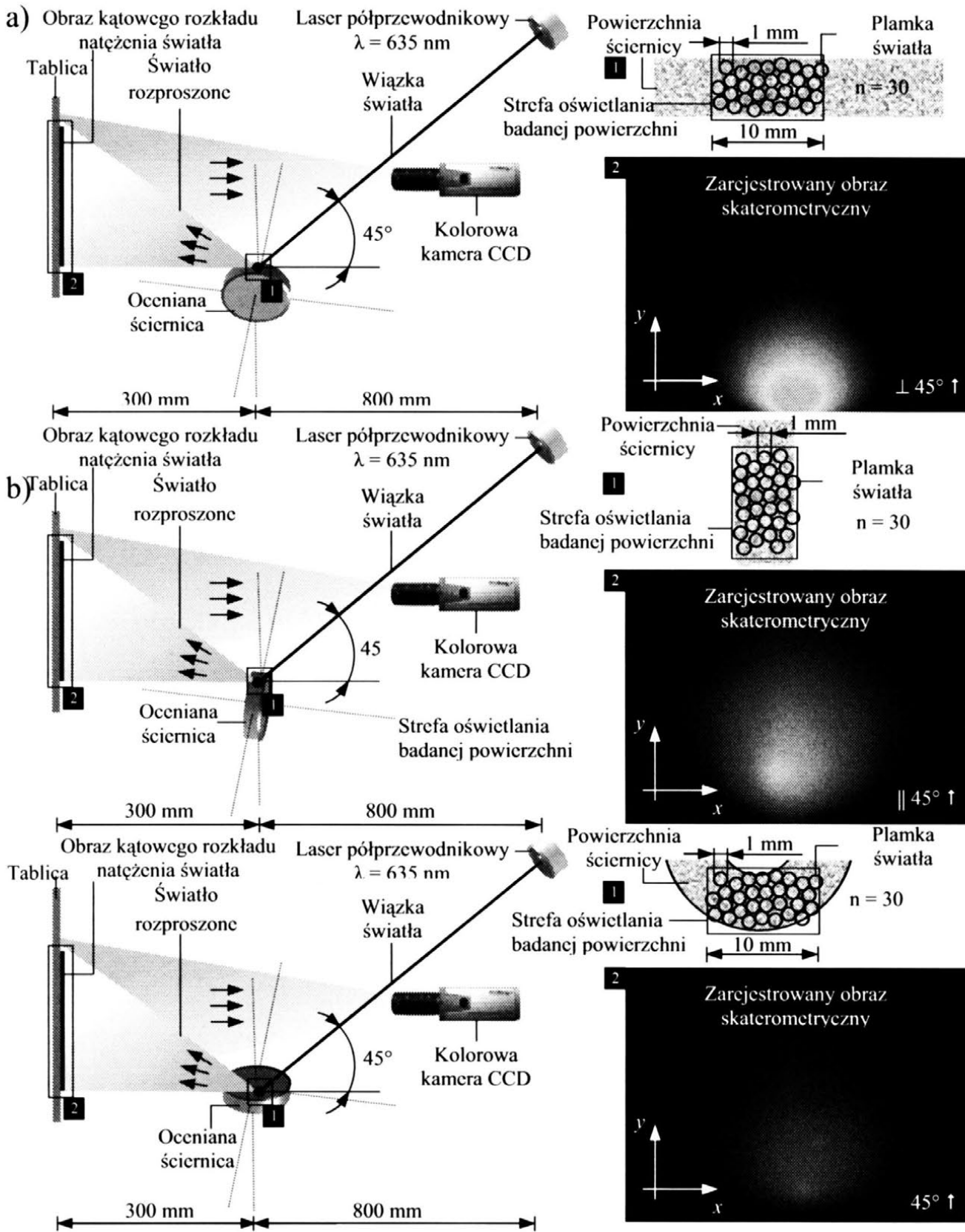
Akwizycja obrazów skaterometrycznych dokonywana była w 3 seriach, przy czym próbki ustawione czołowo i obwodowo oświetlano w sposób prostopadły oraz równoległy do ich osi. Rejestracji dokonywano dla wybranych obszarów powierzchni bez zalepień i z widocznymi zalepieniami materiałem obrabianym. Każdorazowo na wybranym obszarze o wymiarach 10×10 mm dokonywano 30 pomiarów.

Rejestracji obrazów światła rozproszonego dokonywano za pomocą kamery UC-HR550A z matrycowym detektorem typu CCD. Była ona wyposażona w obiektyw o zmiennej ogniskowej od 6 do 60 mm, F1,4 i kącie obserwacji od 45° do $4,5^\circ$. Obrazy rejestrowano z następującymi parametrami: czas ekspozycji $t_{exp} = 1$ s (korzystano z elektronicznej migawki), rozdzielczość obrazu 640×480 pikseli, format zapisu *.bmp. Obrazy z kamery przekazywane były do 4-kanalowej karty DVR typu ether 10104 firmy SWIT (Shenzhen Wave-particle Intelligent Technology). Karta zainstalowana była w stacjonarnej jednostce komputerowej (Intel[®] Pentium[®] 4 533 MHz, 512 MB DDRAM, 80 GB HDD), na której dokonywano archiwizacji materiału badawczego oraz jego przetwarzania i analizy.

Na rysunku 4 przedstawiono różne warianty geometrii oświetlenia powierzchni badanych ściernic wykorzystywanych w badaniach doświadczalnych.

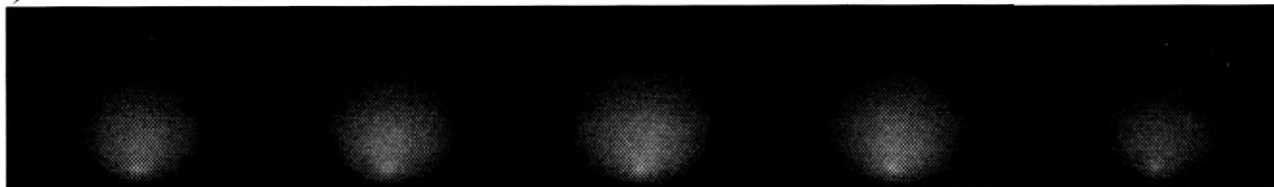
Zarejestrowany materiał badawczy w postaci obrazów skaterometrycznych poddawano przetwarzaniu i analizie, korzystając z oprogramowania Image-Pro[®] Plus 5.1 firmy Media Cybernetics, Inc. Głównym celem było uzyskanie wartości wybranych paramentów i wyznaczenie ich wzajemnej korelacji. Jako najbardziej znaczące wybrano parametry z grupy geometrycznych (pole powierzchni obrazu skaterometrycznego S) oraz fotometrycznych (sumaryczne natężenie światła jasnych obszarów obrazu I_Σ).

Wstępne przetworzenie materiału badawczego obejmowało korekcje obrazu (poprawa jasności, kontrastu, odpowiednie wykadrowanie). Po procesie segmentacji poszczególnych obrazów dokonywano przetwarzania korzystając z funkcji *Count/Size*. Służyła ona do przeprowadzenia analizy ilościowej na podstawie automatycznego zliczania wszystkich jasnych lub ciemnych obiektów występujących w analizowanych obrazach. Na podstawie liczby zliczonych obiektów oprogramowanie wyznaczało wartości żądanych parametrów (również w ujęciu statystycznym, korzystając z narzędzia *Statistics*).



Rys. 4. Geometria oświetlenia powierzchni badanych ściernicy: a) czołowo w sposób prostopadły do osi próbki, b) czołowo w sposób równoległy do osi próbki, c) obwodowo

a)



b)



Rys. 5. Zestawienie zarejestrowanych obrazów skaterometrycznych: a) zalepienie, b) powierzchnia wolna od zalepienia

Uzyskane wyniki analizy obrazów skaterometrycznych zestawiono ze sobą na rysunku 5. Widoczna jest wyraźna różnica między rozproszeniem pola powierzchni dla górnego (a) i dolnego rzędu (b) zarejestrowanych obrazów. Zalepienie powierzchni czynnej ściernicy (a), charakteryzuje się większym rozproszeniem w stosunku do ściernicy „czystej”, niebiorącej udziału w obróbce (b).

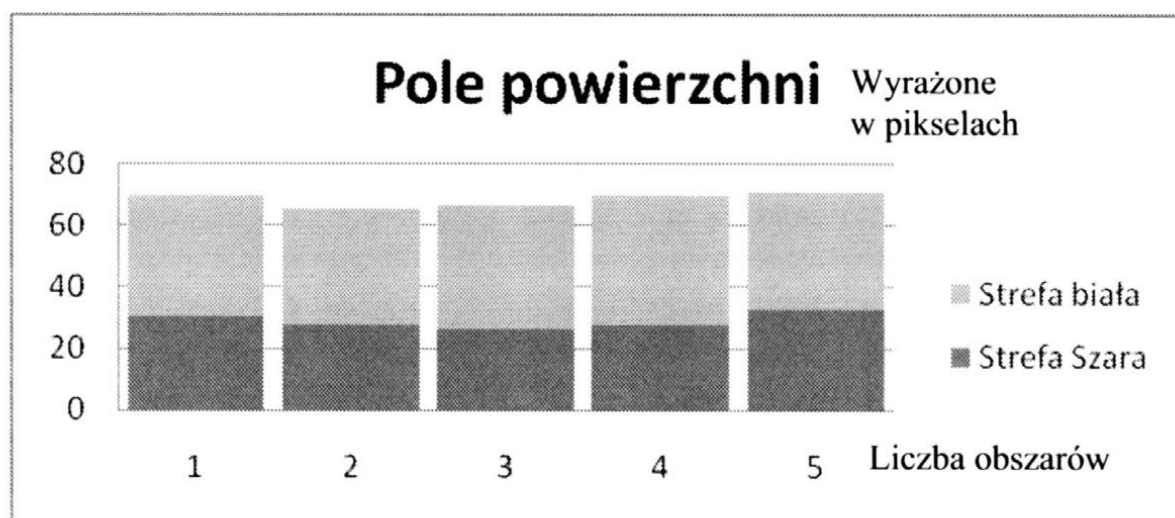
Analiza obszarów o zmiennej intensywności zalepienia powierzchni czynnej ściernicy wskazuje, że otrzymywane obrazy odwzorowują zmienność zalepienia obszarów powierzchni czynnej ściernicy. Wartości rozproszenia obrazu wypełnionego poszczególnymi pikselami o określonym kolorze, może być zliczona za pomocą specjalistycznego programu graficznego i na tej podstawie można wnioskować o intensywności zalepienia powierzchni czynnej ściernicy (tab. 1).

Tabela 1

Wartości rozproszenia obrazu wypełnionego pikselami

Strefa	Nr rej. Obrazu	Pole powierzchni [piksel]	IOD	Liczba ob.
Biała a)	1	39,38	1122,15	1568
	2	37,68	1160,13	1672
	3	40,61	1367,67	1601
	4	42,08	1340,74	1530
	5	38	899,56	1515
Szara b)	1	30,46	556,5	1319
	2	27,86	465,62	1357
	3	26,08	425,54	1356
	4	27,84	454,74	1362
	5	33	734,44	1209

Dane o intensywności występowania pikseli przedstawiono na wykresie (rys. 6) przedstawiającym udział obszaru zalepienia oraz strefy wolnej od zalepień.



Rys. 6. Rozkład występowania rozproszenia pikseli w zależności od analizowanego obszaru ściernicy

Zrealizowane badania wskazują, że metoda skaterometrii laserowej jest wystarczająco czuła do realizacji monitorowania stanu zalepienia powierzchni czynnej narzędzia ściernego, jakim są ściernice diamentowe służące obróbce materiału ceramicznego.

Zrealizowane badania pozwalają wnioskować, że zarówno analiza powierzchni czynnej narzędzia ściernego pracującego w układzie czołowym, jak i obwodowym, umożliwi identyfikację obszaru zalepienia powierzchni czynnej ściernic diamentowych.

5. PODSUMOWANIE

Przeprowadzone badania wskazują, że zastosowana metoda analizy stanu zalepienia powierzchni czynnej ściernicy za pomocą skaterometrii laserowej spełnia założone wymagania. Świadczyć o tym mogą badania powierzchni czynnej ściernicy diamentowej wykonane kilkoma metodami pomiarowymi uznanymi za efektywne w tego rodzaju analizie i zestawione z pomiarami wykonanymi za pomocą skaterometrii laserowej.

Można przewidywać, że analiza za pomocą skaterometrii laserowej umożliwi monitorowanie stanu zalepienia powierzchni czynnej ściernic diamentowych w trakcie realizacji procesu szlifowania. Wymagać to będzie dodatkowych badań oraz dostosowania systemu pomiarowego do rejestracji czynnej powierzchni ściernicy w ruchu. Przewiduje się, że dodatkowym

utrudnieniem może być zastosowanie czynnika chłodzącego, który zaburzać może analizę powierzchni ściernicy. Podczas realizacji procesu szlifowania dochodzi bowiem do zalepicia powierzchni czynnej ściernicy materiałem obrabianym, co ma w konsekwencji duży wpływ na powstawanie defektów obróbkowych, przede wszystkim ze względu na wzrost temperatury oraz siły w strefie szlifowania. Odpowiednia kontrola procesu szlifowania pozwala na wykrycie i analizę nadmiernego rozrostu zalepcin.

Autorzy niniejszego artykułu przedstawili propozycję takiej kontroli, natomiast wyniki badań potwierdzają możliwość wykorzystania metody skaterometrycznej, połączonej z technikami przetwarzania i analizy obrazu do oceny powierzchni ściernic diamentowych. Pomimo trudności w ocenie tego typu powierzchni stwierdzono, iż zastosowane metody wykazują się odpowiednią czułością pozwalającą na wykrycie różnego rodzaju zmian na powierzchni czynnej ściernicy. W niniejszym artykule skupiono się jedynie na zalepieniach, choć mogą być to również m.in. rysy, pęknięcia i wykruszenia materiału.

Duża użyteczność opisanych metod może pozwolić na ich praktyczne zastosowanie w systemach pomiarowych pracujących w warunkach przemysłowych. Dodatkowym atutem jest również możliwość rozbudowy sfery aplikacyjnej i opracowanie specjalistycznego oprogramowania komputerowego, ukierunkowanego na wykonywanie konkretnych zadań pomiarowych.

Pozytywne rezultaty badań skłaniają Autorów do kontynuowania prezentowanej tematyki. Będzie się ona skupiała głównie na zwiększeniu czułości opisanych metod oraz konstrukcji bardziej zaawansowanego stanowiska badawczego. Zaprezentowana metoda pomiaru może być również wykorzystana w strategii doboru płynów chłodzących, lub mieszanki sprężonego powietrza i płynu chłodzącego (aerozolu), którego głównym zadaniem będzie zmniejszenie adhezji między powierzchnią czynną ściernicy a materiałem obrabianym (odpowiednio dobrany skład chemiczny poszczególnych składników). Takie prace badawcze są obecnie realizowane w Katedrze Inżynierii Produkcji. Zastosowanie aerozolu, a więc małego wydatku czynnika chłodzącego, może być w przypadku zaprezentowanej metody pomiarowej bardziej korzystne, ze względu na minimalizację zakłóceń w metodzie skaterometrii laserowej.

7. LITERATURA

- [1] Łukianowicz Cz.: *Podstawy pomiarów nierówności powierzchni metodami rozpraszania światła*. Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Koszalińskiej, Koszalin 2001.
- [2] Iaquina J., Fouilloux A.: *Modeling of Light Scattering by Rough Surfaces with Relevance to Pavements Monitoring Sensors*. Optics and Lasers in Engineering, Vol. 41, 2004, pp. 687–702.
- [3] Tay C. J., Wang S. H., Quan C., Ng C. K.: *Surface Roughness Measurements of Semiconductor Wafers using a Modified Total Integrated Scattering Model*. Optik, Vol. 113, 2002, pp. 317–321.
- [4] Zhang Z. M., Zhu Q. Z.: *Correlation of Angle-Resolved Light Scattering with the Microfacet Orientation of Rough Silicon Surfaces*. Optical Engineering, Vol. 44, No. 7, 2005, 073601.
- [5] Petit J., Boher P., Leroux T., Barritault P., Hazart J., Chaton P.: *Improved CD and Overlay Metrology using an Optical Fourier Transform Instrument*. Proceedings SPIE Vol. 5752, 2005, pp. 420–428.
- [6] Ding J., Xu L.: *Light Scattering Characteristics of Small Ice Circular Cylinders in Visible, 1.38 μm , and Some Infrared Wavelengths*. Optical Engineering, Vol. 41, No. 9, 2002, pp. 2252–2266.
- [7] Bjuggren M., Krummenacher L., Mattsson L.: *Characterization of Engineering Surfaces by Infrared Scattering*. Optical Engineering, Vol. 36, No. 3, 1997, pp. 874–882.
- [8] Kapłonck W., Łukianowicz Cz.: *Ocena mikronierówności powierzchni w ruchu z zastosowaniem skaterometrii laserowej i metody nakładania obrazów*. Przegląd Elektrotechniczny, R. 84, Nr 5, 2008, s. 155–160.
- [9] Kapłonck W., Łukianowicz Cz.: *Laser Scatterometry and Image Analysis Used for the Assessment of Surface Roughness of Microfinished Cylindrical Elements Made of Plastics*. Measurement Automation and Monitoring, Vol. 56, No 4/2010, pp. 330–333.
- [11] Musiał W., Choromańska M., Falkowski S.: *Propozycja realizacji mikroszlifowania ceramicznych płytek skrawających w warunkach plastycznego płynięcia materiału obrabianego*. Mechanik, 2/2009, s. 144–145.
- [12] Musiał W.: *Badania procesu mikroszlifowania materiałów ceramicznych w warunkach ciągliwego usuwania materiału obrabianego*. Rozprawa doktorska, Politechnika Koszalińska 2007.

DETECTION AND ANALYSIS OF SURFACE GUMMING UP OF GRINDING WHEEL WITH DIAMOND GRAINS BY LASER SCATTEROMETRY AND IMAGE ANALYSIS

ABSTRACT: In the paper the problem of investigation of active surface gumming up of grinding wheel during of realization of the ceramic material grinding process with large rotational speeds and by minimum feed-in, with use of the optical method the laser scatterometry and image analysis was discussed.

^{*)} dr inż. Wojciech KAPŁONEK, Katedra Inżynierii Produkcji, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: wojciech.kaplonek@tu.koszalin.pl

^{**)} dr inż. Wojciech MUSIAŁ, Katedra Inżynierii Produkcji, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, wojciech.musiał@tu.koszalin.pl

**MODELOWANIE I SYMULACJA NARZĘDZI
ORAZ PROCESÓW OBRÓBKI ŚCIERNEJ**

MODELOWANIE ZUŻYCIA NARZĘDZIA W MIKROSZLIFOWANIU POWIERZCHNI PŁASKICH Z KINEMATYKĄ DOCIERANIA

Mariusz Deja^{*)}

***STRESZCZENIE:** Przedstawiono założenia modelowe dla zużycia narzędzia stosowanego w mikroszlifowaniu powierzchni płaskich z kinematyką docierania jednotarczowego. Wyznaczono rozkłady parametrów wpływających bezpośrednio na zużycie, takich jak: intensywność kontaktu przedmiotu obrabianego z narzędziem, prędkość i przyspieszenie styczne. Badania symulacyjne wykonano z wykorzystaniem programu Matlab.*

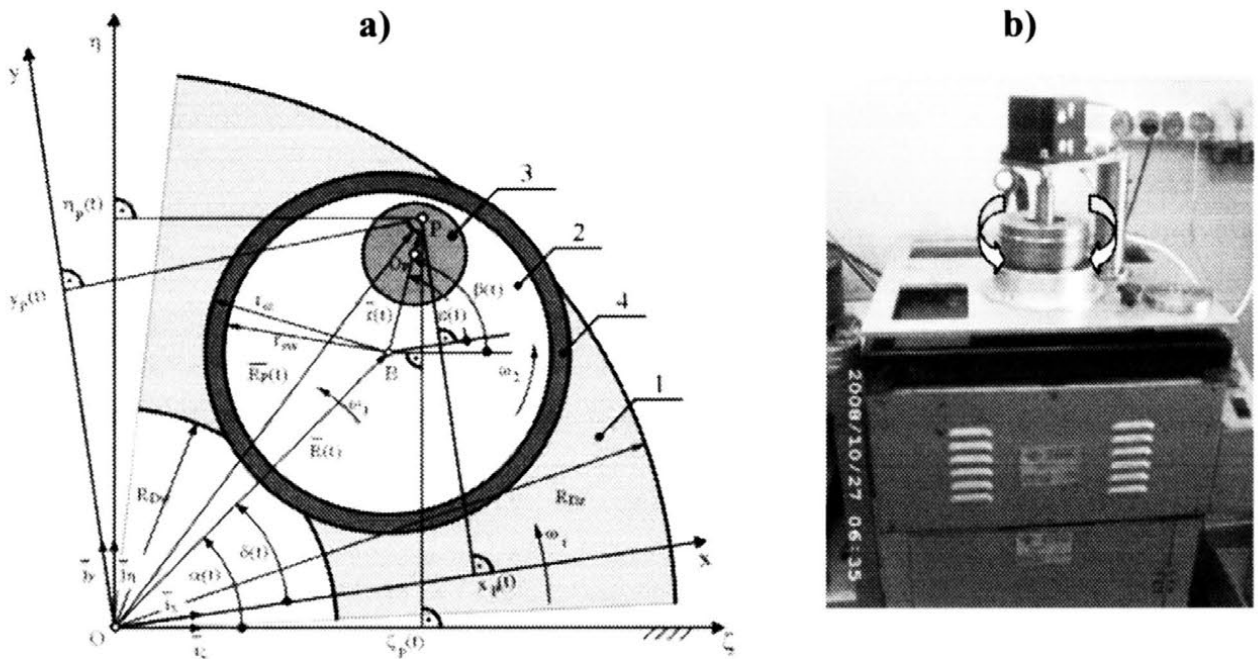
1. WSTĘP

Istniczącą tendencją na świecie jest łączenie pozytywnych efektów różnych technologii. Wykorzystywana jest np. kinematyka docierania w szlifowaniu [1-3, 5]. Pozwala to na uzyskiwanie bardzo małych błędów kształtu i dużej wydajności. Płaskość narzędzia ma decydujący wpływ na dokładność kształtową po obróbce powierzchni płaskich w układzie kinematycznym docierania. Zużycie narzędzia w odpowiednich obszarach, powoduje zwiększenie błędów kształtu przedmiotu obrabianego. Najkorzystniejszą sytuacją jest równomierność zużycia narzędzia, która niestety nie występuje w obróbce z kinematyką docierania [4, 5]. W pracy zostały przedstawione założenia modelowe i wyniki symulacyjne zużycia narzędzia w mikroszlifowaniu powierzchni płaskich z kinematyką docierania. Dodatkowy, wymuszony napęd pierścienia prowadzącego, umożliwia przeprowadzenie badań eksperymentalnych i analiz symulacyjnych w szerszym stopniu, niż w przypadku standardowej kinematyki docierania jednotarczowego. Zmodyfikowany układ obrabiarki pozwala na zastosowanie narzędzi nasypowych, których właściwości ściernic ulgają pogorszeniu, co związane jest z usuwaniem ziaren ściernych z czynnej powierzchni. Wraz z czasem obróbki zmniejsza się ich wydajność, a także uzyskiwane są niższe wartości parametrów chropowatości. Opracowywane modele pozwolą określić intensywność zużycia w określonych obszarach narzędzia.

2. ANALIZA KINEMATYKI DOCIERANIA JEDNOTARCZOWEGO POWIERZCHNI PŁASKICH

Kinematyka docierania jednotarczowego wpływa pośrednio na uzyskiwaną płaskość powierzchni obrabianej, poprzez bezpośredni wpływ na nierównomierne zużycie narzędzia. Przedstawiony model dla mikroszlifowania powierzchni płaskich z kinematyką docierania, oparty jest na zależnościach kinematycznych, podobnie jak opracowany model dla docierania. Obliczenia wykonane zostały w środowisku programu MATLAB.

Położenie dowolnego punktu P należącego do przedmiotu docieranego określone jest w każdej chwili za pomocą wektora-promienia wodzącego $\vec{R}_p(t)$ w dwóch układach współrzędnych: absolutnym $\zeta-\eta$ i względnym $x-y$, związanym z obracającym się narzędziem (rys. 1 a). W zmodyfikowanym układzie docierarki (rys. 1 b), istnieje możliwość sterowania prędkością obrotową separatora w obu kierunkach i dodatkowo w znacznie większym zakresie (± 600 obr/min).



Rys. 1. Układu wykonawczy docierarki jednotarczowej; a) schemat układ 1- docierak, 2-separator, 3 - przedmiot obrabiany, 4 – pierścień prowadzący; r_{sw} – promień wewnętrzny pierścienia prowadzącego, r_{sz} – promień zewnętrzny pierścienia prowadzącego

Ruch punktu P możemy opisać równaniami w obu układach (tabl. 1). W procesie obróbki interesuje nas położenie przedmiotu względem narzędzia, które umownie przyjmujemy za nieruchome - układ $x-y$.

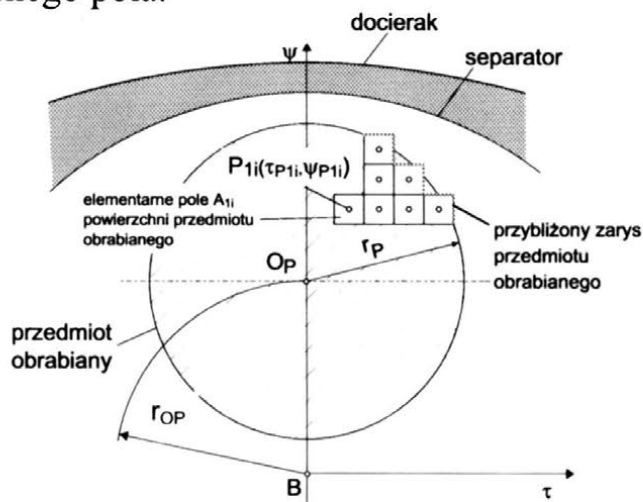
Tabela 1

Równania ruchu dowolnego punktu P powierzchni przedmiotu obrabianego

Układ absolutny ζ - η	Układ względny x - y
$\overline{R}_P(t) = \zeta_P(t)\overline{i}_\zeta + \eta_P(t)\overline{j}_\eta$ $\begin{bmatrix} \zeta_P(t) \\ \eta_P(t) \end{bmatrix} = R \begin{bmatrix} \cos \alpha \\ \sin \alpha \end{bmatrix} + r \begin{bmatrix} \cos \beta \\ \sin \beta \end{bmatrix}$ $\alpha(t) = \omega_j t$ $\beta(t) = \omega_2 t$	$\overline{R}_P(t) = x_P(t)\overline{i}_x + y_P(t)\overline{j}_y$ $\begin{bmatrix} x_P(t) \\ y_P(t) \end{bmatrix} = R \begin{bmatrix} \cos \delta \\ \sin \delta \end{bmatrix} + r \begin{bmatrix} \cos \varepsilon \\ \sin \varepsilon \end{bmatrix}$ $\delta(t) = (\omega_j - \omega_t)t$ $\varepsilon(t) = (\omega_2 - \omega_t)t$
<p>t – dowolna chwila mikroszlifowania docierania, ω – prędkość kątowna narzędzia, ω_2 – prędkość kątowna pierścienia prowadzącego, ω_j – prędkość kątowna wyobraźnego jarzma, $k = \frac{\omega_2 - \omega_t}{\omega_j - \omega_t}$ - współczynnik kinematyczny</p>	

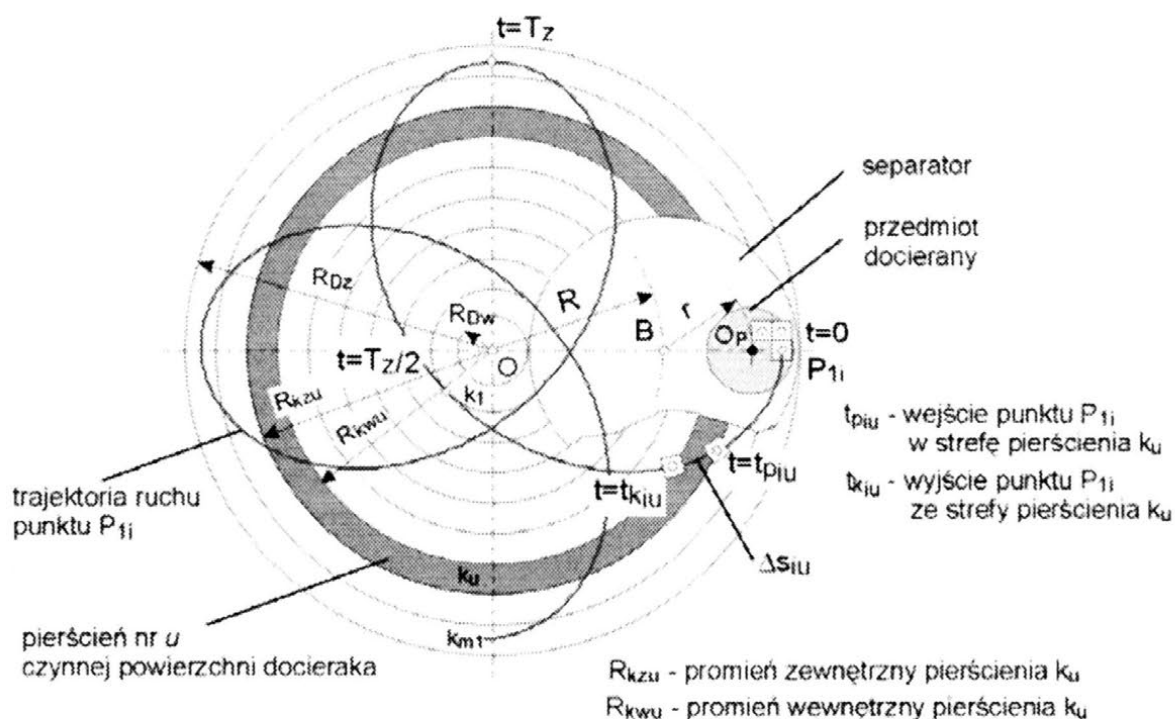
3. MODELOWANIE ZUŻYCIA CZYNNEJ POWIERZCHNI NARZĘDZIA

W opracowanym modelu powierzchnia przedmiotu obrabianego została podzielona na n_4 elementarnych pól A_{1i} . Środek geometryczny P_{1i} dowolnego elementarnego pola o powierzchni A_{1i} zawarty jest zawsze w granicach zarysu przedmiotu (rys. 2). Dokładność opisu powierzchni zależy od kształtu przedmiotu i wymiarów elementarnego pola.



Rys. 2. Opis powierzchni przedmiotu obrabianego za pomocą elementarnych pól A_{1i}

Czynna powierzchnia narzędzia została podzielona na m_l pierścieni (rys. 3) analogicznie jak w modelu zaproponowanym w pracy [4]. Analizowany jest ruch geometrycznych środków wszystkich elementarnych pól opisujących powierzchnię przedmiotu obrabianego w czasie trwania połowy cyklu.



Rys. 3. Schemat do wyznaczania kontaktu przedmiotu obrabianego z czynną powierzchnią narzędzia

Intensywność kontaktu powierzchni przedmiotu docieranego z całkowitą czynną powierzchnią narzędzia można określić na podstawie rozkładu kontaktu d_g wszystkich elementarnych pól A_l w funkcji promienia docieraka R_D wg zależności:

$$d_g(R_D) = \lim_{m_l \rightarrow \infty} \left[A_l \cdot \lim_{n_4 \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^{n_4} \Delta s_{iu} \right]_{u=1, \dots, m_l} \quad (1)$$

Skorygowana intensywność kontaktu g'_{lu} uwzględnia pole powierzchni pierścienia k_u czynnej powierzchni docieraka:

$$g'_{lu} = \frac{A_l}{A_{k_u}} \cdot \lim_{n_4 \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^{n_4} \Delta s_{iu} = \frac{A_l}{2\pi R_{k_u} \Delta w} \cdot \lim_{n_4 \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^{n_4} \Delta s_{iu} \quad (2)$$

gdzie: $\Delta w = R_{kzu} - R_{kwu}$ - szerokość pierścienia k_u , A_{ku} - pole powierzchni pierścienia k_u .

Rozkład skorygowanej intensywności kontaktu d_{gp} dla wszystkich elementarnych pól A_i w funkcji promienia docieraka R_D można wyznaczyć wg zależności:

$$d_{gp}(R_D) = \lim_{m_1 \rightarrow \infty} \left[\frac{A_i}{2\pi R_{ku} \Delta w} \cdot \lim_{n_4 \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^{n_4} \Delta s_{iu} \right]_{u=1, \dots, m_1} \quad (3)$$

Można przeprowadzić również normalizację rozkładu kontaktu w stosunku do rozkładu dla środkowego pierścienia docieraka ($R_D = R$), przez który przechodzą wszystkie punkty P_{li} powierzchni przedmiotu obrabianego. Normalizowany rozkład kontaktu d'_g wyraża się wzorem:

$$d'_g(R_D) = \frac{d_g(R_D)}{d_g(R)} \quad (4)$$

Na podstawie symulacji rozkładu kontaktu $d_{gp}(R_D)$ można określić intensywność kontaktu powierzchniowego przedmiotu obrabianego z czynną powierzchnią narzędzia w przekroju promieniowym. Im większa intensywność kontaktu tym większe, przewidywane zużycie w określonym obszarze docieraka.

Na wartość kształtowego zużycia mają wpływ również parametry kinematyczne: prędkość względna i przyspieszenie styczne [4, 5]. Wpływ tych dwóch parametrów kinematycznych określają odpowiednio rozkłady prędkości i przyspieszenia stycznego w funkcji promienia narzędzia.

Rozkład średniej prędkości d_v w funkcji promienia narzędzia wyznaczony zostaje ze wzoru:

$$d_v(R_D) = \lim_{m_1 \rightarrow \infty} \left[\bar{v}(u) \right]_{u=1, \dots, m_1} = \lim_{m_1 \rightarrow \infty} \left[\frac{\sum_{i=1}^{n_{5u}} \Delta s_{iu} (t_{kiu} - t_{piu})}{n_{5u}} \right]_{u=1, \dots, m_1} \quad (5)$$

gdzie: n_{5u} - liczba elementarnych pól powierzchni przedmiotu obrabianego będących w kontakcie z pierścieniem k_u .

Normalizowany rozkład prędkości d'_v określa wzór:

$$d'_v(R_D) = \frac{d_v(R_D)}{d_v(R)} \quad (6)$$

Do wyznaczenia rozkładu przyspieszenia stycznego d_a w funkcji promienia narzędzia wykorzystuje się zależność:

$$d_a(R_D) = \lim_{m_1 \rightarrow \infty} \left[\overline{a_t(u)} \right]_{u=1, \dots, m_1} = \lim_{m_1 \rightarrow \infty} \left[\frac{\sum_{i=1}^{n_{5u}} \frac{|\Delta v_{P_{liu}}|}{(t_{kiu} - t_{piu})}}{n_{5u}} \right]_{u=1, \dots, m_1} \quad (7)$$

gdzie:

$$\Delta v_{P_{liu}} = (v_{P_{liu}}(t_{kiu}) - v_{P_{liu}}(t_{piu})) \quad (8)$$

przy czym: $v_{P_{liu}}(t_{piu})$, $v_{P_{liu}}(t_{kiu})$ – prędkości punktu P_{li} odpowiednio, w chwili wejścia i wyjścia ze strefy pierścienia k_u .

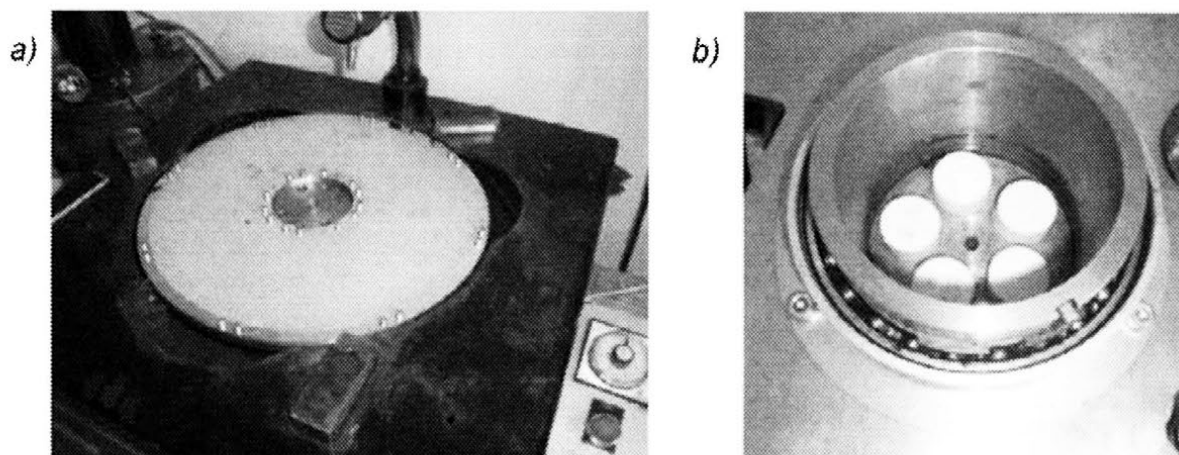
We wzorze (7) obliczona zostaje wartość bezwzględna przyspieszenia, ponieważ przyspieszenie styczne zmienia swoją wartość co do znaku w czasie połowy cyklu.

Normalizowany rozkład przyspieszenia stycznego d'_a określa wzór:

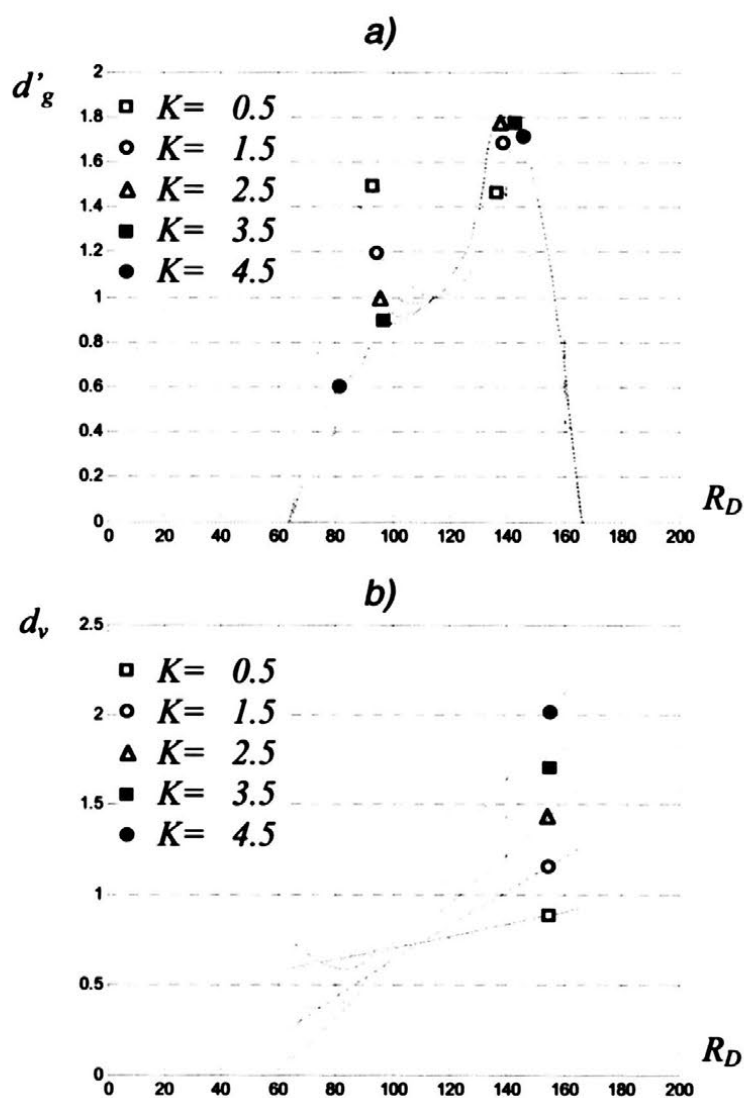
$$d'_a(R_D) = \frac{d_a(R_D)}{d_a(R)} \quad (9)$$

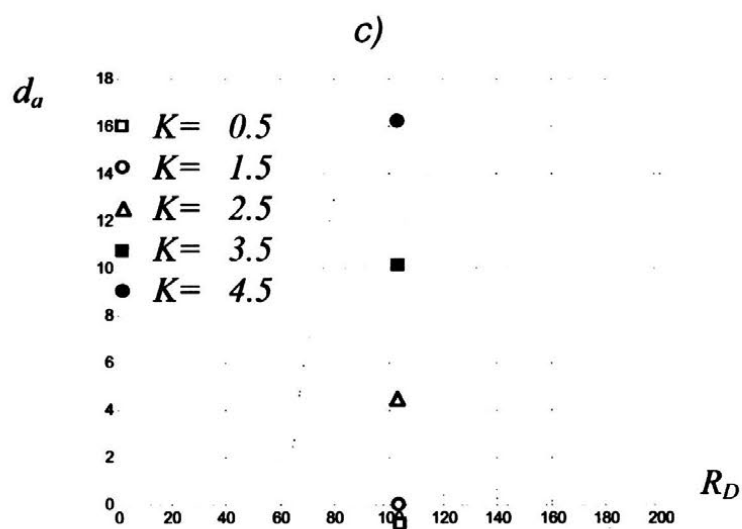
4. WYNIKI SYMULACYJNE

W symulacji komputerowej prędkość obrotowa docieraka wynosiła $n_t=63 \text{ obr/min}$. Parametry geometryczne odpowiadały rzeczywistym wymiarom narzędzia (rys. 4 a): $R_{Dw}=45 \text{ mm}$, $R_{Dz}=190 \text{ mm}$ i rozłożeniu przedmiotów w separatorze: $r_{OP}=34 \text{ mm}$ (rys. 4 b). Prędkość obrotowa pierścienia prowadzącego (n_2) była dobierana tak, aby uzyskać założoną wartość współczynnika K . Wyniki symulacyjne potwierdzają wyraźną zależność pomiędzy typem trajektorii (współczynnik K , Tab. 1), a obliczonymi rozkładami (rys. 5, 6).

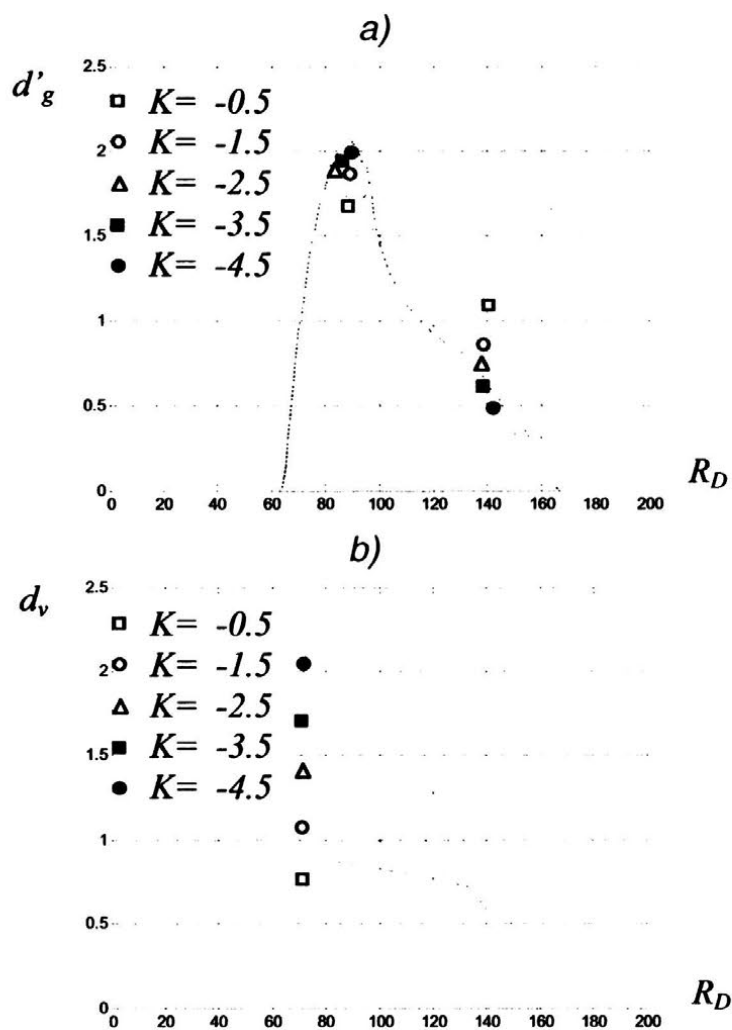


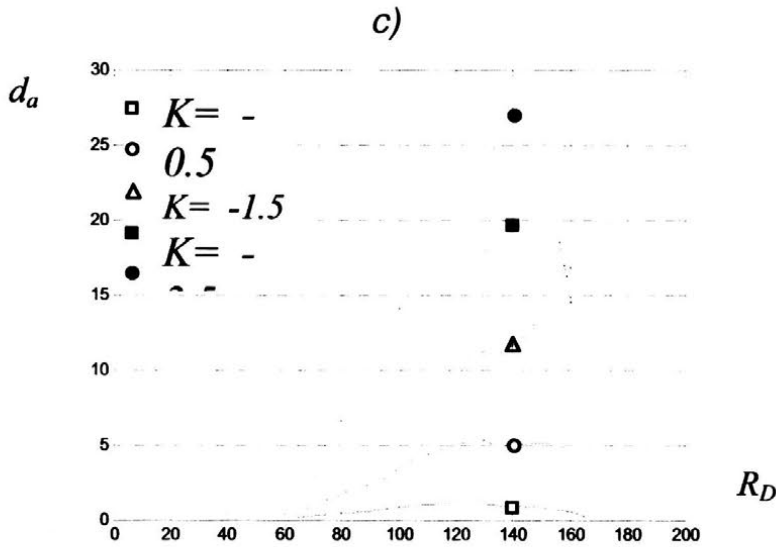
Rys. 4. Analizowane w badaniach symulacyjnych mikroszlifowania, narzędzie z nasypem diamentowym D107 (a) wraz z ułożeniem w separatorze przedmiotów obrabianych (b)





Rys. 5. Parametry uwzględniane w modelu zużycia narzędzia dla $K > 0$: a) normalizowana intensywność kontaktu d'_g , b) rozkład prędkości d_v , c) rozkład przyspieszenia d_a





Rys. 6. Parametry uwzględniane w modelu zużycia narzędzia dla $K < 0$: a) normalizowana intensywność kontaktu d'_g , b) rozkład prędkości d_v , c) rozkład przyspieszenia d_a

Normalizowana intensywność kontaktu d'_g oraz rozkład prędkości d_v i przyspieszenia stycznego d_a zostały obliczone dla niezależnego napędu pierścieni prowadzących i dla przedmiotu o przekroju okrągłym ($\phi 34$). Wartości intensywności kontaktu d'_g i prędkości d_v są większe w obszarze średnicy zewnętrznej narzędzia dla $K > 0$ (rys. 5 a, b). Parametry te wzrastają w obszarze średnicy zewnętrznej wraz ze wzrostem współczynnika K . Odwrotna sytuacja ma miejsce dla $K < 0$. Większe zużycie jest spodziewane w obszarze średnicy wewnętrznej (rys. 6 a, b). Zmiana w rozkładzie przyspieszenia stycznego d_a jest przeciwna do rozkładu intensywności kontaktu d'_g i prędkości d_v (rys. 4 c, 5 c). Dla $K > 0$, większe wartości odpowiadają obszarowi średnicy wewnętrznej, a dla $K < 0$ średnicy zewnętrznej.

4. PODSUMOWANIE

Uzyskane rozkłady parametrów wpływających na zużycie narzędzia są zbieżne z wynikami przedstawionymi w pracach [4, 5]. Zużycie czynnej powierzchni narzędzia Z_D może zostać wyznaczone w funkcji przedstawionych parametrów d_{gp} , d_v , d_a :

$$Z_D = f_D(d_{gp}, d_v, d_a) \quad (10)$$

W celu wyznaczenia postaci funkcji f_D przeprowadzone zostały badania eksperymentalne docierania jednotarczowego jak również częściowe badania mikroszlifowania z kinematyką docierania. Model zużycia narzędzia nasypowego stosowanego w mikroszlifowaniu, wymaga dalszych badań eksperymentalnych

i analiz z uwagi na specyfikę zużycia narzędzia, dla którego charakterystyczne jest m.in. wykruszanie i usuwanie ziaren z czynnej powierzchni.

5. LITERATURA

- [1] Ardelt Th.: *Verfahrensvergleich Planschleifen mit Planetenkinematik-Planparallelläppen*. Industrie Diamanten Rundschau IDR, Vol. 35, No. 3 S. 214-224 (2001).
- [2] Barylski A. et al.: *Grinding of cemented carbides with planetary kinematics*. Developments in Mechanical Engineering, Vol. 3, pp. 65-71, Gdańsk (2009).
- [3] Engcl H., Ardelt Th., Barylski A., Feld M.: *Verfahrensvergleich Läppen-Läppscheifen*. Werkstatttechnik, Vol. 89, No. 3, S. 228-230 (1999).
- [4] Spur G., Eichhorn H.: *Kinematisches Simulationsmodell des Läppscheibenverschleisses*. ZDR, (31), nr 2, S. 169-178 (1997).
- [5] Uhlmann E., Ardelt Th.: *Influence of kinematics on the face grinding process on lapping machines*. Annals of the CIRP, Manufacturing Technology, Vol. 48, No. 1, pp. 281-284 (1999).
- [6] Wangping Sun, Pei Z. J., Fisher, G. R.: *Fine grinding of silicon wafers: a mathematical model for the wafer shape*. Int. J. Machine Tools & Manufacture, Vol. 44, No. 7-8, pp. 707-716 (2004).

Praca naukowa finansowana ze środków na naukę w latach 2010-2011 jako projekt badawczy N N503 157638.

Obliczenia wykonano z wykorzystaniem oprogramowania i komputerów Trójmiejskiej Akademickiej Sieci Komputerowej <http://www.task.gda.pl/>

SIMULATION OF THE TOOL WEAR IN FLAT MICROGRINDING WITH LAPPING KINEMATICS

ABSTRACT: The paper presents the model assumptions for the tool wear used in flat microgrinding with lapping kinematics. Distributions of the parameters directly affecting the wear, such as: the contact intensity between the workpiece and the tool, cutting speed and tangential acceleration. The simulations were carried out using the Matlab software.

^{*)} dr inż. Mariusz DEJA, Politechnika Gdańska, Wydział Mechaniczny, Katedra Technologii Maszyn i Automatykacji Produkcji, ul. G. Narutowicza 11/12, 80-233 Gdańsk, e-mail: mdeja@pg.gda.pl

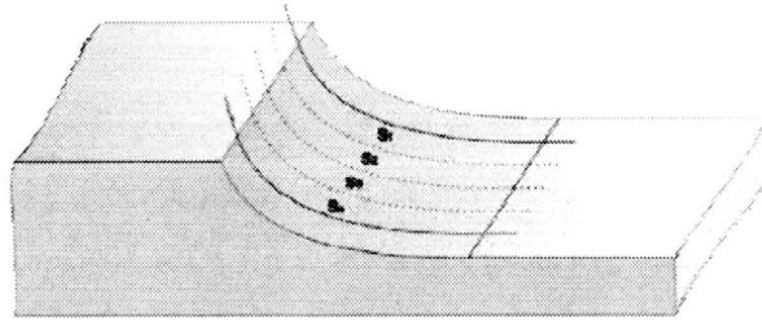
WYBRANE PROBLEMY MAKSYMALIZACJI WYDAJNOŚCI MIKRO- I NANOSZLIFOWANIA DLA OGRANICZEŃ NAŁOŻONYCH NA OKREŚLONE PARAMETRY CHROPOWATOŚCI POWIERZCHNI

Wojciech Kacalak^{*)}, Filip Szafraniec^{**)}, Tomasz Królikowski^{***)}
Radosław Kunc^{****)}, Hanna Remelska^{*****)}

STRESZCZENIE: *Stosowanie małej głębokości szlifowania pozwala znacznie zmniejszyć energię procesu, co sprzyja uzyskiwaniu korzystniejszych cech warstwy wierzchniej. Mała głębokość szlifowania powoduje małą gęstość strumieni cieplnych, krótki czas oddziaływania lokalnego oraz małe gradienty temperatury. Stosowanie małych głębokości szlifowania zmniejsza siły, co może być ważne dla obróbki przedmiotów o małych wymiarach i dużej podatności. W publikacji przedstawiono wyniki optymalizacji procesów mikroszlifowania oraz metodykę doboru parametrów dla różnych warunków ograniczających. Podano również wyniki analiz dotyczących oszacowania aktywności ziaren na czynnej powierzchni ściernicy.*

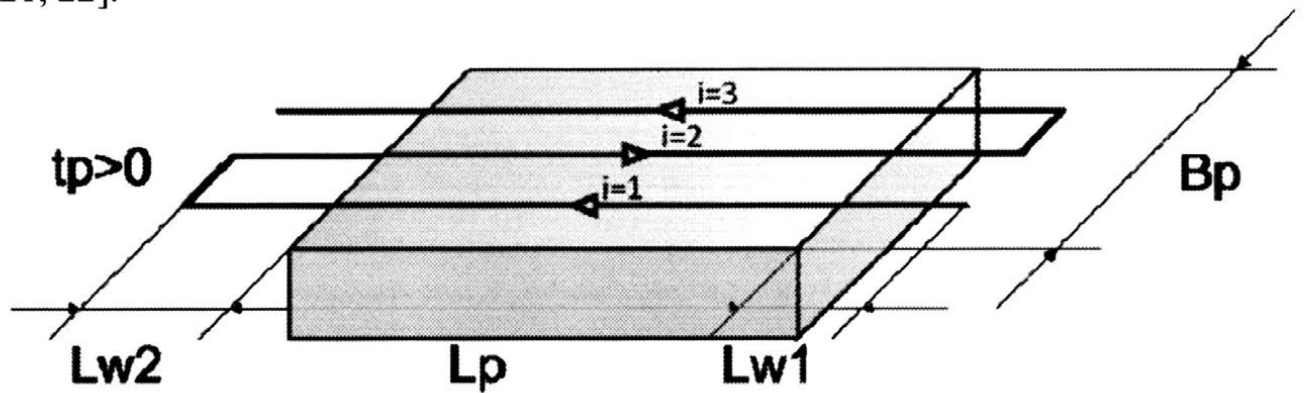
1. WSTĘP

Stosowanie małych głębokości szlifowania niekorzystnie zmniejsza udział ziaren aktywnych [1-7, 23], które kształtują obrabianą powierzchnię – aby temu zapobiec należy zmniejszyć rozproszenie promieni działania wierzchołków ziaren (specjalne metody kształtowania powierzchni ściernic), stosować ziarna o małych wymiarach [8-10], zmniejszyć odległość między aktywnymi ziarnami [11, 12, 17], zastosować spoiwa o lokalnie (w granicach jednego mikrometra) zmniejszonej podatności. W optymalizacji procesu obróbki, należy, jako jeden z warunków ograniczających przyjąć minimalną objętość warstwy przypadającej na jedno ziarno w strefie usuwania nadmiaru (rys. 1).



Rys. 1. Schemat przedstawiający podobszary strefy obróbki w procesie mikro i nanoszlifowania

W procesie szlifowania, nawet najwyższej dokładności, zazwyczaj jako kryterium doboru parametrów przyjmuje się produkcyjną wydajność operacji. Zmusza to producentów do szukania sposobów zwiększania wydajności obróbki, przy jednoczesnym spełnieniu wielu warunków ograniczających [13-15, 16, 18, 19, 21, 22].



Rys. 2. Schemat do określania czasu operacji w procesie szlifowania przedmiotu w przypadku gdy $t_p > 0$

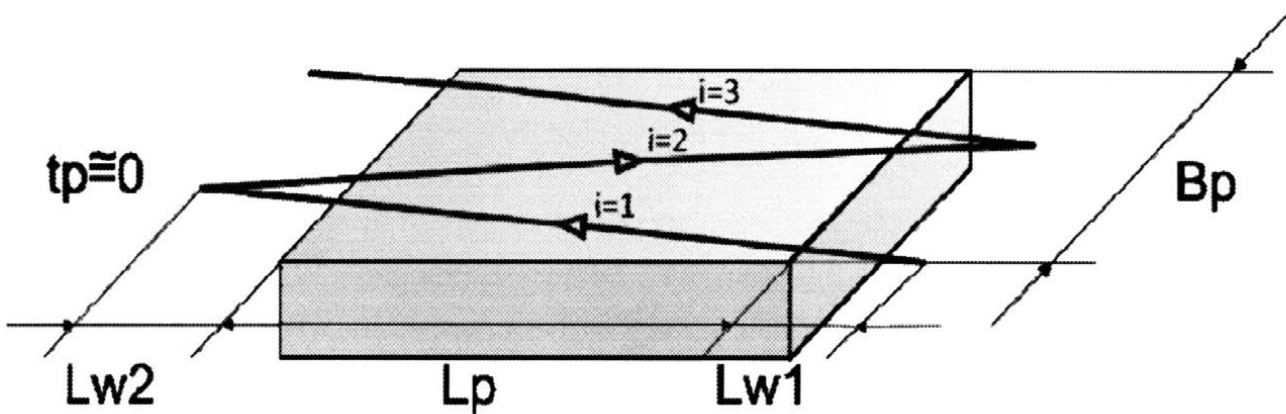
Wydajność produkcyjną operacji można wyrazić jako odwrotność czasu operacji. W przypadku, gdy t_p (czas przesterowania) jest większy od zera to zależność przedstawiająca czas całkowity będzie miała postać (rys. 2) (wzór 1).

$$t = \left(t_p + \frac{L_{w1} + L_{w2} + L_p}{v_p} \right) * \left(\frac{B_p}{pp} \right) \quad (1)$$

W przypadku, gdy proces szlifowania ma charakter ciągły tzn. czas przesterowania t_p jest bardzo mały wzór na czas całkowity i schemat tej operacji ma postać jak poniżej.

$$t = \left(\frac{L_{w1} + L_{w2} + L_p}{v_p} \right) * \left(\frac{B_p}{pp} \right) \quad (2)$$

gdzie: t - czas całkowity; t_p - czas przesterowania; L_{w1} - długość pierwszego wybiegu; L_{w2} - długość wybiegu drugiego; L_p - długość przedmiotu obrabianego; B_p - szerokość przedmiotu obrabianego; v_p - prędkość posuwu wzdłużnego; pp - posuw poprzeczny.



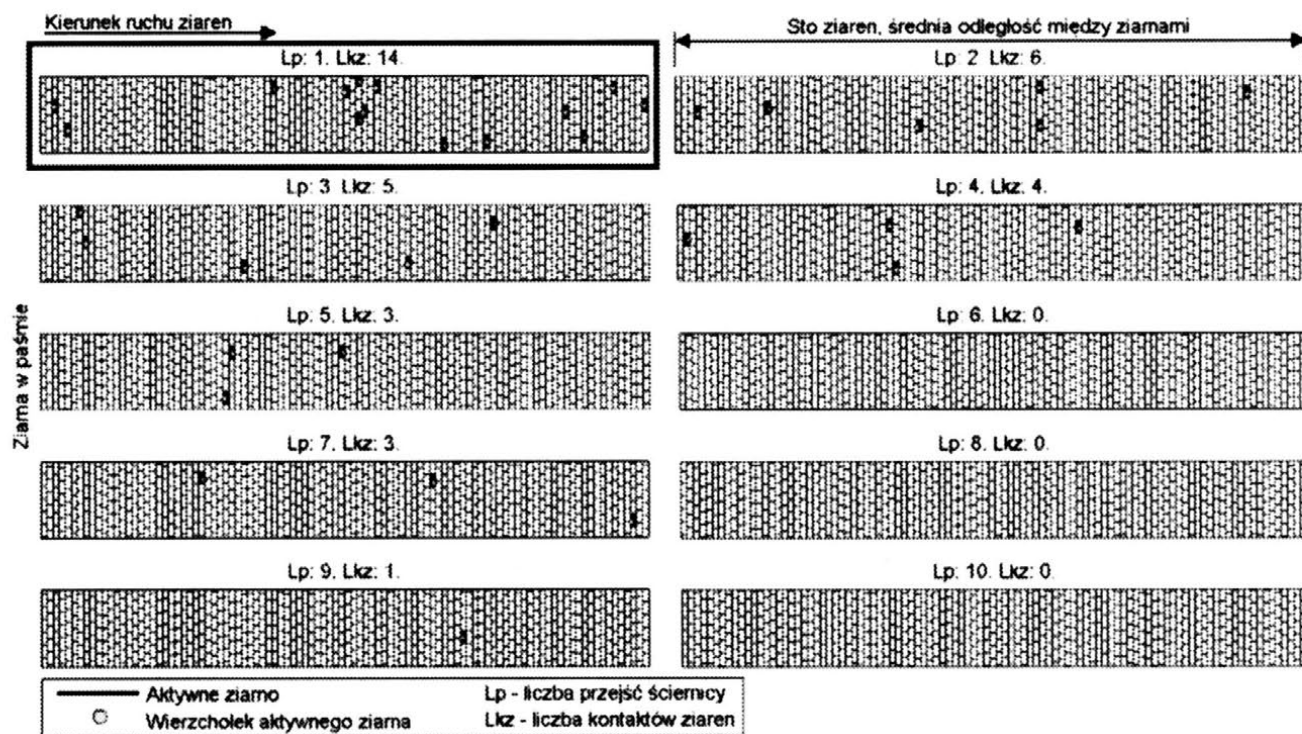
Rys. 3. Schemat do analizy procesu szlifowania przedmiotu z ciągłym posuwem poprzecznym, w przypadku gdy $t_p \cong 0$

W celu określenia wartości wielkości, na które nałożono warunki ograniczające, przeprowadzono analizę aktywnych ziaren dla poszczególnych obszarów strefy szlifowania o szerokościach równych wartości posuwu poprzecznego. Przeprowadzono symulacyjne cykle badawcze, wyznaczono przekroje i objętości warstw usuwanych oraz zarejestrowano położenie i odległości między ziarnami aktywnymi.

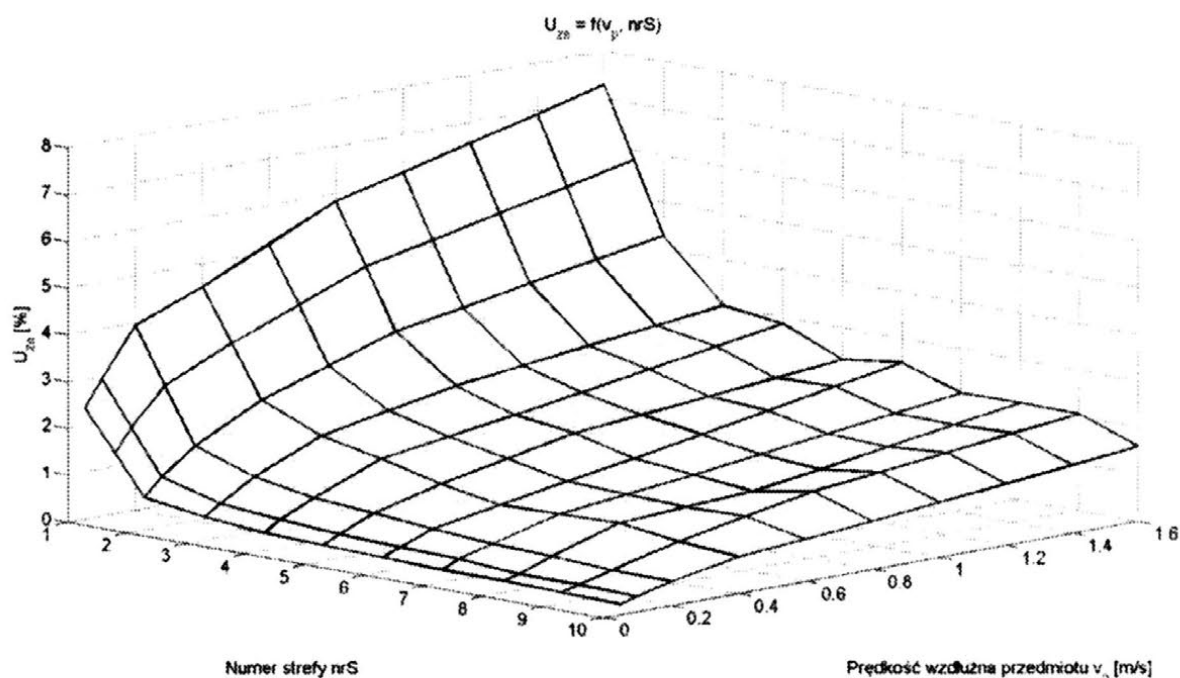
Na szczególną uwagę zasługuje obszar pierwszy, wyróżniony na rysunku, w którym następuje usuwanie materiału nadmiaru, w odróżnieniu od następnych stref, w których ma miejsce zmniejszenie nierówności stref.

Po określeniu liczby ziaren aktywnych możliwe było określenie średnich objętości warstw usuwanych przez te ziarna.

Na kolejnych rysunkach przedstawiono wyniki badań wpływu liczby przejść (ilorazu wysokości ściernicy do posuwu poprzecznego), dla różnych wartości prędkości posuwu wzdłużnego, na parametry S_a i S_t chropowatości powierzchni.

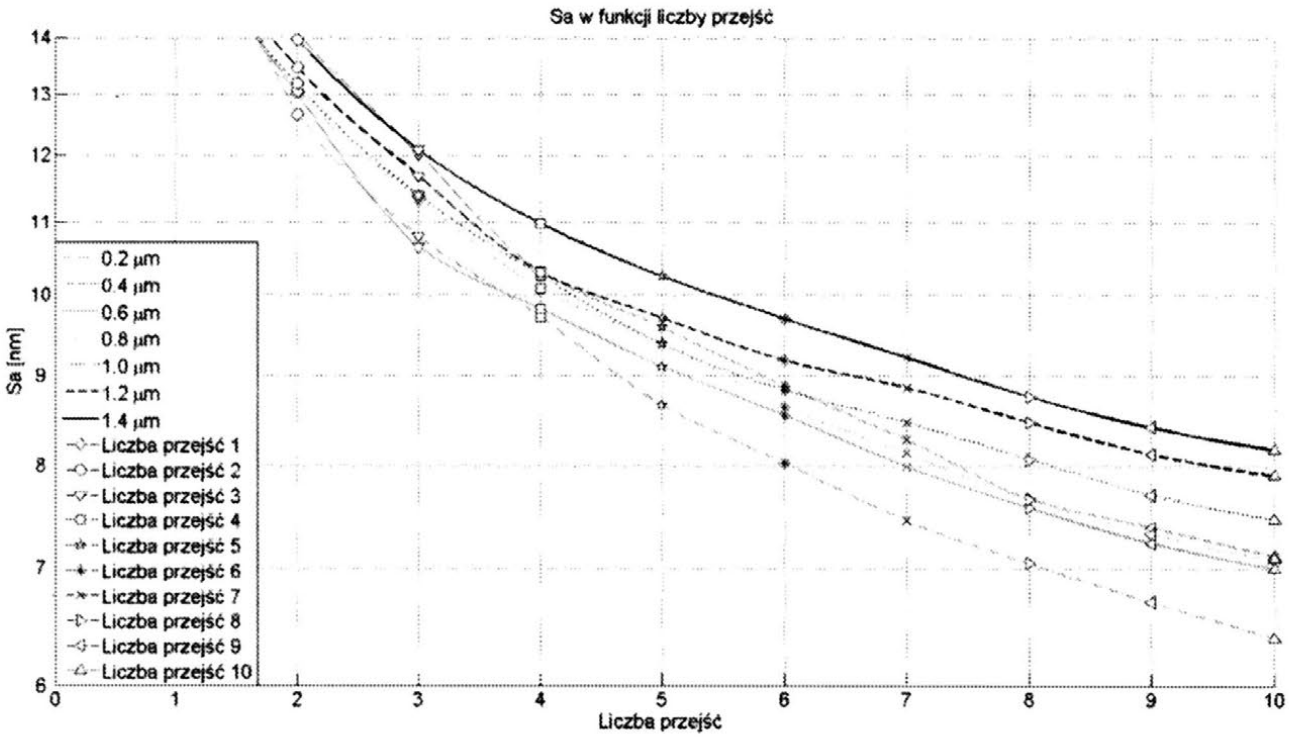


Rys. 4. Mapa aktywności ziaren w paśmie dla 10 przejść ściernicy

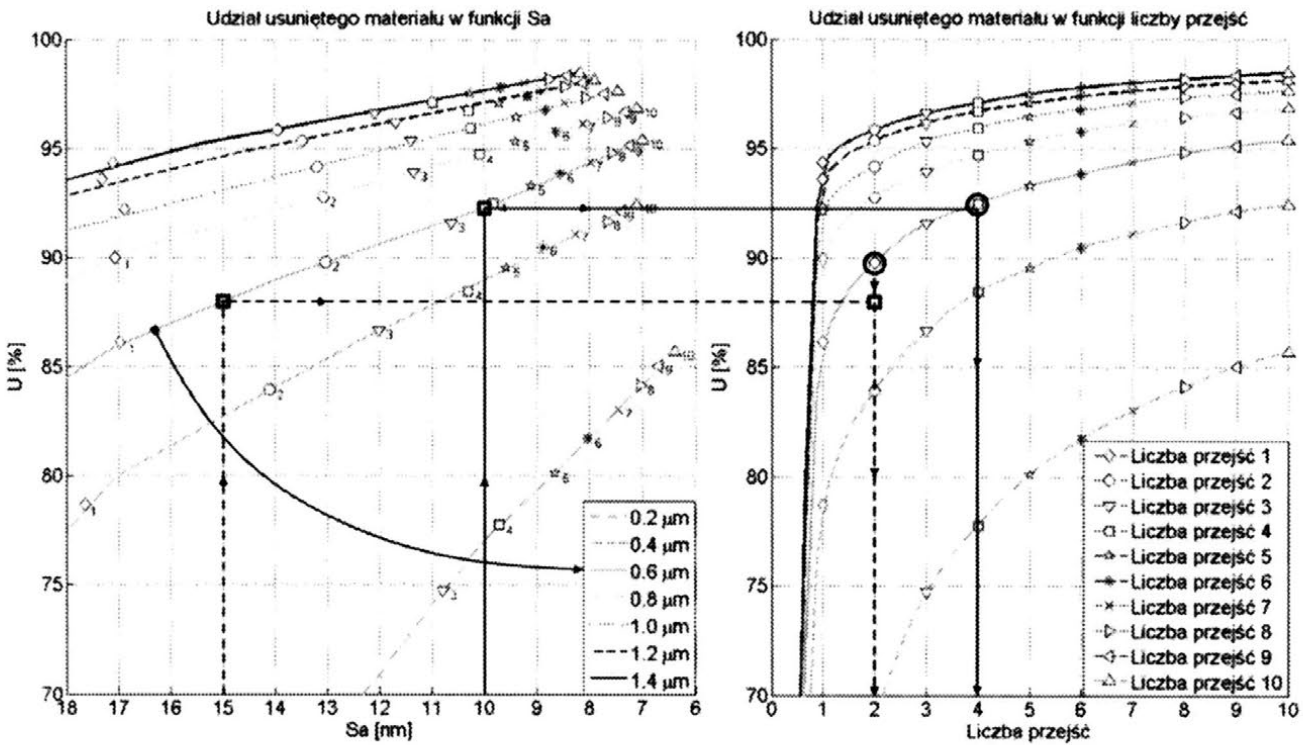


Rys. 5. Aktywność ziaren w różnych obszarach strefy szlifowania

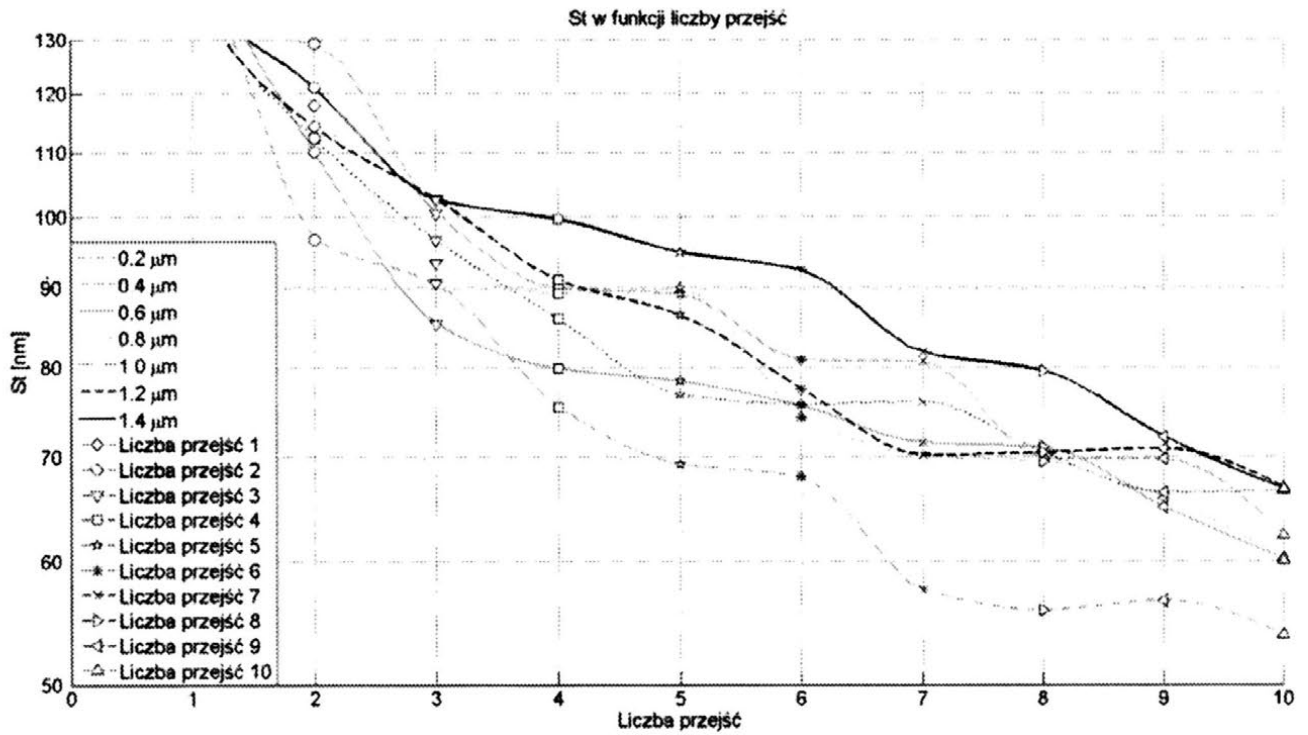
Przedstawiono też metodykę określania liczby przejść (wartości posuwu poprzecznego) dla określonych wymagań, dotyczących wartości określonych parametrem chropowatości.



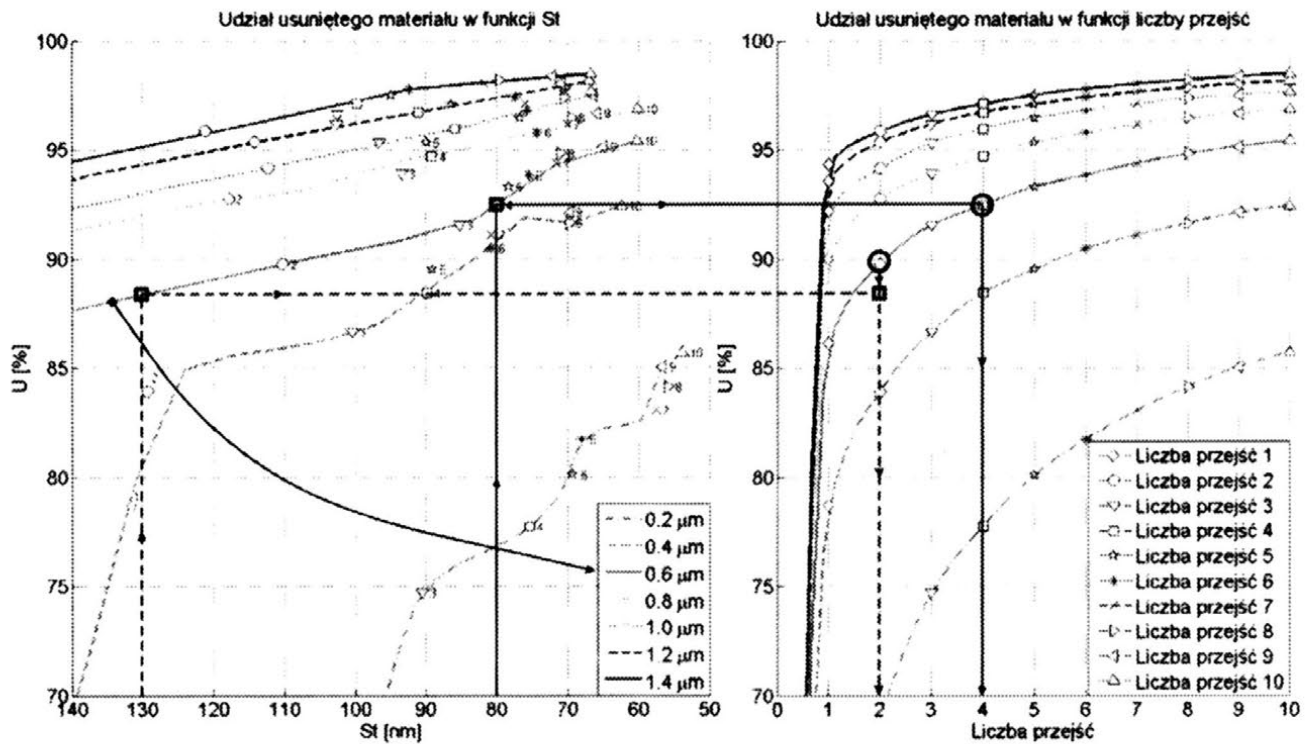
Rys. 6. Parametr S_a w funkcji liczby przejść dla prędkości posuwu wzdłużnego 0,05 m/s



Rys. 7. Metodyka określania liczby wymaganych przejść w procesie mikroszlifowania płaszczyzn dla określonych wymagań dotyczących wartości parametru chropowatości powierzchni S_a oraz ustalonej głębokości i prędkości posuwu wzdłużnego 0,05 m/s.



Rys. 8. Parametr S_t w funkcji liczby przejść dla prędkości posuwu wzdłużnego 0,05 m/s



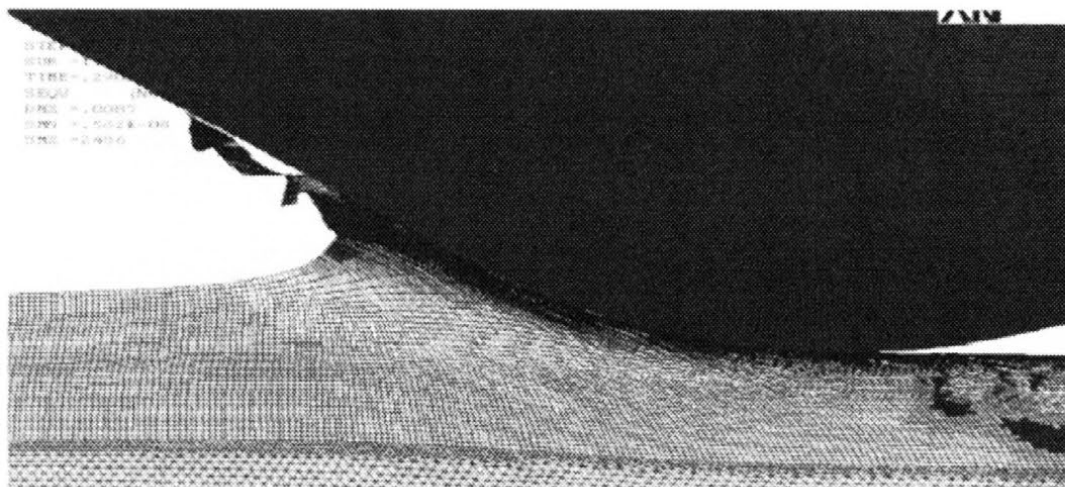
Rys. 9. Metodyka określania liczby wymaganych przejść w procesie mikroszlifowania płaszczyzn dla określonych wymagań, dotyczących wartości parametru chropowatości powierzchni S_t oraz ustalonej głębokości i prędkości posuwu wzdłużnego 0,05 m/s.

Dla szlifowania z małymi głębokościami rzędu $1\mu\text{m}$ stosowanie małych prędkości wzdłużnych przedmiotu powoduje, iż wpływ posuwu poprzecznego na parametry chropowatości jest niewielki i odwrotnie dla dużych prędkości wzdłużnych obserwuje się, że zmniejszenie posuwu poprzecznego znacząco poprawia wartości parametrów S_t i S_a .

Analiza zależności wydajności produkcyjnej operacji od wartości prędkości posuwu wzdłużnego oraz posuwu poprzecznego dla ograniczeń nałożonych na chropowatość powierzchni, dotyczących wartości parametru S_a lub S_t , wskazuje, iż przyjmowanie możliwie największych wartości posuwu poprzecznego przyczynia się do wzrostu produkcyjnej wydajności operacji.

Wymaga to oczywiście jednocześnie zmniejszenia prędkości posuwu wzdłużnego. Taka strategia jest jednak niedopuszczalna z uwagi na inne warunki charakterystyczne dla procesów mikro i nanoszlifowania. W procesach mikro i nanoszlifowania ważnym ograniczeniem jest średnia wartość przekroju warstwy skrawanej lub w innym ujęciu średnia objętość warstwy usuwanej przez jedno ziarno.

Szlifowanie dużą prędkością posuwu wzdłużnego i małym posuwem poprzecznym charakteryzuje się tym, że przekroje warstw skrawanych są większe niż w przypadku, gdy stosujemy dla tej samej wartości iloczynu posuwu poprzecznego i prędkości posuwu wzdłużnego małe prędkości posuwu wzdłużnego, a duże posuwu poprzeczne. Stąd istotne ograniczenie dotyczące efektywnej obróbki w procesach mikro i nanoszlifowania dotyczy minimalnej objętości lub minimalnego przekroju warstwy usuwanej przez jedno ziarno (rys. 10).



Rys. 10. Wyniki modelowania procesu mikroskrawania w systemie ANSYS

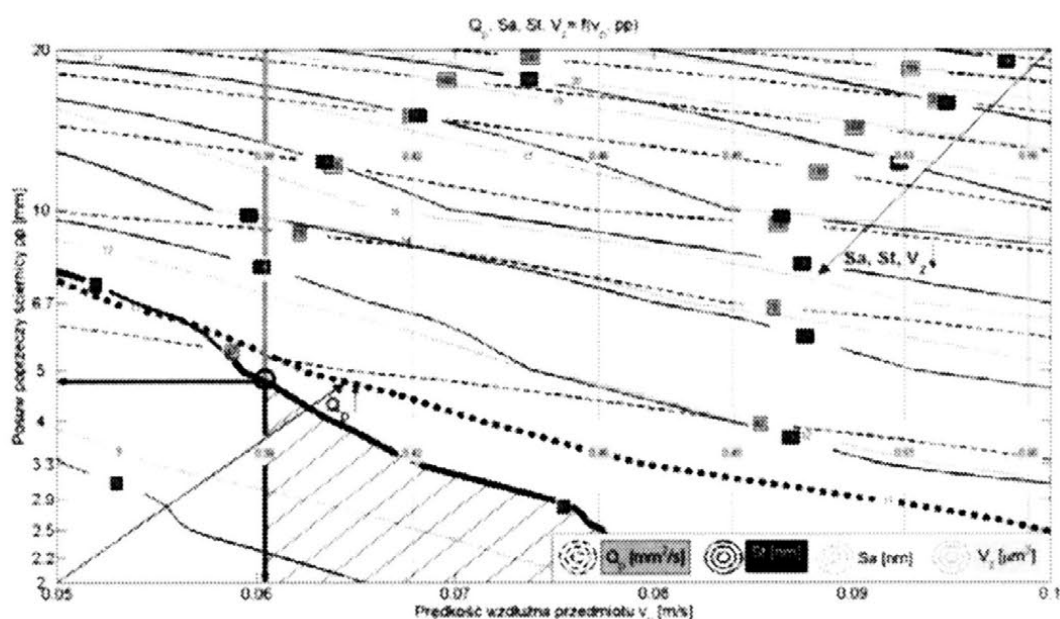
Z tego wynika dość prosta konkluzja, że nie jest możliwe stosowanie zbyt niskich prędkości posuwu wzdłużnego, dlatego że wówczas objętości materiału usuwanego przez jedno ziarno (w sensie statystycznym) są zbyt małe a ponadto w skutek tego, że długość drogi kontaktu ziarna z materiałem jest dość duża, to przekroje warstw skrawanych tym bardziej ograniczają efektywność obróbki. Z tego wynika, że w układzie współrzędnych v_p, pp można wyznaczyć linie stałych objętości albo stałych przekrojów warstwy skrawanej, przypadającej na jedno ostrze, jako linie ograniczające obszar dopuszczalnych parametrów obróbki.

W warunkach gdy prędkość posuwu wzdłużnego jest dość duża, a posuw poprzeczny jest mały powierzchnia czynna ściernicy przemieszcza się wielokrotnie nad powierzchnią już obrobioną, co wynika z wartości posuwu poprzecznego i wysokości ściernicy. Wówczas usuwane są tylko wierzchołki najbardziej wystających wyniesień powierzchni, a to powoduje, że jest dość duże prawdopodobieństwo spełnienia warunków wymaganych dla oddzielania materiału.

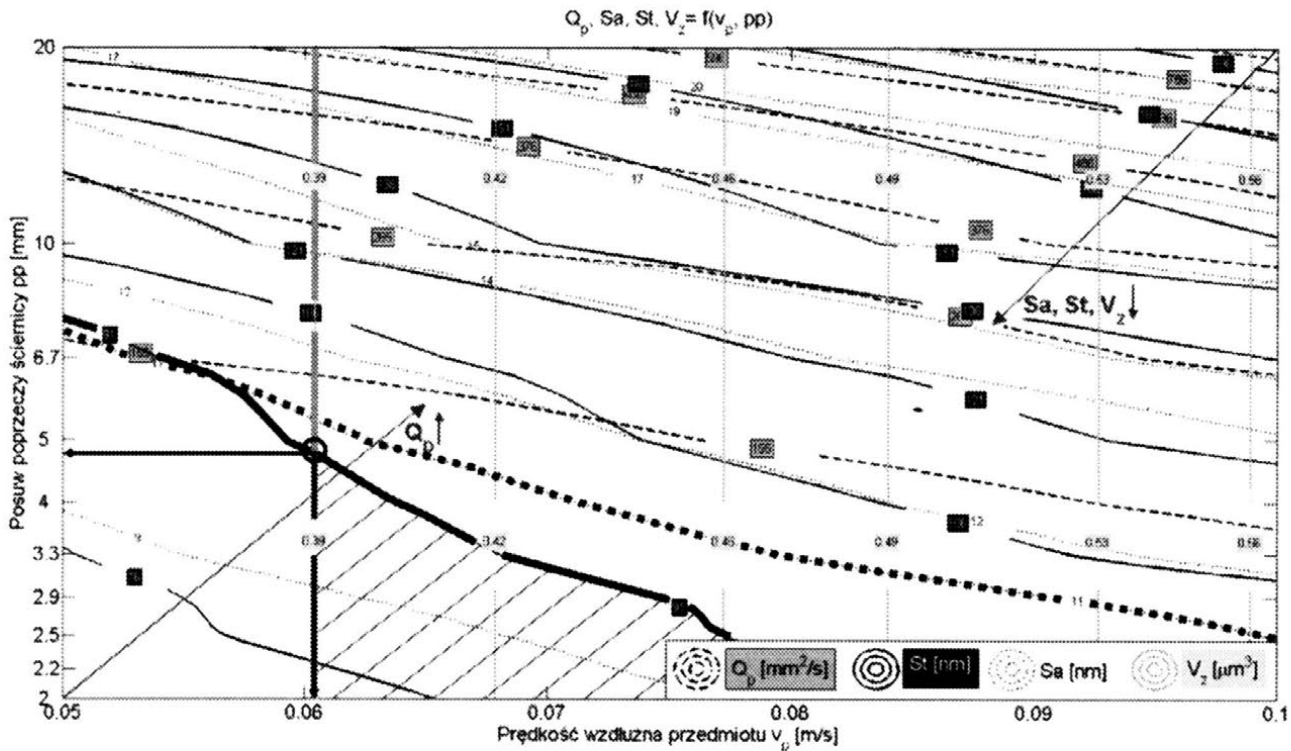
Objętość materiału usuwanego przez jedno ziarno przedstawia poniższy wzór:

$$V_z = \frac{g * v_p * R_{mz}}{U_{za} * 100 * \frac{v_s}{R_{mz}}} \quad (3)$$

gdzie: g – głębokość skrawania; U_{za} – udział ziaren aktywnych; v_p – prędkość posuwu wzdłużnego; v_s – prędkość obwodowa ściernicy; R_{mz} – Rozmiar macierzy ziarna



Rys. 11. Wykres przedstawiający granice obszaru dopuszczalnego obróbki z zastosowaniem ograniczeń wartości S_a , S_t oraz V_z dla przedmiotu o długości 50 mm



Rys. 12. Wykres przedstawiający granice obszaru dopuszczalnego obróbki z zastosowaniem ograniczeń wartości S_a , S_t oraz V_z dla przedmiotu o długości 500 mm

Na rysunkach nr 11 i 12 w układzie współrzędnych v_p , pp przedstawiono linie stałych wydajności produkcyjnej operacji mikroszlifowania, stałych wartości parametru chropowatości S_a oraz stałych wartości parametru chropowatości S_t , a także linie stałych wartości przeciętnych objętości przypadających na jedno ostrze aktywne, dla przedmiotów o szerokości 50 mm i 500 mm.

Zaznaczono również przykładowe granice dopuszczalnego obszaru parametrów obróbki. Na uwagę zasługuje fakt, iż istotnym ograniczeniem z zakresu zastosowań mikro i nanoszlifowania, może być spełnienie warunków, dotyczących aktywnej liczby ostrzy na powierzchni ściernicy, objętości warstwy usuwanej przez jedno ziarno oraz wymaganej wydajności obróbki.

W pewnych przypadkach może się okazać, iż obszar parametrów dopuszczalnych jest niezwykle wąski. Z wykresów tych również można wyprowadzić wnioski dla jakich wartości ograniczeń zbiór wartości spełniających te ograniczenia może być pusty.

2. PODSUMOWANIE

Szlifowanie w warunkach małej głębokości szlifowania wpływa na zmniejszenie energii procesu. Sprzyja to uzyskiwaniu korzystniejszych cech

warstwy wierzchniej. Mała głębokość szlifowania powoduje małą gęstość strumieni ciepłych, krótki czas oddziaływania lokalnego oraz małe gradienty temperatury. Stosowanie małych głębokości szlifowania zmniejsza siły, co może być ważne dla obróbki przedmiotów o małych wymiarach i dużej podatności. Przedstawione wyniki optymalizacji procesów mikroszlifowania wskazują na ważny problem w postaci ograniczenia od dołu, które powinno dotyczyć przekroju i objętości warstw skrawnych poszczególnymi ziarnami. Pomocne w tym zakresie mogą być wyniki analizy aktywności ziaren na powierzchni ściernicy.

3. LITERATURA

- [1] Oczóś K., Porzycki J.: *Szlifowanie. Podstawy i technika*. Wydawnictwo Naukowo – Techniczne, Warszawa 1986.
- [2] Oczóś K. E., Liubimov V.: *Struktura geometryczna powierzchni*. Oficyna Wydawnicza PRz, Rzeszów 2003.
- [3] Kacalak W., Szafranicz Filip, Kunc Radosław, Remelska Hanna: *Metoda generowania ziaren ściernych i tworzenia topografii czynnej powierzchni ściernicy* (praca niepublikowana).
- [4] Gatzen H.H., Maetzig J.C.: *Nanogrinding*, Precision Engineering, Volume 21, Number 2, November 1997, pp. 134-139.
- [5] Chen, F.J., Yin, S.H., Huang, H., Ohmori, H., Wang, Y., Fan, Y.F., Zhu, Y.J.: *Profile error compensation in ultra-precision grinding of aspheric surfaces with on-machine measurement*, *Relevance Feedback Icon*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2010, pp. 480-486.
- [6] Chen W.K., Kuriyagawa T., Huang H., Yosihara N.: *Machining of microspherical mould inserts*, Precision Engineering 29, 2005, pp. 315–323.
- [7] Tönshoff, H., Peters, J., Inasaki, I. and Paul, T., *Modelling and Simulation of Grinding Processes*, CIRP Annals, 41, 2, 1992, p. 677.
- [8] Alting, L., Kimura, F., Hansen, H.N., Bissacco, G., 2003, *Micro Engineering*, CIRP Annals, 52/2:635-657.
- [9] Bałasz B., Królikowski T.: *Advanced Kinematic-Geometrical Model Of Grinding Processes*. Industrial Simulation Conference, Delft, Holand 2007. pp. 137-141.
- [10] Bałasz B., Królikowski T.: *Modeling and Simulation Method of Precision Grinding Processes*. Recent Advances in Mechatronics. Springer 2007. pp. 273-277.
- [11] Bałasz B., Szatkiewicz T., Królikowski T.: *Grinding Wheel Topography Modeling with Application of an Elastic Neural Network*, ICIC 2007,

- China, Lecture Notes in Artificial Intelligence vol. 4682, pp. 83–90, Springer 2007.
- [12] Bałasz B.: *Modular System for Simulation of Material Processing*. SMI 2007. Polish Journal of Environmental Studies, Vol 16, No 4A. pp. 14-18.
- [13] Corbett, J., McKeown, P. A., Peggs, G. N., Whatmore, R.: 2000, Nanotechnology: *International Developments and Emerging Products*, Annals of the CIRP, 49 /2: 523-545.
- [14] De Chiffre, L., Kunzmann, H., Peggs, G. N., Lucca, D. A.: 2003, *Surfaces in Precision Engineering*, Microengineering and Nanotechnology, Annals of the CIRP, 52 /2: 561-577.
- [15] Ikawa, N., Shimada, S., Tanaka, H.: 1992, *Minimum Thickness of Cut in Micromachining*, Nanotechnology, 3/1:6-9.
- [16] Kacalak W., Kasprzyk M.: *Wybrane problemy modelowania stochastycznych procesów zużycia i trwałości ściernic*. Zbiór prac, XXIII Naukowa Szkoła Obróbki Ściernej, Rzeszów-Myczkowce, wrzesień 2000, s. 257-264.
- [17] Kacalak W., Krzyżyński T., Dziura Z., Ściegienka R., Lewkowicz R.: *On Optimization of Automated Process of Fine Grinding Small Ceramic Elements*. Annual Scientific Conference GAMM 2000, Goettingen.
- [18] Kacalak W., Lewkowicz R., Ściegienka R.: *Zjawiska charakteryzujące procesy mikroskrawania*. XX Jubileuszowa Naukowa Szkoła Obróbki Ściernej. Poznań - Błażejewko 1997, s. 81-84.
- [19] Schmidt, J., Tritschler, H., Spath, D., Elsner, J., Huntrup, V., 2002, *Requirements of an Industrially Applicable Microcutting Process for Steel Micro-Structures*, Microsystem Technologies, 8/6:402-408.
- [20] Shimada, S., Ikawa, N., Tanaka, H., Uchikoshi, J., 1994, *Structure of Micromachined Surface Simulated by Molecular Dynamics Analysis*, CIRP Annals, 43/1:51-54.
- [21] Wculc, H., Huntrup, V., Tritschler, H., 2001, *Micro-Cutting of Steel to Meet New Requirements in Miniaturization*, CIRP Annals, 50/1:61-64.
- [22] Vogler, M.P., DeVor, R.E., Kapoor, S.G., 2004, *On the Modelling and Analysis of Machining Performance in Micro-Endmilling*, Part I: Surface Generation, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, 126/4:685-694.
- [23] Zhang, B., Liu, X., Brown, C. A., Bergstrom, T. S., 2002, *Microgrinding of Nanostructured Material Coatings*, Annals of the CIRP, 51 /1: 251-254.

SELECTED PROBLEMS OF THE MAXIMALIZATION OF EFFICIENCY MICRO- AND NANOGRINDING FOR LIMITATIONS PUT ON DEFINITE PARAMETERS OF THE ROUGHNESS OF THE SURFACE

***ABSTRACT:** Applying the small depth of grinding allows considerably reduce the energy of the process, what favours getting the more profitable features of the top layer. The small depth of grinding causes the small density of thermal streams, the short time of the local influence and the small gradients of the temperature. Applying the small depths of grinding reduces strengths, what can be important for the processing of objects with small dimensions and large susceptibility. The results of the optimization of processes microgrinding and the methodology of the selection of parameters for various constrain conditions were introduced in the publication. The results of the analysis of the proper energy of processing and estimation of the activity of grains on the active surface of the cut-off wheel were also showed.*

^{*)} prof. dr hab. inż. Wojciech KACALAK, Katedra Mechaniki Precyzyjnej, Wydział Mechaniczny, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: wojciech.kacalak@tu.koszalin.pl

^{**)} mgr inż. Filip SZAFRANIEC, Katedra Mechaniki Precyzyjnej, Wydział Mechaniczny, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: szafraniecfilip@gmail.com

^{***)} dr inż. Tomasz KRÓLIKOWSKI, Katedra Mechaniki Precyzyjnej, Wydział Mechaniczny, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: tomasz.krolikowski@tu.koszalin.pl

^{****)} mgr inż. Radosław KUNC, Katedra Mechaniki Precyzyjnej, Wydział Mechaniczny, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: radek531@gmail.com

^{*****)} mgr inż. Hanna REMELSKA Katedra Mechaniki Precyzyjnej, Wydział Mechaniczny, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: hanula10@wp.pl

MODEL FIZYCZNY DO BADAŃ SYMULACYJNYCH SZLIFOWANIA WIBRACYJNEGO W KIERUNKU POPRZECZNYM

Franciszek Oryński^{*)}, Robert Synajewski^{**)}, Grzegorz Bechciński^{***)}

STRESZCZENIE: *W artykule przedstawiono krótki przegląd różnych rozważań teoretycznych na temat powstawania chropowatości powierzchni obrobionej po szlifowaniu. Opracowano dynamiczny model symulacyjny procesu szlifowania wibracyjnego powierzchni płaskich. Uwzględnia on porównanie metody szlifowania tradycyjnego z hybrydową techniką szlifowania wibracyjnego. Polega ona na nałożeniu na kinematykę szlifowania konwencjonalnego dodatkowego ruchu oscylacyjnego, poprzecznego do szybkości skrawania.*

1. MODELE CHROPOWATOŚCI POWIERZCHNI SZLIFOWANYCH

W wielu pracach badawczych starano się określić matematycznie wpływ niektórych wielkości nastawnych procesu szlifowania na parametry chropowatości [1],[3]. Na przykład Maslow określił wzór (tabela 1) na maksymalną chropowatość, w którym występują parametry geometryczne i kinematyczne podnoszone do odpowiednich, wyznaczonych doświadczalnie potęg liczbowych. Zakres stosowania tego wzoru nie został określony. Hahn i Lindsay uwzględnili wpływ wielkości nastawnych procesu obciążania ściernicy (dosuw a_d i posuw v_{fd}). Mają one istotny wpływ na topografię ściernicy i strukturę warstwy wierzchniej przedmiotu obrobionego zwłaszcza w czasie pracy ściernicy bezpośrednio po jej naostrzeniu. Na wyliczoną wartość parametru Ra wpływa średnica d_z ziaren ściernicy i udział objętościowy spoiwa V_{sp} . Zależność Hahn i Linsay'a zdobyła duże znaczenie praktyczne ze względu na wyrażenie chropowatości przez właściwą siłę normalną F'_n i równoważną średnicę ściernicy D_{eq} . Tönshoff przedstawił modele [5] do wyznaczania parametrów Rt i Rz , w których uwzględniono stan czynnej powierzchni ściernicy w formie wartości stałej C_{gw} ,

a wpływ właściwości przedmiotu na przebieg procesu szlifowania uwzględnił przez C_{wp} . Stałe C, e_1, \dots, e_8 muszą być jednak wyznaczone doświadczalnie. Często stosowaną zależnością jest ostatni wzór w tabeli 1. Współczynniki r i R_1 są wyznaczane doświadczalnie. Zależą one głównie od materiału obrabianego, charakterystyki ściernicy, obciążania i sposobu chłodzenia. Wartość chropowatości Ra jest wyrażana przez zastępczą grubość wióra przy szlifowaniu h_{eq} .

Tabela 1

Modele bazowe chropowatości powierzchni szlifowanej

Autor	Zależność parametrów
Maslov	$R_{max} = 0,9 v_p^{0,6} f_z^{0,45} a^{0,4}$, gdzie: v_p - prędkość obwodowa przedmiotu obrabianego, f_z - częstotliwość drgań w układzie OUPN, a - dosuw (styk ściernicy)
Hahn i Lindsay	$Ra = K_3 (d_z v_{fd}/HRC)^{1/2} (a_d/v_{fd})^{3/10} F_n^{1/3} / (D_{eq}^{1/6} V_{sp}^{13/100})$, gdzie: K_3 - stała, HRC - twardość materiału obrabianego
Z opracowania Tönshoffa [5]	$Rt = C_{wp} C_{gw} (v_p/v_s)^{e1} a_e^{e2} (1/D_{eq})^{e3}$ $Rz = C + C_{wp} C_{gw} a_e^{e1} (v_p/v_s)^{e2} v_s^{e3} v_p^{e4}$, gdzie: a_e - styk roboczy ściernicy, v_s - prędkość obwodowa ściernicy
Na podstawie [1]	$Ra = R_1 h_{eq}^r$

Autorzy artykułu [6] wyprowadzili wzór na iloraz pól przekrojów (A_{gz} i A_{gbcz}) wiórów otrzymywanych po szlifowaniu odpowiednio w przypadku wprowadzenia drgań ultradźwiękowych o częstotliwości f i amplitudzie A na wrzeciono ściernicy w kierunku prostopadłym do posuwu przedmiotu obrabianego. Dla tego przypadku tor pojedynczego ziarna skrawającego ściernicy względem przedmiotu można wyrazić równaniem:

$$y = A \sin \frac{2\pi f x}{v_s} \quad (1)$$

Długość styku l_{gz} pojedynczego ziarna z przedmiotem obrabianym jest długością krzywej sinusoidalnej w zakresie x od 0 do l_g :

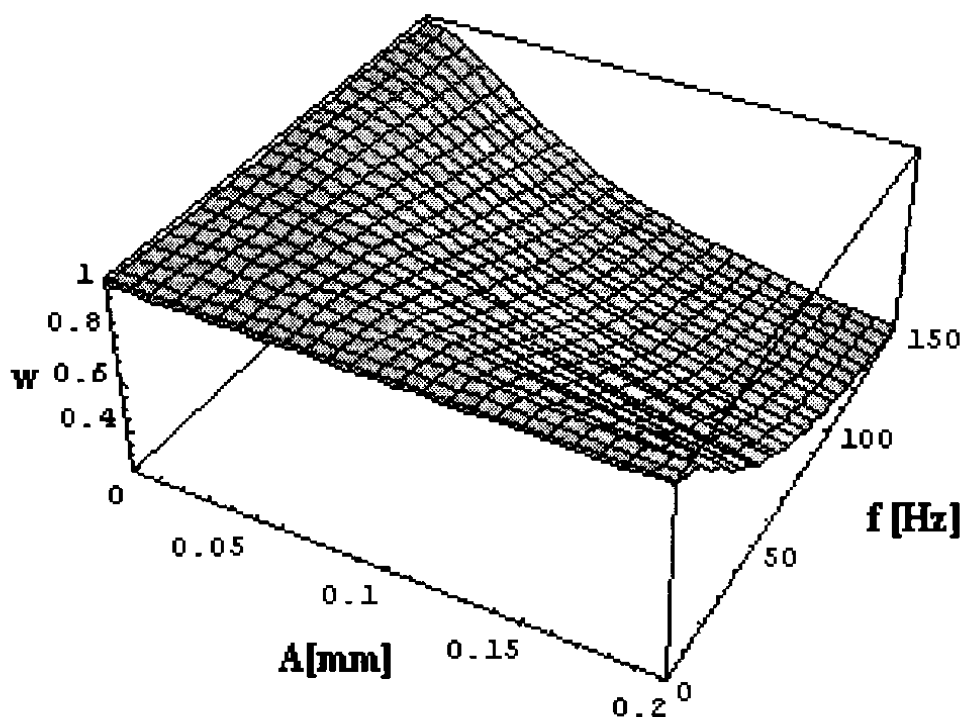
$$l_{gz} = \int_0^{l_g} \sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2} dx = \int_0^{l_g} \sqrt{1 + \left(\frac{2A\pi f}{v_s} \cos\left(\frac{2\pi f}{v_s} x\right)\right)^2} dx \quad (2)$$

Założono, że objętość materiału usuwanego [mm³] przez pojedyncze ziarno jest taka sama przy wprowadzaniu drgań zewnętrznych jak i bez ich udziału. Przy pomocy wskaźnika w można określić skuteczność wprowadzania zewnętrznych drgań na przedmiot obrabiany.

$$w = \frac{A_{gz}}{A_{gbez}} = \frac{l_g}{\int_0^{l_k} \sqrt{1 + \left(\frac{2A\pi f}{v_s} \cos\left(\frac{2\pi f}{v_s} x\right) \right)^2} dx}, \quad (3)$$

Mniejsza jego wartość świadczy o możliwości otrzymywania drobniejszych wiórów podczas szlifowania wibracyjnego – co pośrednio oznacza otrzymanie powierzchni szlifowanej o mniejszej chropowatości po zastosowaniu metody z drganiami wprowadzanymi.

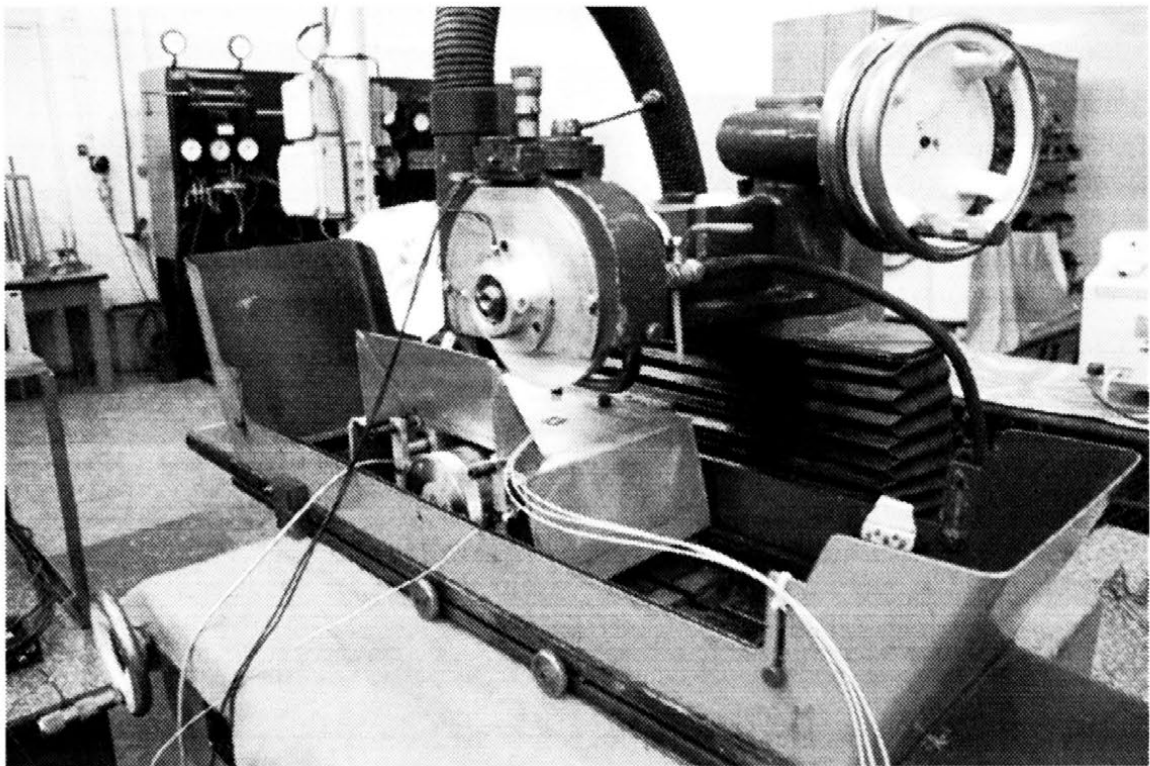
Na podstawie wzoru (3) można przedstawić wykres wskaźnika w (rys. 1) dla zmiennych częstotliwości i amplitudy drgań wymuszanych przy zadanej głębokości szlifowania i prędkości obwodowej ściernicy.



Rys. 1. Zmienność współczynnika w w zależności od częstotliwości f i amplitudy A drgań wymuszonych dla głębokości skrawania $a_e = 0.005$ mm i stałej prędkości obwodowej ściernicy $v_s = 30$ m/s

2. RZECZYWISTY I FIZYCZNY MODEL SZLIFIERKI

Rzeczywistym obiektem badań jest szlifierka do płaszczyzn typu SPC-20 (rys. 2). Na jej stole ustawiono specjalny stolik wibracyjny, który umożliwiał wprowadzanie drgań wymuszonych na przedmiot obrabiany. Górna część stolika wraz ze szlifowaną próbką może być wprawiana w ruch oscylacyjny na liniowych prowadnicach tocznych, przy wykorzystaniu elektrodynamicznego wzbudnika drgań. Kierunek drgań wzbudzanych jest poprzeczny do ruchu posuwisto – zwrotnego stołu szlifierki i jednocześnie równoległy do osi wrzeciona ściernicy.



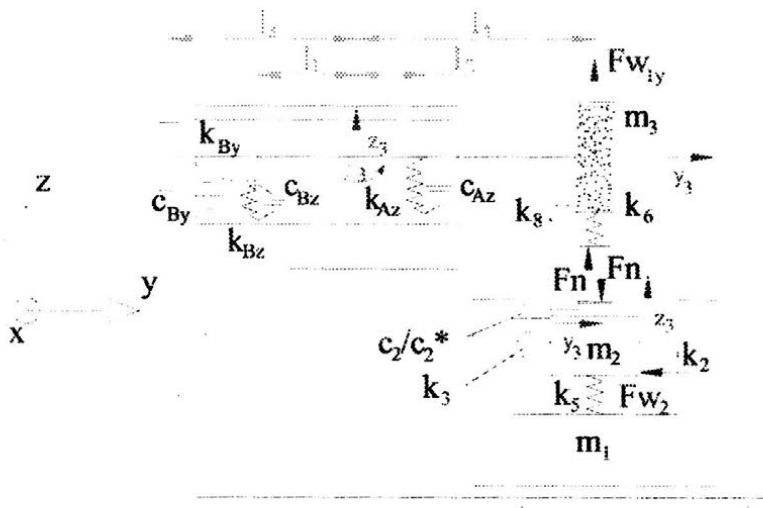
Rys. 2. Szlifierka do płaszczyzn SPC-20 na stanowisku badawczym szlifowania wibracyjnego

Szlifierka jest układem drgającym o dużej liczbie stopni swobody, którego masy rozłożone są w sposób ciągły i nierównomierny [2]. Określenie rozwiązania w postaci przebiegów czasowych wszystkich mas staje się często niemożliwe jeśli nie wprowadzi się układu zastępczego w postaci modelu fizycznego. Celem budowy tego modelu jest teoretyczny opis dynamicznego zachowania się układu szlifierka – przedmiot – ściernica (SPŚ). Na jego podstawie można przewidzieć pozytywne zalety szlifowania opartego o metodę z drganiami wprowadzanymi i poznanie w jakim stopniu można wpłynąć na zmniejszenie chropowatości

powierzchni po obróbce wykończającej - czyli dla jakich parametrów tych drgań można uzyskać obniżenie wartości parametrów chropowatości.

Założenia do modelu są następujące:

- równania ruchu zostaną opracowane dla modelu fizycznego po rzutowaniu sił na osie y i z (rys. 3),
- pominięto drgania w kierunku wzdłużnego posuwu stołu ze względu na mały wpływ na otrzymywany profil chropowatości przedmiotu w płaszczyźnie prostopadłej do tego kierunku,
- poszczególne zespoły układu zastąpiono sztywnymi bryłami o masach wyznaczonych doświadczalnie i tłumionych oporem wiskotycznym,
- stół szlifierki nie drga w kierunku pionowym z jak i równoległe do osi wrzeciona w kierunku y ze względu na dużą jego masę m_1 i sztywność na prowadnicach ślizgowych,
- prowadnice kulkowe stolika wibracyjnego (masy m_2) nie mają zdolności do tłumienia drgań, stąd w kierunku pionowym nie zastosowano tłumika,
- wrzeciono jest odciążone od naprężeń zginających dlatego na jego końcu od strony koła pasowego nie działają siły reakcji.



Rys. 3. Fizyczny model szlifierki do płaszczyzn

Stół szlifierki o masie m_1 przemieszcza się z posuwem wzdłużnym w kierunku x (prostopadłym do rys. 3). Wzbudzenie drgań ruchomej części stolika wibracyjnego z próbką o masie m_2 wzdłuż współrzędnej y następuje wskutek działania siły sinusoidalnie zmiennej Fw_2 generowanej przez elektrodynamiczny wzbudnik drgań. Parametry sztywności i tłumienia stolika w tym kierunku, dotyczące się stanu, w którym na górną jego płytę mogą być wprowadzane zewnętrzne

drżania wymuszane zostały opatrzone gwiazdką: $k_z^* = k_2 + k_3$, c_2^* . Stolik wibracyjny jest wtedy odblokowany i przygotowany do badań szlifowania wibracyjnego. Parametry bez tego znaku: k_z i c_2 dotyczą stolika zablokowanego złączem śrubowym - przygotowanego do realizacji szlifowania konwencjonalnego. Sprężyna k_3 spełnia rolę koniecznego wstępnego napięcia trzpienia wzbudnika drgań. Sztywność szlifowanej próbki wraz ze stolikiem w kierunku oddziaływania siły normalnej szlifowania F_n uwzględniono sprężyną o stałej k_5 .

Ściernica wraz z jej obsadą została zastąpiona sztywną bryłą o łącznej masie tego narzędzia m_3 . Sztywność stykową ściernicy w kierunku promieniowym reprezentuje element sprężysty k_6 . Siłowe oddziaływanie procesu szlifowania przedstawiono w postaci siły normalnej skrawania F_n . Siła równoległa do osi wrzeciona w strefie skrawania wynikająca z wprowadzania siły harmoniczej F_{w2} jest przenoszona przez sprężynę o stałej k_8 . Składowa F_{w1y} siły niewyważenia ściernicy ma charakter harmoniczny. Jest to wymuszenie bezwładnościowe. Wrzeciono szlifierskie określono w modelu jako belkę podpartą w dwóch węzłach łożyskowych: przednim hydrodynamicznym A i tylnym tocznym B. Sztywności i tłumienia w tych podporach są określone odpowiednio współczynnikami k_{Az} , k_{Bz} oraz c_{Az} , c_{Bz} . Sztywność i tłumienie wrzeciona w kierunku poosiowym uwzględniono współczynnikami k_{By} , c_{By} .

3. WYZNACZANIE PARAMETRÓW MODELU FIZYCZNEGO

Część parametrów modelu zostanie wyznaczonych analitycznie, a część doświadczalnie na podstawie obiektu rzeczywistego.

Wartości zewnętrznej siły wymuszającej drżania na przedmiot obrabiany określano na podstawie prostej zależności podanej przez producenta wzbudnika drgań. Siła ta jest wprost proporcjonalna do wartości skutecznej prądu Amp_{eff} na wyjściu wzmacniacza współpracującego ze wzbudnikiem. Jest określona przez współczynnik proporcjonalności $\beta = 24,8 \text{ N / A}$. Dlatego wartość maksymalną siły F_{w2} można obliczyć ze wzoru:

$$F = \beta \sqrt{2} Amp_{eff} = 35,07 Amp_{eff}. \quad (4)$$

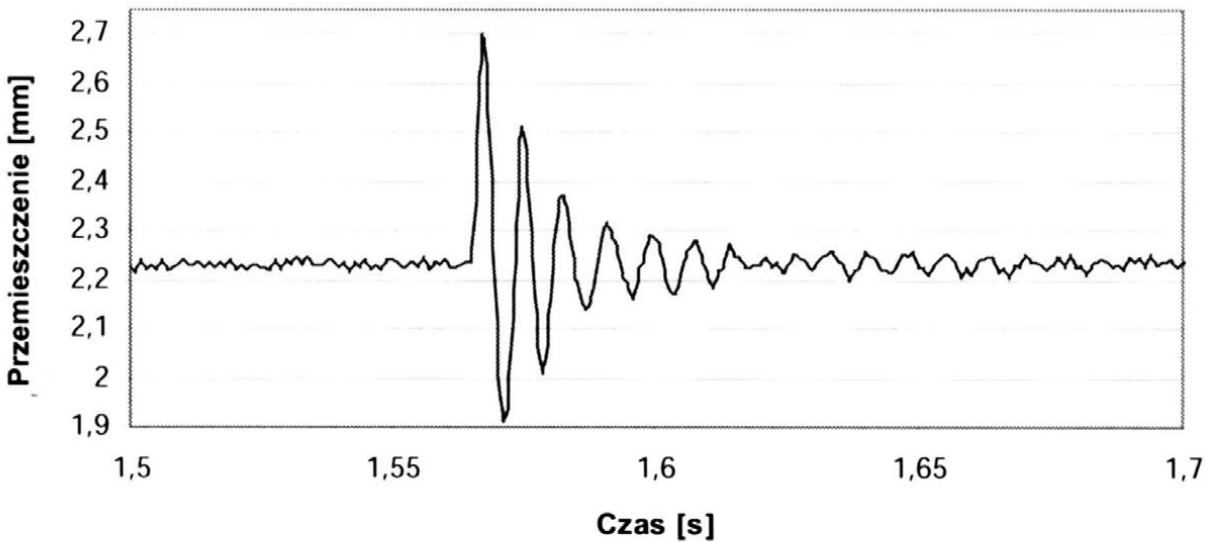
Badania były prowadzone w zakresie zmian natężenia prądu Amp_{eff} do 0,6A. Odpowiadało to zadawanej amplitudzie siły o wartości $F = 21,04 \text{ N}$.

W celu oceny wartości współczynników tłumienia stolika wibracyjnego c_2 i c_2^* przy badaniu drgań swobodnych posłużono się logarytmicznym dekrementem tłumienia Δ . Jest to logarytm stosunku kolejnych maksymalnych wychyleń A_n i A_{n+1} określonych na podstawie zarejestrowanego przebiegu czasowego drgań

swobodnych stolika wymuszonych impulsowo. Wymuszenie impulsowe otrzymano uderzając młotkiem w stolik wibracyjny (rys. 4).

Dla stolika zablokowanego w celu zmniejszenia błędu przy obliczaniu dekrementu wzięto pod uwagę średnie wartości dla $m = 8$ kolejnych półokresów, który wynosi:

$$\Delta = \frac{1}{8} \ln\left(\frac{A_n}{A_{n+8}}\right) = 0,26.$$



Rys. 4. Zarejestrowany przebieg przemieszczeniowo - czasowy drgań swobodnych stolika zablokowanego w kierunku y (posuwu poprzecznego) przy wymuszeniu impulsowym

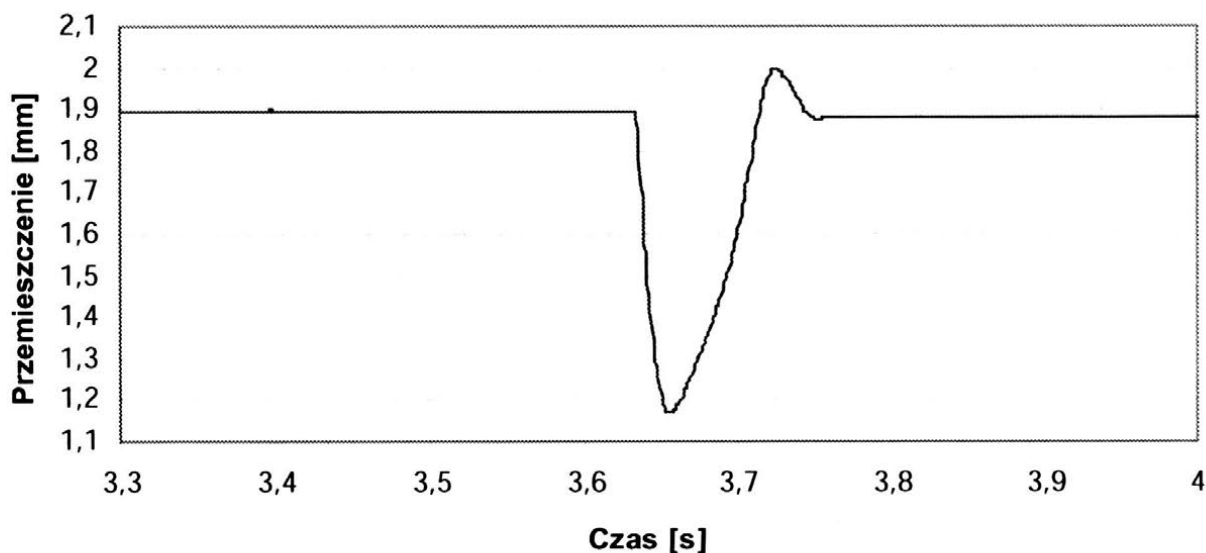
Częstość drgań swobodnych bez tłumienia stolika zablokowanego ma

wartość $\alpha_2 = \sqrt{\frac{k_z}{m_2}} = 641 \text{ rad/s}$, a tłumienie jest równe

$$h_2 = \frac{\alpha_2 \Delta}{\sqrt{\pi^2 + \Delta^2}} = 52,9 \text{ rad/s} \text{ oraz } c_2 = 2h_2 m_2 = 550 \frac{\text{Ns}}{\text{m}}.$$

W celu wyznaczenia wartości współczynnika c_2^* wykonano analogiczne obliczenia jak powyżej, lecz opierając się na przebiegu z rys. 5. Otrzymano wartość

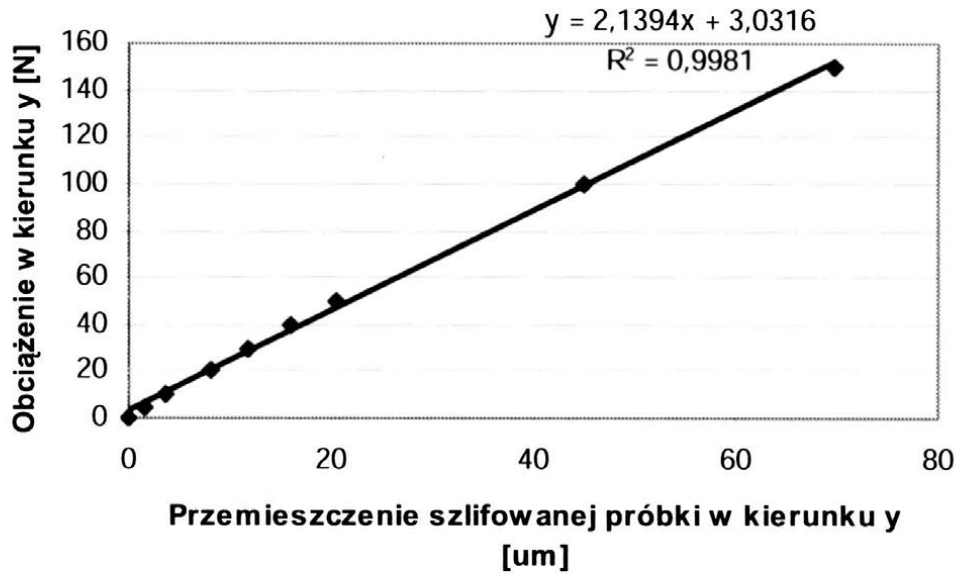
$$c_2^* = 460 \frac{\text{Ns}}{\text{m}} \text{ dla } \alpha_2^* = 48 \text{ rad/s} \text{ i } h_2^* = 44,2 \text{ rad/s}.$$



Rys. 5. Zarejestrowany przebieg przemieszczeniowo - czasowy drgań swobodnych stolika odblokowanego w kierunku y (posuwu poprzecznego) przy wymuszeniu impulsowym

Sprawdzono otrzymaną wartość przez rozważenie rodzaju tej charakterystyki. Aby zakwalifikować tłumienie do zakresu podkrytycznego ($h_2^* < \alpha_2^*$) albo nadkrytycznego ($h_2^* > \alpha_2^*$). Dla warunków początkowych: dodatniej początkowej prędkości otrzymano ruch drgający z co najmniej dwoma widocznymi przejściami przez położenie równowagi. Stąd można wnioskować, że występuje tutaj tłumienie podkrytyczne. Warunkiem koniecznym do stwierdzenia [4], że jest inaczej jest ruch nieprzemienne i to z co najwyżej jednym miejscem zerowym, pojawiającym się w pewnych przypadkach po nadaniu drgającej masie odpowiednio dużej, ujemnej prędkości początkowej.

Współczynniki sztywności wyznaczono doświadczalnie. Określono charakterystyki obciążeniowo – przemieszczeniowe przy użyciu statycznej siły ciężkości zastosowanych obciążników i pomiaru bezdotykowymi czujnikami przemieszczeń zespołu wynikających z jego odkształceń sprężystych. Taką charakterystykę przedstawiono na rysunku 6.



Rys. 6 Charakterystyka sztywności stolika zablokowanego względem stołu w kierunku y

Po przeprowadzeniu pomiarów na stanowisku badawczym można było przedstawić wartości parametrów modelu dynamicznego w tabeli 1.

Tabela 1

Zestawienie wyznaczonych parametrów modelu fizycznego

Współczynniki sztywności	Masy zespołów modelu	Współczynniki tłumienia
$k_2 = 2 \cdot 5 \text{ N/mm} = 0,010 \text{ N/}\mu\text{m}$	$m_1 = 108,3 \text{ kg}$	$c_2^* = 460 \text{ Ns/m}$
$k_3 = 2 \text{ N/mm} = 0,002 \text{ N/}\mu\text{m}$	$m_2 = 5,2 \text{ kg}$	$c_2 = 550 \text{ Ns/m}$
$k_z^* = k_2 + k_3 = 12 \text{ N/mm} = 12000 \text{ N/m}$ $= 0,012 \text{ N/}\mu\text{m}$	$m_3 = 9,3 \text{ kg}$	
$k_z = 2,14 \text{ N/}\mu\text{m}$		
$k_5 = 18,2 \text{ N/}\mu\text{m} = 18,2 \cdot 10^6 \text{ N/m}$		
$k_6 = 5,7 \text{ N/um} = 5,7 \cdot 10^6 \text{ N/m}$		
$k_{By} = 50 \text{ N/}\mu\text{m}$		

4. PODSUMOWANIE

Na podstawie przedstawionego dynamicznego modelu będzie można otrzymywać przebiegi drgań względnych przedmiotu obrabianego i ściernicy. Dane te będą mogły być wykorzystane w modelu przewidywania powstającej chropowatości powierzchni po szlifowaniu konwencjonalnym jak i wibracyjnym.

5. LITERATURA

- [1] Oczos K., Porzycki J.: *Szlifowanie. Podstawy i technika*. WNT. Warszawa 1986.
- [2] Bcchciński G.: *Aktywne oddziaływanie poprzez drgania na zmniejszenie falistości szlifowanych powierzchni płaskich. Praca doktorska*. Politechnika Łódzka, 2006.
- [3] Wójcik R. *Wpływ strumienia energii szlifowania na wybrane właściwości warstwy wierzchniej*. Politechnika Łódzka, Zeszyty Naukowe nr 986, Rozprawy naukowe , z. 351, Łódź 2006.
- [4] Osiński Z.: *Tłumienie drgań mechanicznych*, PWN Warszawa 1979.
- [5] Urbaniak M.: *System oceny użytkowych właściwości ściernic*, Zeszyty naukowe nr 913, Politechnika Łódzka, Łódź 2002.
- [6] Wu Y. B., Nomura M., Feng Z. J., Kato M.: *Modeling of Grinding Force in Constant depth- of- cut Ultrasonically Assisted Grinding*. Materials Science Forum Vols. 471- 472 (2004) pp. 101- 106.

THE PHYSICAL MODEL FOR SIMULATION RESEARCH OF VIBRATORY GRINDING WITH TRANSVERSE DIRECTION

***ABSTRACT:** The article presents short different theoretical considerations concerning modeling surface roughness of the workpiece for the grinding process. A dynamic model of vibratory grinding process of the flat surface is formulated. It takes into consideration comparison of conventional grinding with hybrid vibration assisted grinding method. It consists in the introducing of the external forced vibration during the grinding process.*

^{*)} prof. dr hab. inż. Franciszek ORYŃSKI, Instytut Obrabiarek i Technologii Budowy Maszyn Politechniki Łódzkiej, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź

^{**)} mgr inż. Robert SYNAJEWSKI, Instytut Obrabiarek i Technologii Budowy Maszyn Politechniki Łódzkiej, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź

^{***)} dr inż. Grzegorz BECHCIŃSKI, Instytut Obrabiarek i Technologii Budowy Maszyn Politechniki Łódzkiej, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź

BADANIA SYMULACYJNE KSZTAŁTOWANIA MIKROGEOMETRII POWIERZCHNI OTWORÓW PIERŚCIENI ŁOŻYSKOWYCH SZLIFOWANYCH CERAMICZNYMI ŚCIERNICAMI Z REGULARNEGO AZOTKU BORU

Piotr Kochaniewicz^{*)}

STRESZCZENIE: W pracy przedstawiono wyniki badań symulacyjnych kształtowania mikrogeometrii powierzchni otworów pierścieni łożyskowych szlifowanych ściernicami CBN z ziarnami mikro i monokrystalicznymi. Model symulacji umożliwia oszacowanie następujących parametrów mikrochropowatość powierzchni: R_a , S , r_{sr} , Δ_a , KPS w funkcji v_s , v_{fd} , v_w , a_e oraz i . Dodatkowo autor podaje zależności dotyczące długości strefy szlifowania, długości wyjścia ściernicy, a także procentowego udziału czynnych ziaren, w strefach szlifowania i wyjścia.

1. WPROWADZENIE

Kształtowanie mikronierówności powierzchni w procesie szlifowania ściernicami następuje w wyniku wielokrotnych oddziaływań pomiędzy wierzchołkami ziaren ściernych, a materiałem obrabianym. Intensywność tych oddziaływań jest zmienna wzdłuż strefy szlifowania, a skutki mikrogeomtrycznych odwzorowań pojedynczych oddziaływań i ich wynik sumaryczny mają charakter losowy [1, 2, 4]. Niewiele też wiadomo na temat zmian mikrogeometrii powierzchni przedmiotu obrabianego, jakie zachodzą wzdłuż strefy szlifowania, chociaż wyniki procesu możemy opisać w miarę dokładnie. Wnioskowanie o charakterze wpływu rodzaju, właściwości, kształtu geometrycznego ziaren ściernych oraz poszczególnych wielkości wejściowych procesu szlifowania na jego wyniki, tylko na podstawie porównania stanu

powierzchni przed i po szlifowaniu, bez znajomości wewnętrznej natury procesu, jest niewystarczające. Niezbędnym są także badania procesu kształtowania powierzchni szlifowanej na drodze analiz teoretycznych (modeli procesów szlifowania).

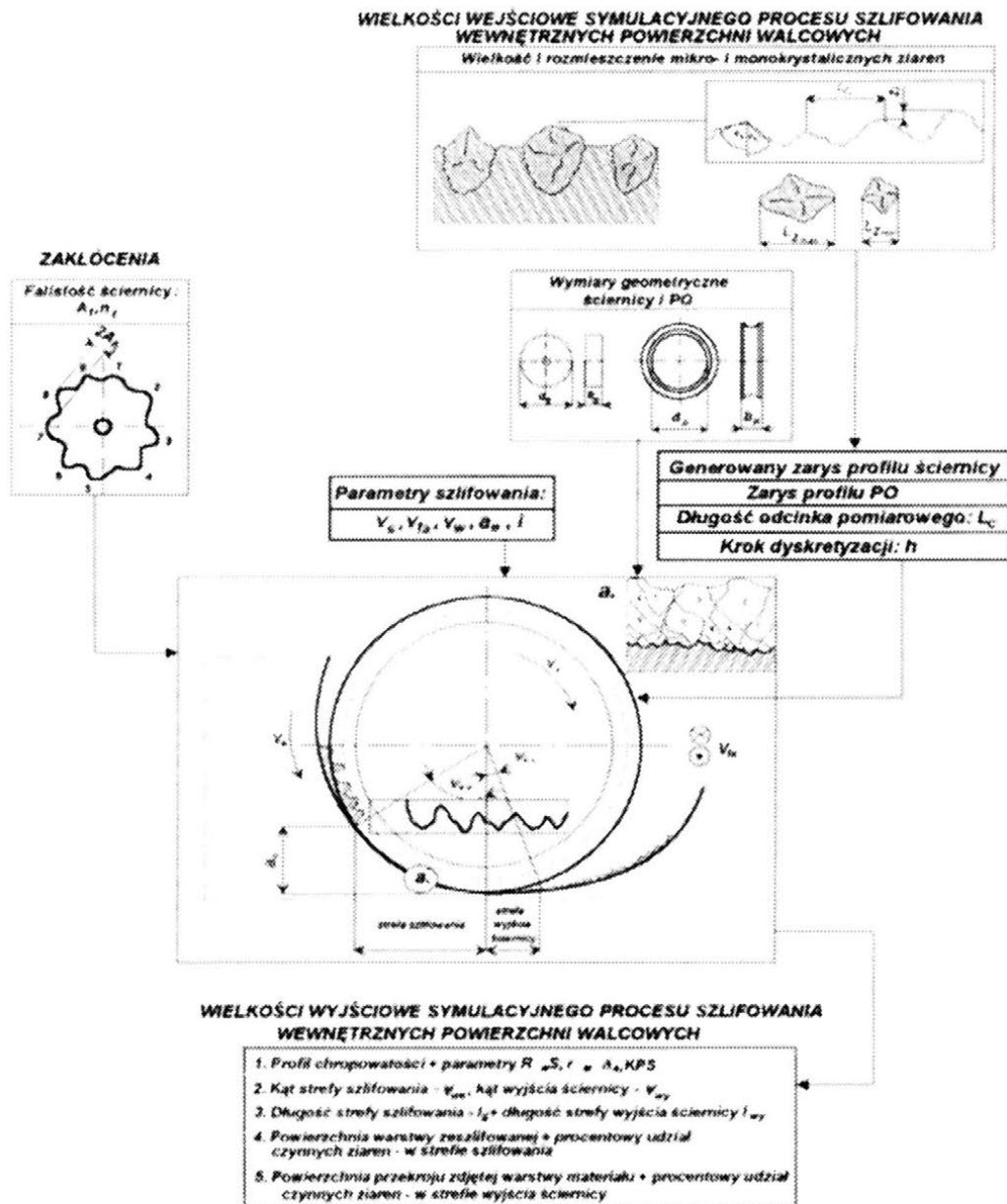
Ściernice z regularnego azotku boru, w tym również z ziarnami mikrokrystalicznymi, stanowią interesujący obiekt do modelowych badań symulacyjnych. Wpływają na to bardzo dobre właściwości fizyko-chemiczne tych ziaren, takie jak np. duża twardość, duża odporność na ścieranie, duża trwałość, a także charakterystyczna budowa mikrokrystaliczna, dzięki której makroziarna posiadają ściśle odmienne kształty geometryczne. Przy prawidłowo opracowanym spoiwie, ściernice takie posiadają doskonałe właściwości skrawne, a w krótkich okresach czasu pracy tych ściernic nie jest zauważalne ich zużycie [3, 5, 7,].

Niniejszy artykuł opisuje, kinematykę symulacji obwodowego szlifowania osiowego, wewnętrznych powierzchni walcowych, ściernicami CBN z ziarnem mikro i monokrystalicznym [6].

2. BADANIA SYMULACYJNE SZLIFOWANIA PIERŚCENI ŁOŻYSKOWYCH MODELAMI MIKRO- I MONOKRYSTALICZNYCH ŚCIERNIC CBN

W przeprowadzonych badaniach symulacyjnych, określono wpływ warunków szlifowania na wybrane parametry chropowatości. Zgodnie z wyliczeniami koniecznej liczby doświadczeń w każdym punkcie pomiarowym przeprowadzono 5 powtórzeń [5]. Za wielkości zależne przyjęto następujące parametry chropowatości: wysokościowy R_a , horyzontalny S , kształtu Δ_a i r_{sr} . Przeprowadzono także analizę funkcji krzywej prognozowanego styku KPS [5], oraz analizę powierzchni przekroju zdjętego materiału i udziału czynnych ziaren, zarówno w strefie szlifowania, jak i w strefie wyjścia ściernicy. Wyniki badań przedstawiono w załączności od zmian parametrów obróbkowych.

Do generowania profili ściernic wprowadzono ich falistość obwodową otrzymaną na podstawie pomiaru błędów okrągłości oraz rozkłady wierzchołków ziaren w kierunku osiowym (x) i promieniowym (z). Rozkłady wyznaczono z zarejestrowanych czynnych profili chropowatości ściernic w odniesieniu do ich powierzchni nominalnych. Na rysunku 1 przedstawiono model procesu symulacji obwodowego szlifowania osiowego, wewnętrznych powierzchni walcowych. Wielkościami wejściowymi w badaniach symulacyjnych są (rys. 1):



Rys. 1. Model procesu symulacji obwodowego szlifowania osiowego, wewnętrznych powierzchni walcowych

- parametry procesu szlifowania: $v_s = 20, 27.5, 32.6, 35$ m/s, $v_{fa} = 0.5, 1, 1.34, 1.5$ m/min, $v_w = 40, 80, 160, 320$ obr./min, $a_e = 2, 2.5, 3.5, 4.5$ μ m, $i = 5$,
- wymiary geometryczne ściernicy - $b_s = 10$ mm i $d_s = 36$ mm,
- wymiary geometryczne przedmiotu obrabianego $b_p = 18$ mm i $d_p = 42$ mm,
- wielkości i rozmieszczenie ziaren ściernych zgodnie z otrzymanymi rozkładami,
- długość odcinka pomiarowego $L_c = 4$ mm i krok dyskretyzacji $h = 0.002$ mm,

– zarys profilu chropowatości przedmiotu obrabianego przed szlifowaniem. Wielkością zakłócającą symulacyjny proces szlifowania, są drgania. Są one wynikiem falistości ściernicy na jej obwodzie (krotność falistości na obwodzie ściernicy n_f , średnia amplituda falistości na obwodzie ściernicy A_f).

Wielkościami wyjściowymi procesu szlifowania są:

- zarys profilu chropowatości przedmiotu obrabianego po szlifowaniu wraz z parametrami chropowatości (R_a , S , r_{sr} , Δ_a , oraz krzywa prognozowanego styku KPS),
- powierzchnia przekroju zdjętej warstwy materiału w mm^2 ,
- procentowa ilość ziaren, które brały czynny udział w procesie szlifowania.

3. WYNIKI BADAŃ SYMULACJI SZLIFOWANIA

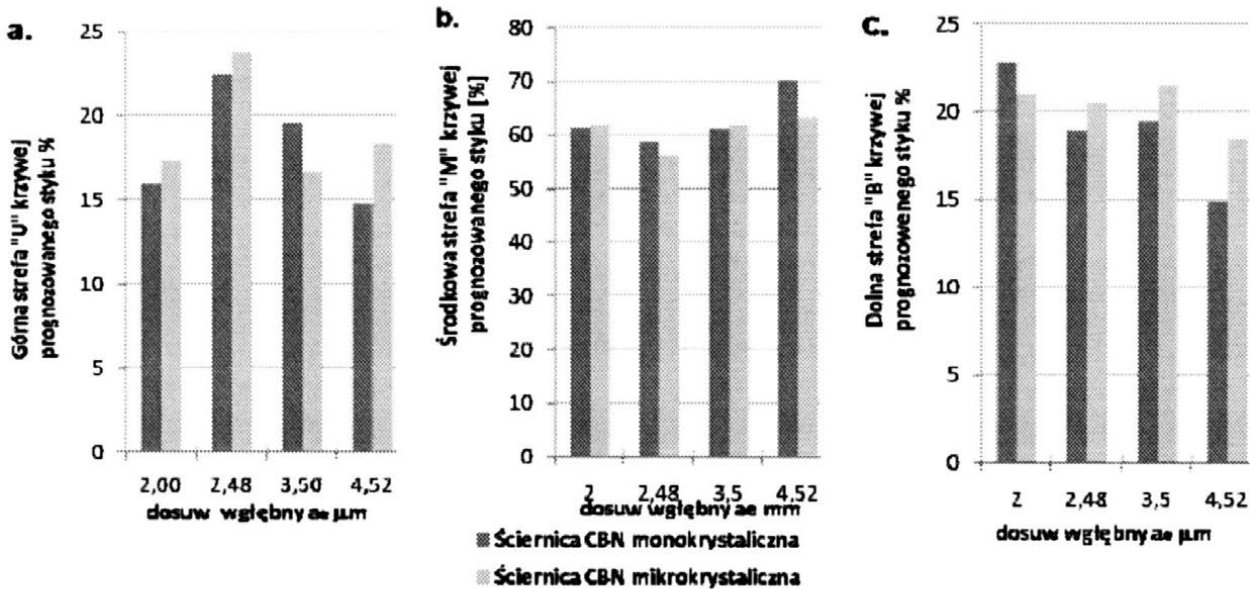
Badania wykazały, że największy wpływ na zmianę wartości parametrów chropowatości szlifowanej powierzchni przedmiotu obrabianego (R_a , S , r_{sr} , Δ_a) mają prędkość szlifowania v_s i prędkość posuwu posuwowego v_{fu} . Kilkakrotnie mniejszy wpływ ma głębokość szlifowania a_e . Natomiast prędkość obrotowa przedmiotu obrabianego v_w , praktycznie nie przyczynia się do zmiany jego mikrogeometrii. Wynika to również ze wzoru wyprowadzonego przez autora:

$$n = \frac{b_p}{\pi \cdot d_p} \cdot \frac{l_g}{l_{sr}} \cdot \frac{v_s - v_w}{v_{fa}}$$

gdzie: n - ilość zarysów ściernicy wchodzących w kontakt z rozpatrywanym profilem przedmiotu obrabianego podczas jednego przejścia ściernicy, b_p - szerokość przedmiotu obrabianego, d_p - średnica wewnętrzna przedmiotu obrabianego, l_g - geometryczna długość styku, l_{sr} - średnia odległość pomiędzy wierzchołkami ściernicy. Na podstawie wzoru można zauważyć, że wpływ prędkości v_w na ilość zarysów ściernicy wchodzących w kontakt z rozpatrywanym profilem przedmiotu obrabianego podczas jednego przejścia ściernicy, jest blisko 100x mniejszy, niż prędkości v_s .

W badaniach nad prędkością szlifowania v_s stwierdzono, że przy jej wzroście znacznie polepsza się nośność obrabianej powierzchni poprzez wzrost udziałów strefy środkowej M i dolnej B (rys. 2). Zmniejszają się również wartości parametrów chropowatości (R_a , S , r_{sr} , Δ_a). Natomiast przy wzroście prędkości v_{fu} i głębokości szlifowania a_e , zmniejsza się udział strefy dolnej B , oraz zwiększa

udział strefy górnej U i środkowej M . Zwiększają się również wartości parametrów chropowatości. Dla wzrostu prędkości v_{fa} , wzrastają R_a , S , r_{sr} i Δ_a , natomiast przy wzroście głębokości szlifowania a_e , wzrastają: R_a , S i r_{sr} , a Δ_a - maleje. Pogarsza się więc jakość szlifowanej powierzchni.

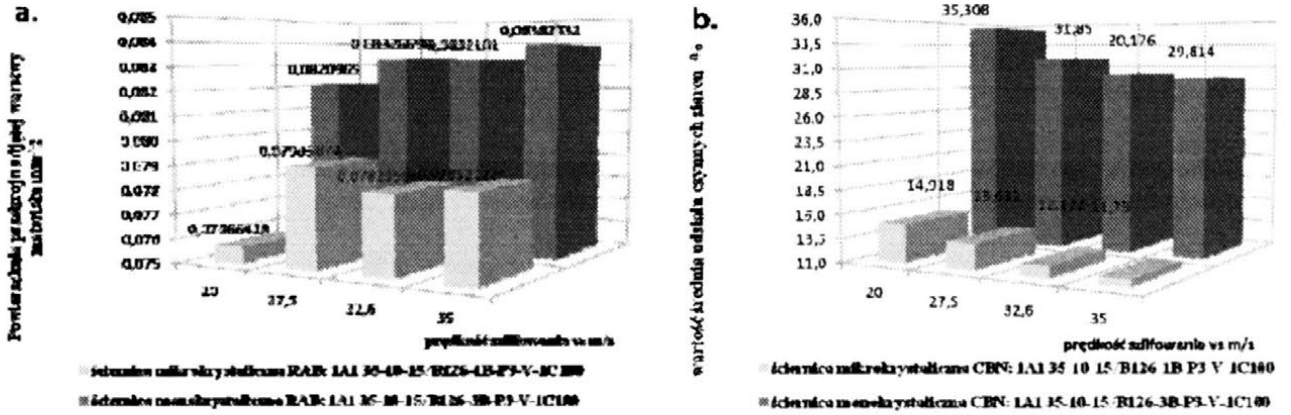


Rys. 2. Udział stref prognozowanego styku: a) górnej, b) środkowej, c) dolnej przy zmiennej głębokości szlifowania a_e , dla procesu symulacyjnego

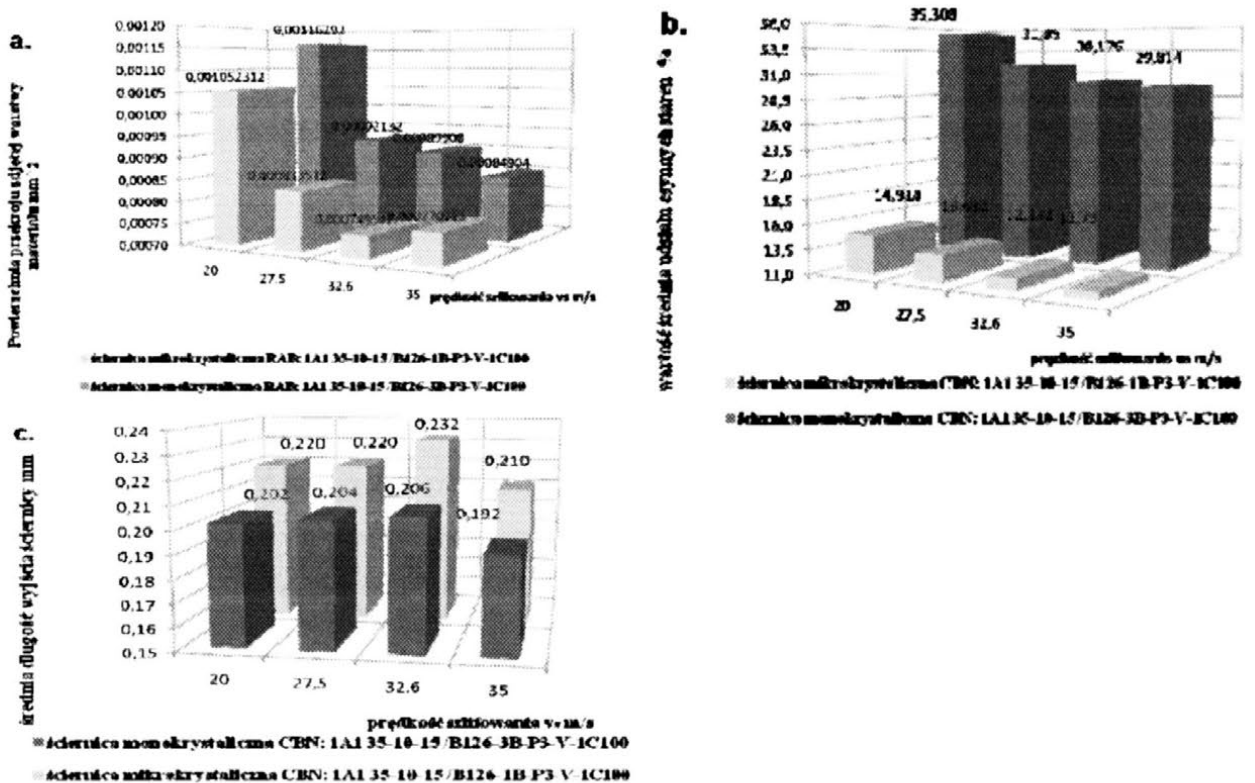
W badaniach szlifowania modelem ściernicy mikrokrystalicznej, przy zmianie parametrów obróbkowych (v_s , v_{fa} , a_e), parametry chropowatości R_a i Δ_a osiągają znacznie mniejsze wartości, niż w przypadku użycia ściernicy monokrystalicznej. Świadczy to, że powierzchnia szlifowana uzyskana w ten sposób charakteryzuje się lepszą mikrogeometrią. Mniejsze wartości parametru S i r_{sr} , wynikają z kinematycznego odwzorowania czynnych mikrowierzchołków ziaren mikrokrystalicznych.

Badania strefy szlifowania wykazują, że większa ilość materiału jest usuwana przez ściernicę monokrystaliczną. Również procentowy udział czynnych ziaren jest tutaj znacznie większy, niż w przypadku ściernicy mikrokrystalicznej (rys. 3). Przyczyną tego jest lepszy rozkład ziaren w kierunku promieniowym, w przypadku modelu ściernicy monokrystalicznej. Jednak faktyczna ilość czynnych wierzchołków ziaren biorących udział w szlifowaniu jest większa dla modelu ściernicy mikrokrystalicznej (w jednym ziarnie mikrokrystalicznym występuje średnio siedem wierzchołków). W związku z tym, wartości parametrów chropowatości mają mniejsze wartości przy szlifowaniu ściernicą z ziarnem

mikrokrystalicznym. Badania strefy wyjścia ściernicy wykazują (rys. 4), że procentowy udział czynnych ziaren, ma zbliżone wartości do udziału w strefie szlifowania.



Rys. 3. Rozkład wartości: a) powierzchni przekroju zdjętego materiału i b) procentowego udziału czynnych ziaren przy zmiennej prędkości szlifowania v_s , na długości odcinka pomiarowego $L_c = 0.4$ mm, dla procesu symulacyjnego.



Rys. 4. Rozkład wartości: a) powierzchni przekroju warstw zdjętego materiału, b) procentowego udziału czynnych ziaren i c) długości strefy wyjścia ściernicy przy zmiennej prędkości v_s , w strefie wyjścia ściernicy, dla procesu symulacyjnego.

Jednak powierzchnia przekroju zeskrwanej warstwy materiału jest o dwa rzędy wielkości mniejsza. Natomiast długość wyjścia ściernicy równa jest w przybliżeniu 30% długości strefy szlifowania. Wynika stąd, że w strefie wyjścia nadawany jest ostateczny kształt mikronierówności powierzchni obrabianej. Mimo mniejszego udziału czynnych ziaren mikrokrystalicznych ilość materiału zeszlifowanego i długości stref wyjścia są większe dla modelu ściernicy mikrokrystalicznej. Wskazuje to, że ziarna o budowie mikrokrystalicznej mają większy wpływ na formowanie ostatecznej mikrostruktury geometrycznej powierzchni przedmiotu obrabianego, w porównaniu z ziarnami monokrystalicznymi.

4. PODSUMOWANIE

Analiza mechanizmów oddziaływań kinematycznych pomiędzy przedmiotem obrabianym, a ściernicą w strefie szlifowania pozwala potwierdzić charakter wpływu poszczególnych parametrów szlifowania na kształtowanie mikrostruktury geometrycznej powierzchni szlifowanej. Tak więc:

- wzrost prędkości szlifowania v_s powoduje zwiększenie ilości zarysów ściernicy biorących udział w szlifowaniu profilu przedmiotu obrabianego, zwiększając ilość czynnych wierzchołków ziaren ściernych. Przyczynia się to do szybszego ubytku materiału obrabianego i osiągnięciażądanego wymiaru. Wraz ze wzrostem prędkości v_s , maleje grubość elementarnej warstwy skrawania, zmniejsza się udział procentowy czynnych ziaren. Doprowadza to do powstania chropowatości o mniejszych wartościach;
- wzrost prędkości posiowej v_{fa} , zmniejsza ilość zarysów ściernicy, które biorą udział w szlifowaniu przedmiotu obrabianego. Przyczynia się to do zwiększenia głębokości elementarnej warstwy skrawania i udziału procentowego czynnych ziaren ściernicy, oraz ilości materiału z niej usuniętego. Jednak całkowita ilość materiału zeszlifowanego maleje. Wraz ze wzrostem głębokości elementarnej warstwy skrawania, wzrastają wartości parametrów chropowatości szlifowanej powierzchni (R_a, S, r_{sr}, Δ_a);
- przy wzroście głębokości szlifowania a_e , występuje wzrost głębokości elementarnej warstwy skrawania, bez zmiany ilości zarysów ściernicy. Zwiększa się udział procentowy czynnych ziaren ściernicy i ilość materiału zeszlifowanego. Powoduje to wzrost parametrów chropowatości R_a, S, r_{sr} , i malenic Δ_a .

5. LITERATURA

- [1] Chen X, Rowe W. B.: *Analysis and symulation of the grinding process. Part I: Generation of the grinding wheel surface.* Int. J. Mach. Tools Manufact., Vol. 36 No. 8, 1996.
- [2] Chen X, Rowe W. B.: *Analysis and symulation of the grinding process. Part II: Mechanics of grinding.* Int. J. Mach. Tools Manufact., Vol. 36 No. 8, 1996.
- [3] Hamrol, Konieczny R., Weiss Z.: *Badania procesu szlifowania otworów ściernicami z regularnego azotku boru.* Matcriały XXI Naukowej Szkoły Obróbki Ścirncj, Warszawa - Miedzeszyn, 1998.
- [4] Inasaki T.: *Grinding process simulation based on the topography measurement.* Annals of the CIRP, Vol. 45/1/1996.
- [5] Karpiński T. i inni: *Sprawozdanie z wykonania projektu badawczego pt. "Badania w zakresie podstaw teoretycznych i doświadczalnych budowy narzędzi ściernych borazonowych".* M.E.N. W.S.Inż. Koszalin, Wydział Mechaniczny, Koszalin 1991.
- [6] Kochanicwicz P.: *Kształtowanie mikrogeometrii wewnętrznych powierzchni walcowych szlifowanych ściernicami z regularnego azotku boru.* Praca doktorska, Wydz. Mech. Politechniki Koszalińskiej, Koszalin 2000.
- [7] Napierała J., Weiss Z.: *Właściwości warstwy wierzchniej po szlifowaniu ściernicami z regularnego azotku boru.* Mat. IV Konf. N-T "Wpływ technologii na stan warstwy wierzchniej", Gorzów Wielkopolski 1985.

MODELING RESEARCH OF INTERNAL GRINDING WITH APPLICATION OF THE MONO AND MICROCRISTALLINE CBN GRINDING WHEELS

ABSTRACT: *The author of this paper presents the results of the modeling research of surface microgeometry during internal grinding with application micro and monocristalline CBN grinding wheels. Elaborating model, allows to obtained such parameters as: R_a , S , r_{sr} , Δ_d , KPS versus of change v_s , v_{fd} , v_w , a_e and i . Moreover, the author presents dependences relating to the grinding zone length, output wheel zone length, and percent fraction of active grains in this zones.*

^{*)} dr inż. Piotr KOCHANIEWICZ, Katedra Inżynierii Produkcji, Wydział Mechaniczny, Politechnika Koszalińska, 75-620 Koszalin, ul. Raławicka 15-17

BADANIA PROCESÓW OBRÓBKI ŚCIERNEJ

WYKORZYSTANIE METODY SZLIFOWANIA MATERIAŁÓW CERAMICZNYCH W WARUNKACH CIĄGLIWEGO USUWANIA MATERIAŁU DO OBRÓBKI POWIERZCHNI TNĄCEJ CERAMICZNYCH PŁYTEK SKRAWAJĄCYCH

Wojciech Musiał^{*)}, Mariola Choromańska^{**)}

***STRESZCZENIE:** W artykule przedstawiono sposób obróbki krawędzi tnącej płytek ceramicznych w warunkach plastycznego płynięcia materiału obrabianego. W pracy przedstawiono projekty uchwytów obróbkowych umożliwiające kształtowanie poszczególnych krawędzi tnących płytek ceramicznych. Zaprezentowano również wstępne wyniki szlifowania ostrzy skrawających płytek ceramicznych.*

1. WSTĘP

Ceramiczne materiały narzędziowe stanowią około 8% całego współczesnego rynku narzędziowego. Stosowane są najczęściej jako wymienne płytki wielostrzowe narzędzi skrawających. Pozwalają zwiększyć prędkość skrawania, a także umożliwiają skrawanie materiałów trudnoobrabialnych, takich jak np. żeliwa czy stopy specjalne. Stosowane do obróbki wykańczającej podnoszą jej wydajność, zwiększając dokładność wymiarowo – kształtową. Materiały narzędziowe powinny się charakteryzować: dobrą przewodnością cieplną, dużą twardością, odpornością na ścieranie i dużą odpornością na czynniki chemiczne [2]. Materiały ceramiczne spełniają te wymagania, posiadają jednak również właściwości niekorzystne z punktu widzenia obrabialności materiałów. Są one silnie podatne na propagację kruchego pęknięcia, która pojawia się w wyniku przyłożenia naprężenia zewnętrznego, przekraczającego wartość krytyczną, wyznaczającą przejście między kruchym a plastycznym mechanizmem usuwania materiału obrabianego [1].

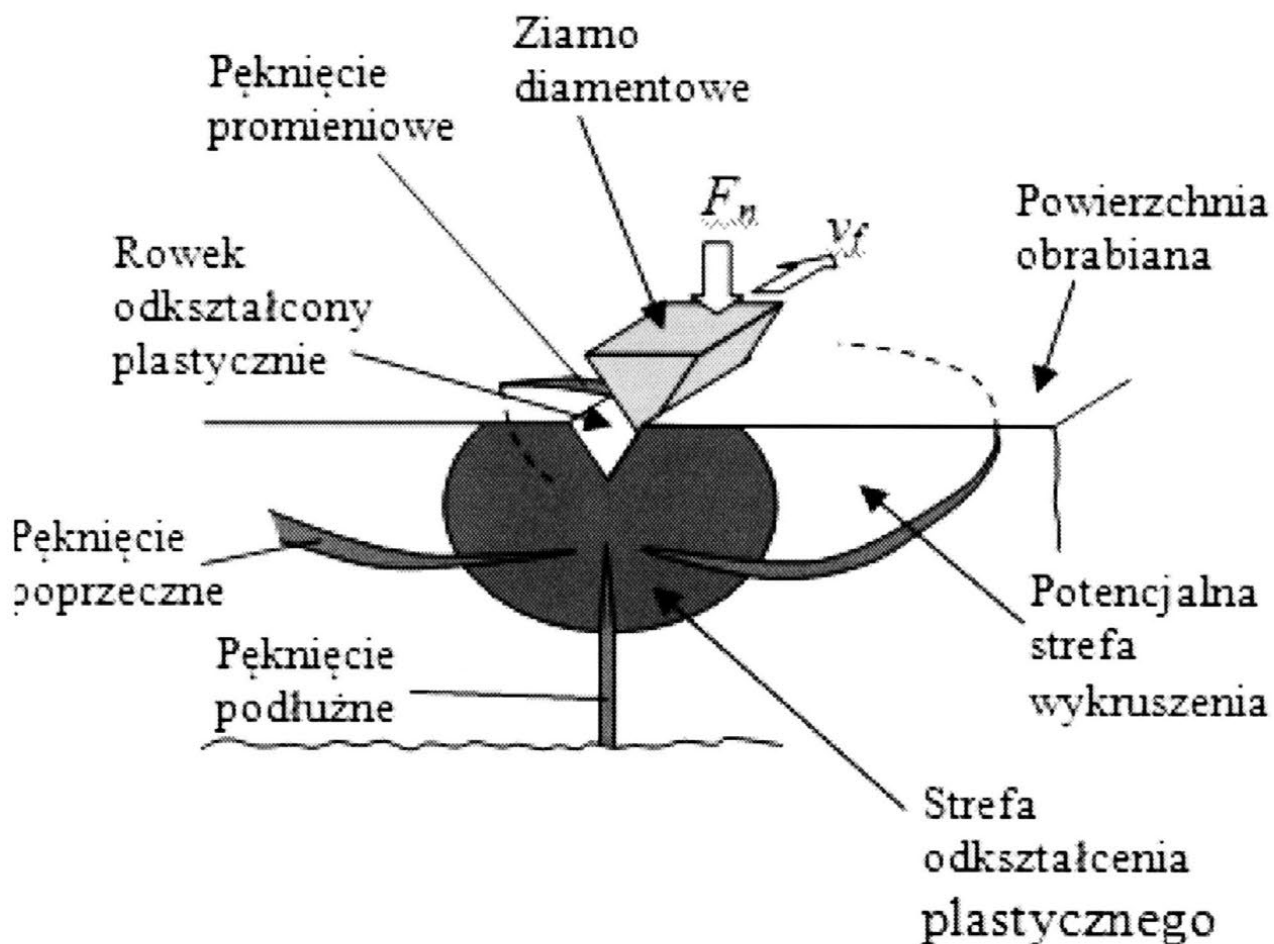
Szlifowanie w warunkach plastycznego (ciągliwego) usuwania materiału, umożliwia otrzymywanie powierzchni, charakteryzującej się zredukowaną liczbą defektów w warstwie wierzchniej materiału obrabianego. W przypadku ceramicznych płytek skrawających, zmniejszenie liczby defektów w warstwie wierzchniej, może zwiększyć trwałość ostrza skrawającego. Hipotezę tę warunkuje zapewnienie mechanizmu ciągliwego usuwania materiału obrabianego w strefie szlifowania, co pozwala na oddzielanie materiału ceramicznego poniżej wartości krytycznej, wyznaczającej przejście między kruchym a plastycznym mechanizmem usuwania materiału.

Zgodnie z teorią Grifitsa, występowanie w warstwie wierzchniej defektów w postaci szczelin i pęknięć potęguje efekt kruchego pęknięcia materiału ceramicznego, co w konsekwencji osłabia jego wytrzymałość. Występujące w warstwie wierzchniej pęknięcia na skutek realizacji procesu produkcyjnego płytki ceramicznej osłabiają jej wytrzymałość a pod wpływem pracy płytki skrawającej w strefie obróbki, powstałe pęknięcia inicjują mechanizm kruchego pęknięcia, co z kolei może doprowadzić do defragmentacji krawędzi tnącej płytek skrawających w skali makroskopowej [4].

2. STANOWISKO BADAWCZE DO REALIZACJI PROCESU SZLIFOWANIA W WARUNKACH PLASTYCZNEGO PŁYNIĘCIA W STREFIE OBRÓBK

Stanowisko badawcze służące realizacji procesu szlifowania w warunkach plastycznego płynięcia materiału obrabianego zostało wyposażone w zespół dosuwu nanometrycznego, aby zachować głębokość wnikania ziaren ściernych poniżej wartości progowej wyznaczającej przejście między kruchym a plastycznym mechanizmem usuwania materiału obrabianego (rys. 1).

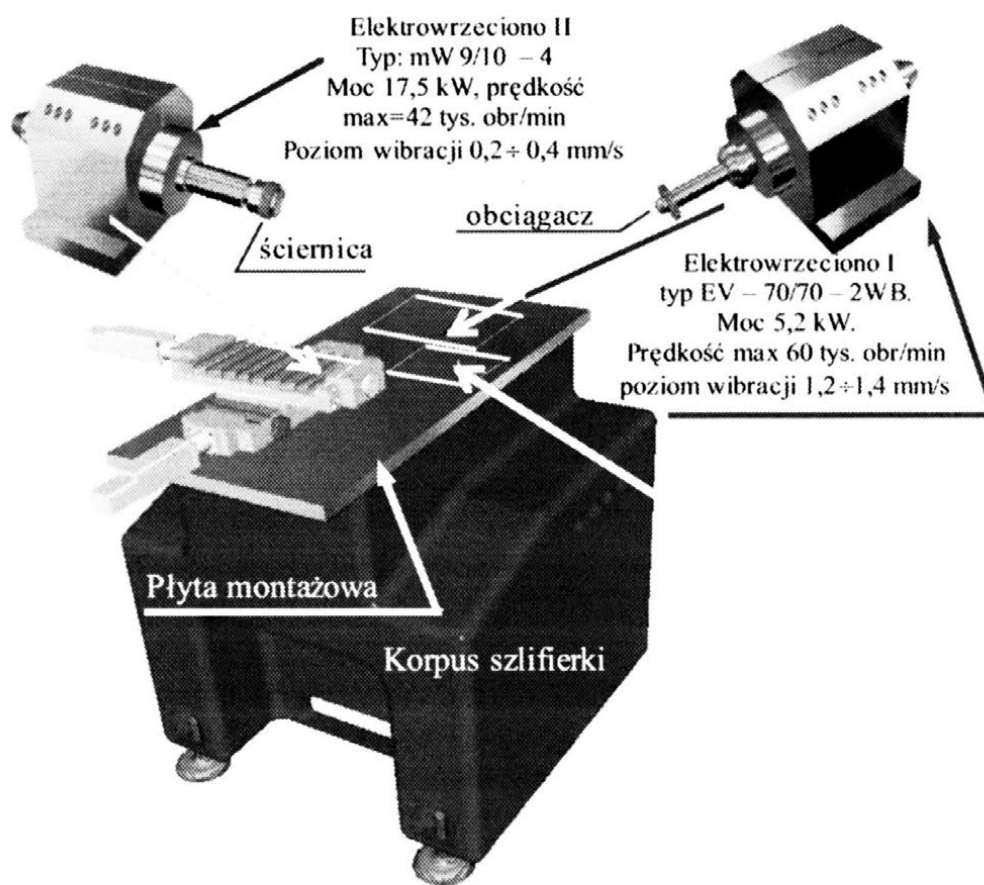
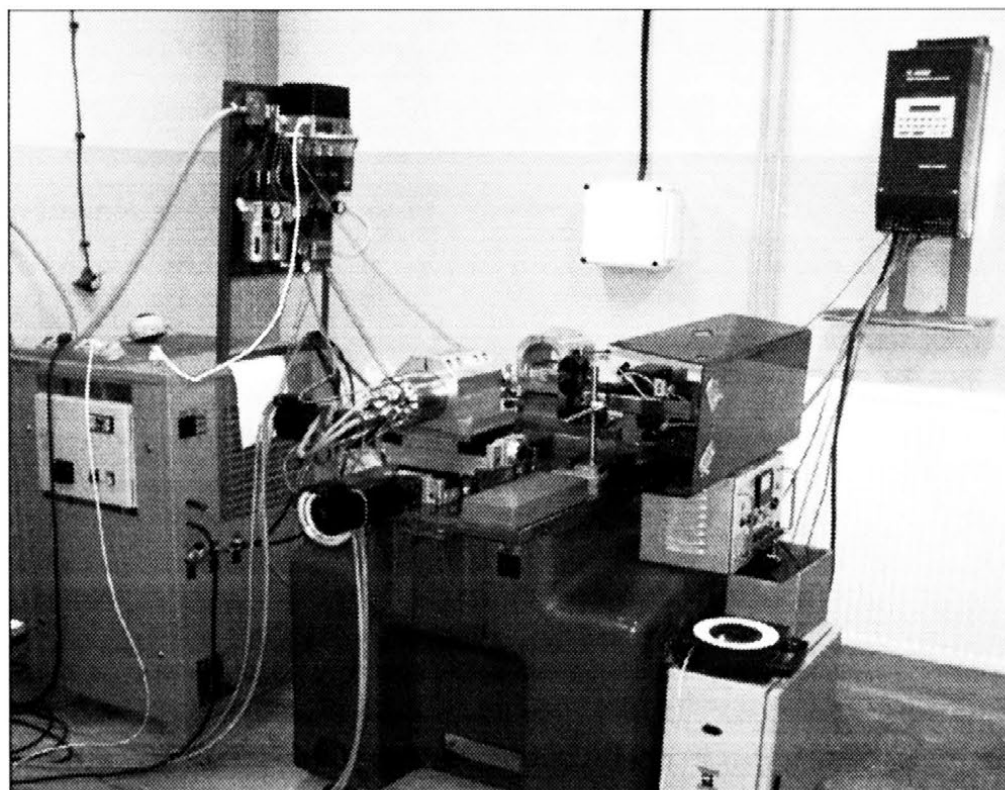
Wstępne badania mikroszlifowania płytek ceramicznych w warunkach plastycznego płynięcia materiału obrabianego przeprowadzono na stanowisku badawczym, które powstało w Katedrze Inżynierii Produkcji na Politechnice Koszalińskiej [4]. Na rysunku 2 przedstawiono widok ogólny stanowiska badawczego oraz podzespoły wchodzące w jego skład. Należą do nich: zespół dosuwu nanometrycznego, stół krzyżowy CNC wraz z systemem sterowania, korpus szlifierki, układ zasilania i sterowania szybkoobrotowymi elektrownicami, układ smarowania i chłodzenia łożysk, układ monitorowania procesu szlifowania z wykorzystaniem sygnału EA.



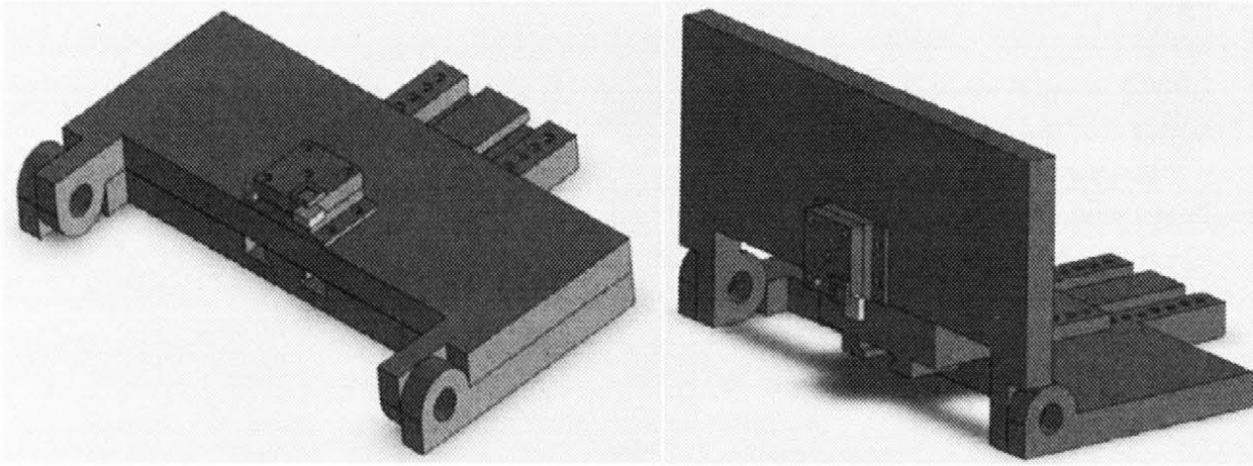
Rys. 1. Strefy odkształcenia plastycznego i rodzaje pęknięć materiału ceramicznego wytworzonego podczas zarysowywania ziarnem ściernym pod normalnym obciążeniem F_n [1]

W celu realizacji procesu obróbki poszczególnych krawędzi płytek ceramicznych wykonano w zintegrowanym systemie CAD/CAM/CAE (Solid Works) projekt uchwytów obróbkowych, przedstawionych na rysunku 3.

Zaprojektowane uchwyty obróbkowe umożliwiają prowadzenie obróbki bez potrzeby przemocowywania płytek tak, aby możliwa była obróbka poszczególnych jej krawędzi.



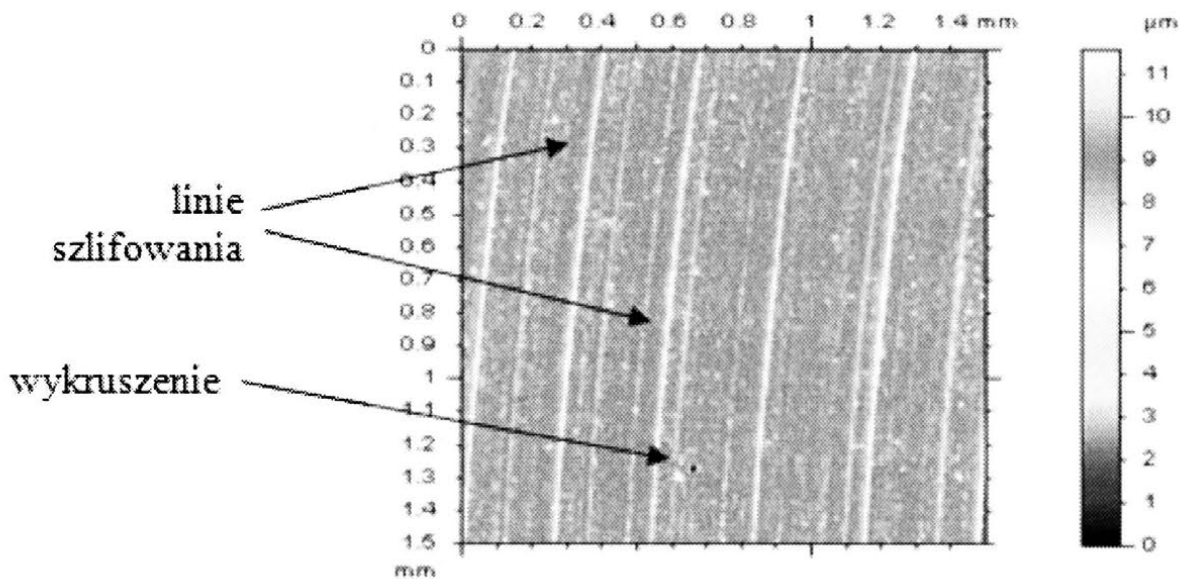
Rys. 2. Widok ogólny stanowiska badawczego



Rys. 3. Widok uchwyty obróbkowego [3]

3. WYNIKI BADAŃ

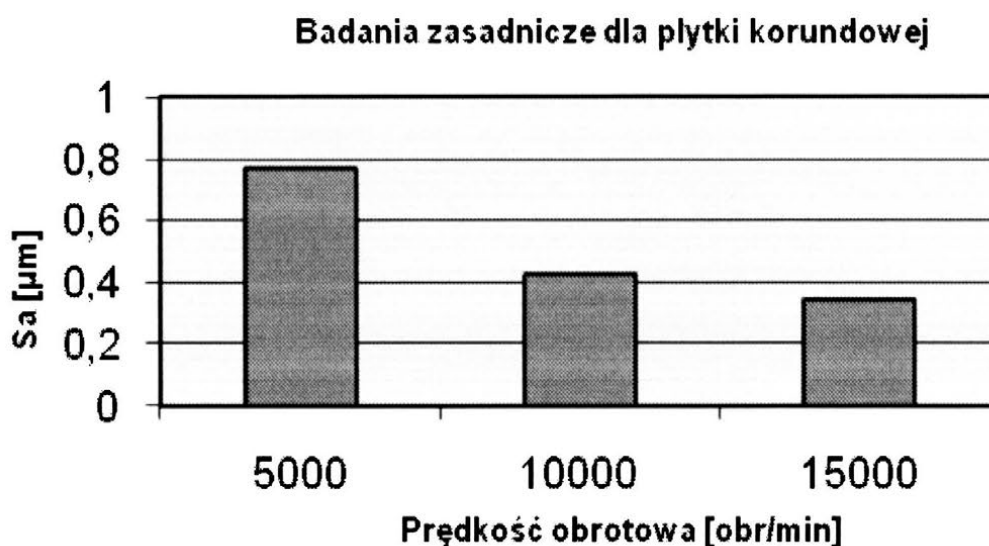
Proces szlifowania płytek skrawających wykonano za pomocą ściernic diamentowych o zróżnicowanej budowie, przy trzech zmiennych prędkościach obrotowych narzędzia ściernego (5000, 10000 oraz 15000 obr/min). W wyniku zastosowania siłownika piezoelektrycznego, zapewniającego dosuw w zakresie od 30 μ m do 5 nm, uzyskano efekt wygładzenia powierzchni obrabianej oraz redukcję defektów w warstwie wierzchniej szlifowanego materiału.



Rys. 4. Topografia powierzchni płytki korundowej szlifowanej z prędkością 5000 obr/min

Na rysunkach przedstawiających topografie powierzchni płytki korundowej można zauważyć wyraźne ślady szlifowania, które świadczą o zachodzącym mechanizmie plastycznego płynięcia (rys. 4). Materiał ceramiczny charakteryzuje się znaczną porowatością, która widoczna jest na uzyskanych topografiach w postaci miejscowych wykruszeń w kształcie eliptycznych zaokrągłeń.

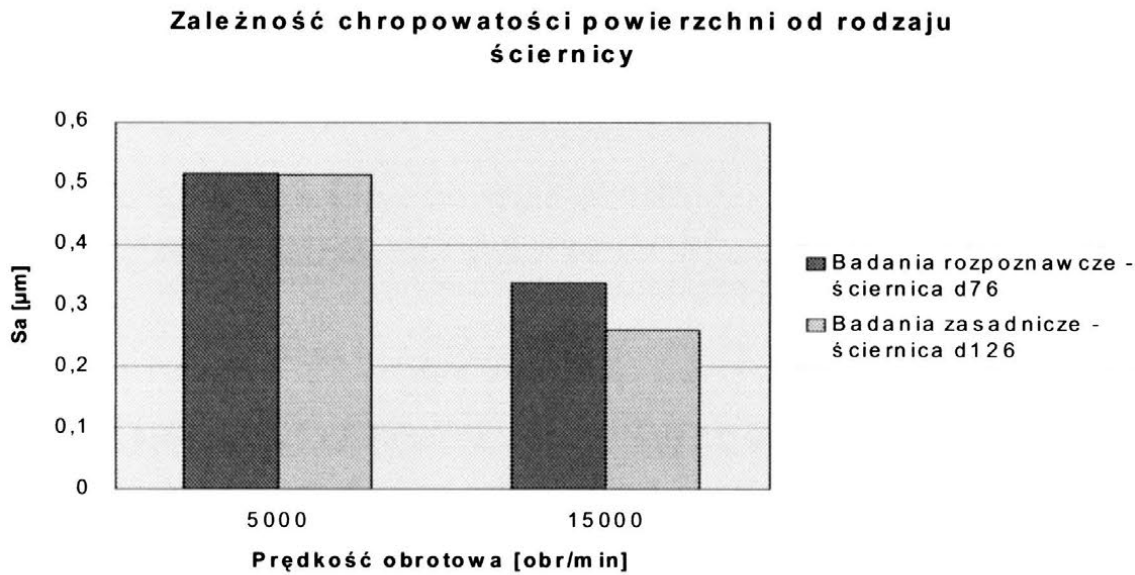
Na rysunku 5 widać pozytywny wpływ zwiększania prędkości szlifowania na jakość powierzchni obrabianej, przy stałym dosuwie wynoszącym $1 \mu\text{m}$.



Rys. 5. Wykres zależności wartości parametru S_a od prędkości obrotowej wrzeciona dla płytki korundowej w badaniach zasadniczych

Porównanie topografii analizowanych powierzchni pozwala na wyciągnięcie wniosku, że różnią się one przede wszystkim chropowatością i porowatością. Dla powierzchni uzyskanych przy niższych prędkościach obrotowych widoczne są ubytki warstwy przypowierzchniowej materiału obrabianego (rys. 6). Próbki wykazują większą porowatość, w porównaniu z powierzchniami uzyskanymi przy wyższych prędkościach szlifowania (mniejsza warstwa skrawana przypadająca na jeden obrót ściernicy).

Mniejsze prędkości szlifowania wpływają na pogorszenie jakości powierzchni obrabianej. Wielkość ziaren ściernych nie wykazuje znacznego wpływu na jakość uzyskiwanych powierzchni szlifowanych z małą prędkością. Jednak przy większej prędkości szlifowania wpływ wielkości ziaren ma bezpośredni wpływ na jakość otrzymywanych powierzchni.



Rys. 6. Wykres zależności wartości parametru S_a od ziarnistości ściernicy dla dwóch różnych prędkości szlifowania przy stałym dosuwie wynoszącym $1\mu\text{m}$

5. PODSUMOWANIE

Przeprowadzone badania wskazują, że konieczne jest wykonanie dodatkowych badań z wykorzystaniem zespołu dosuwu nanometrycznego synchronizowanego z systemem sterowania CNC stołu krzyżowego szlifierki. Dzięki temu możliwe będzie zastosowanie degresji zagłębiania się wierzchołków ziaren ściernych w obrabiany materiał. Pozwoli to na realizację obróbki poniżej 500 nm , dochodząc w ostatnich przejściach narzędzia ściernego wzdłuż powierzchni obrabianej do 100 nm lub mniej. Jako kierunki dalszych badań należy przyjąć przede wszystkim zwiększenie prędkości szlifowania oraz zastosowanie bardziej czułego systemu monitorowania procesu, w celu określenia precyzyjnego przejścia między mechanizmem kruchego i plastycznego płynięcia materiału obrabianego. Ważnym aspektem będzie również opracowanie nowego zespołu dosuwu nanometrycznego zapewniającego minimalizację dosuwu wgłębnego w strefie szlifowania.

6. LITERATURA

- [1] Bifano T. G.: *Ductile-Regime Grinding of Brittle Materials*. PhD Thesis, NC State University, Raleigh, NC, 1988.
- [2] Cai R., Rowe W. B.: *Assessment of Vitrified CBN Wheels for Precision Grinding*. International Journal of Machine Tools & Manufacturing, Vol. 44, 2004, pp. 1391–1402.

- [3] Musiał W., Choromańska M., Falkowski S.: *Propozycja realizacji mikroszlifowania ceramicznych płytek skrawających w warunkach plastycznego płynięcia materiału obrabianego*. *Mechnik*, 2/2009, s. 144–145.
- [4] Musiał W.: *Badania procesu mikroszlifowania materiałów ceramicznych w warunkach ciągliwego usuwania materiału obrabianego*. Rozprawa doktorska, Politechnika Koszalińska 2007.

UTILIZATION OF CERAMIC MATERIALS DUCTILE-REGIME GRINDING METHOD TO MACHINING OF CUTTING SURFACES OF CERAMIC TOOL INSERT

***ABSTRACT:** The paper presents the method of machining of ceramic tools cutting edge during ductile-regime grinding. The projects of processing handles enabling the cutting edges ceramic plates shaping in article were introduced. Also the preliminary results of polishing the ceramic plates edges in front arrangement were presented.*

^{*)} dr inż. Wojciech MUSIAŁ, Katedra Inżynierii Produkcji, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: wojciech.musial@tu.koszalin.pl

^{**)} mgr inż. Mariola CHOROMAŃSKA, Katedra Inżynierii Produkcji, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: mariola.choromanska@tu.koszalin.pl

ZASTOSOWANIE SYGNAŁU EMISJI AKUSTYCZNEJ DO OCENY PRZEBIEGU PROCESU SZLIFOWANIA OTWORÓW

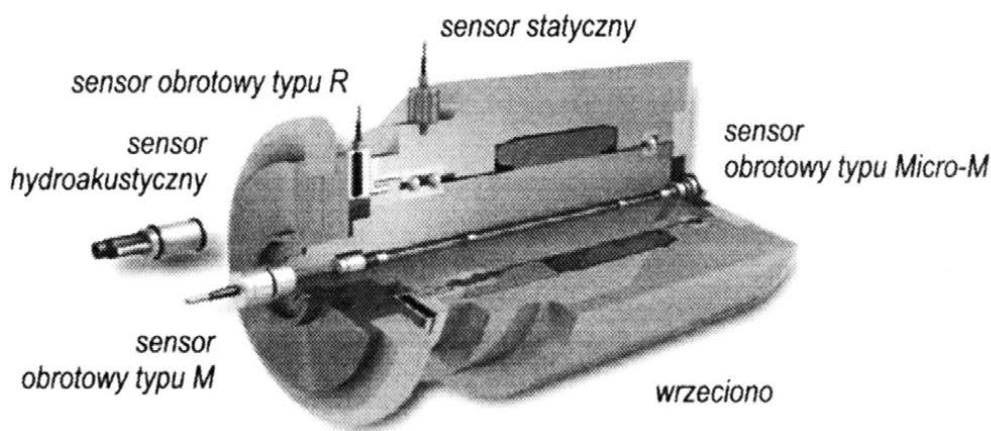
Paweł Sutowski^{*)}, Krzysztof Nadolny^{**)}

***STRESZCZENIE:** W artykule przedstawiono propozycję diagnostyki procesu szlifowania z zastosowaniem sygnału emisji akustycznej oraz analizy obrazu. Dokonano krótkiego opisu zastosowanej metody wizyjnej oraz przedstawiono wybrane wyniki badań uzyskane dla procesu jednoprzęściowego szlifowania otworów w stali 100Cr6. Otrzymane rezultaty badań wykazały dużą użyteczność proponowanej metody do wykrywania zużycia czynnej powierzchni ściernicy lub defektów powierzchni obrabianej.*

1. WSTĘP

Charakterystyczną cechą technik obróbki jest ciągle zwiększanie ich automatyzacji, która wymaga zwykle wprowadzania dodatkowego procesu – nadzorowania. Znaczne ograniczenie, a nawet zastąpienie subiektywnych odczuć i decyzji ludzkich, może być z powodzeniem realizowane poprzez monitorowanie, diagnostykę i sterowanie przy pomocy specjalnych urządzeń oraz metod [1]. Kontrola, rozumiana jako badanie i ustalenie ewentualnych odstępstw od wzorca, w przypadku procesu szlifowania jest czynnością trudną, gdyż oprócz złożoności wynikającej ze specyfiki skrawania geometrycznie nieokreślonymi ostrzami stochastycznie rozmieszczonych ziaren, wymaga zastosowania specjalistycznych narzędzi, szczególnie, gdy obrabiany element wykonuje ruch obrotowy. W takich przypadkach, tor pomiarowy może być wyposażony w bezstykowe czujniki, dostarczające informacji o pojawieniu się określonego bodźca (np. ładunku elektrycznego) lub zmianach różnych wielkości fizycznych (np. temperatury, mocy lub siły) bez potrzeby bezpośredniego kontaktu z materiałem obrabianym lub ściernicą. W produkcji tego typu sensorów, prym wiodą niemieckie firmy *Nordmann GmbH & Co.* oraz *Dittel Messtechnik GmbH*. W ich ofercie znajdują się między innymi opatentowane czujniki emisji akustycznej (EA, emisja fal naprężeń – *stress wave emission*) opisane szeroko w artykule [3].

Fale sprężyste można pozyskać z powierzchni elementów obrotowych (ściernica lub przedmiot), stosując dwuczęściowe czujniki EA typu RSA (*Rotierenden Schall-Aufnehmer*), które składają się z obrotowego przetworniko-nadajnika (mocowanego w osi obrotu) oraz z nieruchomego odbiornika. Sygnał przekazywany jest przez fale radiowe (rys. 1). Wadą tego typu rozwiązania jest znaczne oddalenie odbiornika sygnałów od analizowanego źródła (strefy szlifowania) – impulsy EA są silnie zniekształcone i osłabione, ponieważ przechodzą przez kolejne ośrodki na drodze źródło – przetwornik.



Rys. 1. Przykładowe pozycje zamocowania sensorów emisji akustycznej [4]

Innym, korzystniejszym rozwiązaniem, zastosowanym w trakcie badań, jest użycie czujników hydroakustycznych typu SEH (*Schall-Emissions-Hydrophon*), w których ośrodkiem przenoszenia fali sygnału akustycznego jest strumień cieczy chłodziwo-smarującej (rys. 1 i 2c). Strumień chłodziwa może być skierowany dowolnie – na narzędzie lub przedmiot obrabiany.

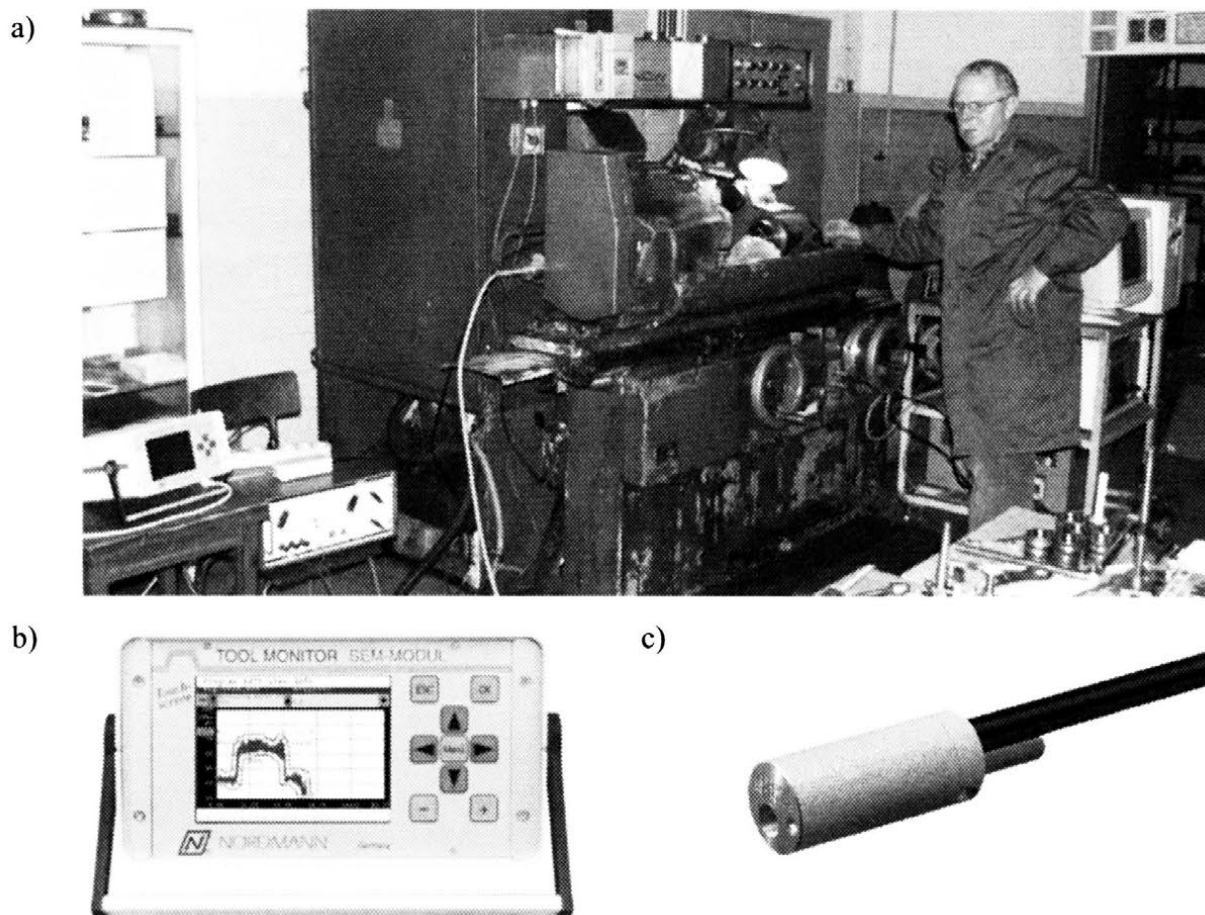
2. BADANIA DOŚWIADCZALNE

W celu dokonania oceny procesu szlifowania otworów z zastosowaniem sygnału emisji akustycznej pobranego ze strefy obróbki, przeprowadzono badania doświadczalne, w których zastosowano bezstykowy czujnik emisji akustycznej typu SEH. Próbom eksperymentalnym poddano ściernicę o twardości G i strukturze 10 zbudowaną z ziaren mikrokrystalicznego korundu spiekane go SG o numerze ziarna 46 (1-35x20x10-SG/F46G10VTO). Ściernica ta, znajdująca zastosowanie w procesie jednorzędowego szlifowania walcowych powierzchni wewnętrznych, została wykonana w *Zakładzie Podstaw Nauki o Materiałach i Ceramiki Technicznej* Politechniki Koszalińskiej z zastosowaniem specjalnie opracowanego spoiwa szklanokrystalicznego z jednym rodzajem fazy

krystalicznej, wprowadzonej w celu zwiększenia współczynnika odporności na kruche pękanie K_{IC} . Na czynnej powierzchni ściernicy ukształtowano nakrój stożkowy o szerokości $b = 16$ mm i kącie $\chi = 0,72^\circ$, specjalnie dopasowany do wielkości usuwanego nadkładu obróbkowego, wynoszącego 0,20 mm, zgodnie z wcześniejszymi wynikami badań [2]. Obróbce poddano pierścienie ze stali łożyskowej 100Cr6 (ISO 683-17:1999) o twardości 63 ± 1 HRC.

2.1. Metodyka badań

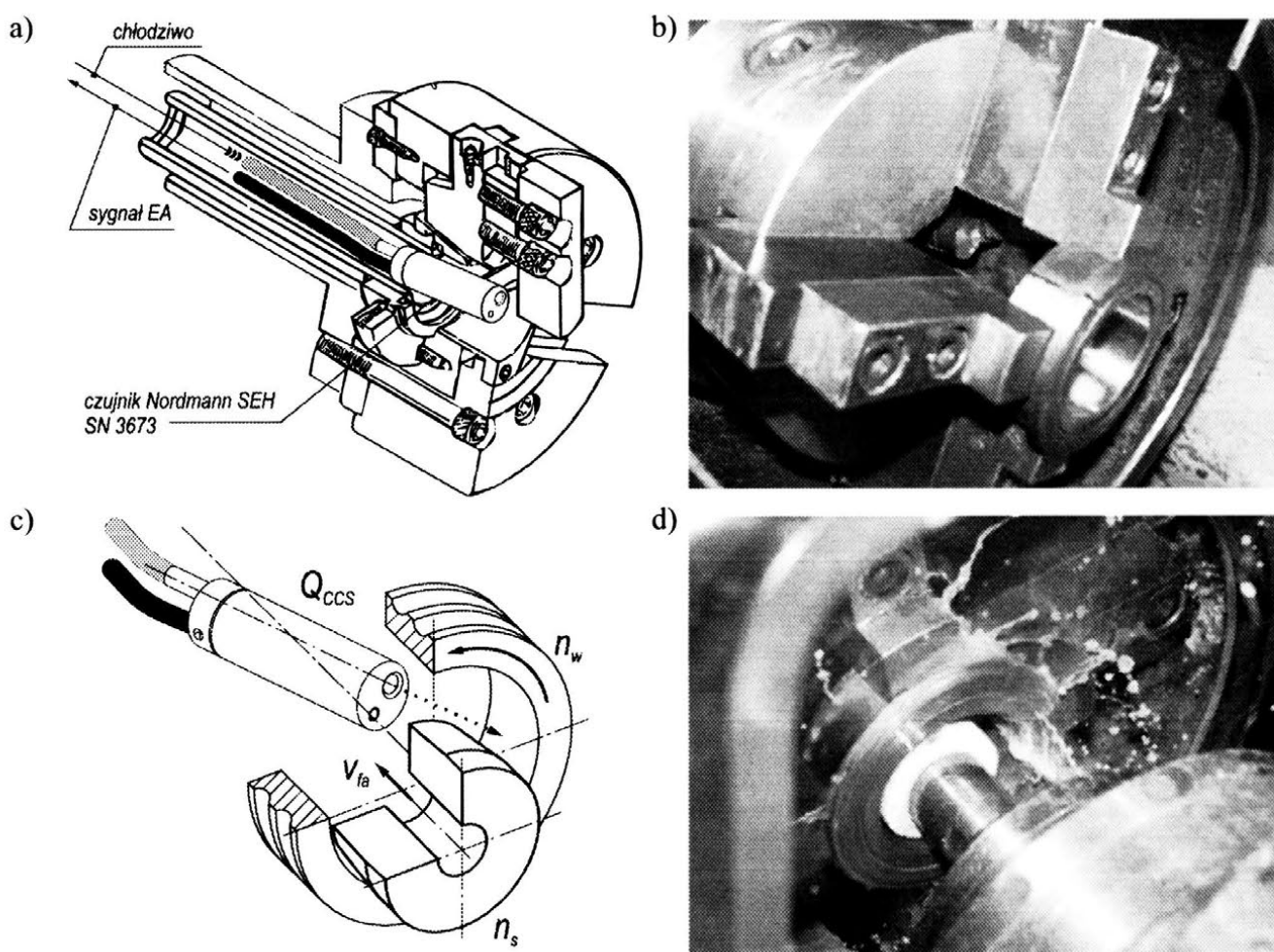
Badania eksperymentalne przeprowadzono na stanowisku zbudowanym na bazie szlifierki uniwersalnej RUP-28P, wyposażonej w elektrowrzeciono typu EV-70/70-2WB firmy FISCHER, oraz elementów toru pomiarowego sygnału emisji akustycznej (rys. 2). Najważniejszymi elementami układu monitorującego były: jednostka monitorująca SEM (*Schall-Emissions-Module*), przetwornik sygnału SEP (*Schall-Emissions-Prozessor*) oraz sensor hydroakustyczny typu SEH (*Schall-Emissions-Hydrophon*) firmy Nordmann (rys. 2c).



Rys. 2. Stanowisko badawcze zbudowane na bazie szlifierki uniwersalnej RUP-28P oraz elementów toru pomiarowego firmy Nordmann: a) widok ogólny, b) SEM-Module – wolnostojąca jednostka monitorująca, c) czujnik typu SEH

Proces szlifowania prowadzono z następującymi parametrami: prędkość obwodowa ściernicy $v_s = 60$ m/s, prędkość obwodowa przedmiotu obrabianego $v_w = 0,75$ m/s, prędkość posuwu osiowego $v_{fa} = 2,0$ mm/s, styk roboczy $a_e = 0,20$ mm. Wydatek cieczy chłodząco-smarującej, będącej jednocześnie ośrodkiem przenoszenia impulsów EA, ustalono na poziomie $Q_{CCS} = 3,0$ l/min, co zapewniło, że nie było przerw w kontakcie z materiałem obrabianym.

Jednocześnie czujnik emisji akustycznej umieszczono jak najbliżej strefy szlifowania, prowadząc go przez wnętrze wrzeciona przedmiotu obrabianego. Sensor poprowadzony został przez uchwyt trójszczękowy i odpowiednio skierowany, aby strumień cieczy trafiał bezpośrednio w materiał obrabiany (rys. 3).



Rys. 3. Położenie czujnika SEH firmy Nordmann:
 a) prowadzenie w uchwycie trójszczękowym, b) widok rzeczywisty,
 c) schemat kinematyczny, d) przebieg procesu szlifowania

W trakcie prób rejestrowano moc wrzeciona ściernicy na biegu jałowym oraz moc maksymalną w danym przejściu roboczym, a także sygnał emisji akustycznej w postaci cyfrowej w pamięci modułu SEM. Zużywanie ściernic to złożony proces, który przyczynia się do zmian rezultatów obróbki, dlatego analizie

poddano parametry chropowatości powierzchni przedmiotów po obróbce, stosując profilometr *Carl Zeiss Jena* typu ME 10.

Trwałość ściernicy określono jako sumę objętości usuniętego materiału od chwili rozpoczęcia szlifowania do chwili, w której uznano ją za zużytą ze względu na przyjęte eksperymentalnie kryterium – wzrost rejestrowanego natężenia prądu wrzeczona ściernicy powyżej $I = 8 \text{ A}$ ($P = 1700 \text{ W}$).

2.2. Metodyka analizy sygnału EA

Jednostka monitorująca *SEM-Module* pobiera informacje o sygnale EA z procesora SEP, zapamiętując i wyświetlając jedynie wartość maksymalną i minimalną z częstotliwością 1 kHz. Dane te zapisywane są z rozdzielczością 12 bitów (gdzie 0 odpowiada 0V, a 4096 – 10 V) w pamięci urządzenia i mogą być poddane podstawowej obróbce w celu wyznaczenia wartości granicznych dla pojedynczego pomiaru lub całej serii.

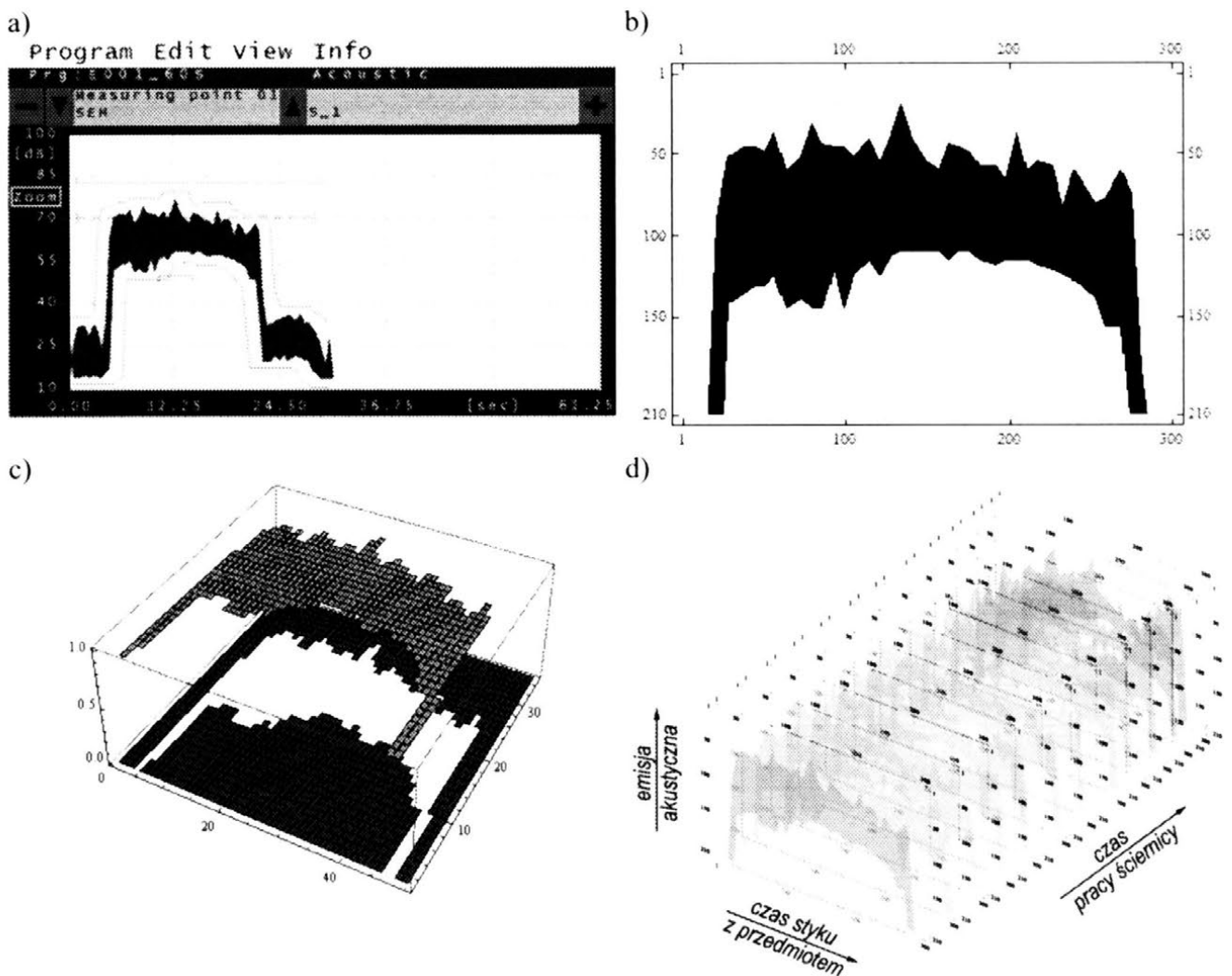
System firmy *Nordmann*, działając głównie w oparciu o analizę graniczną, pozwala na monitorowanie i diagnozę procesu obróbki ścierniej. Takie rozwiązanie, jak i zastosowane parametry pracy modułu SEM, pozwalają z łatwością określić kolejne fazy obróbki, czy też gwałtowne zmiany głębokości szlifowania. Jednakże, wstępne próby eksperymentalne wykazały, że zastosowany system nie wskazuje, ani na przekroczenie przez rejestrowany sygnał wcześniej ustalonych granic, ani na znaczącą zmianę średniej wartości amplitudy, pomimo obniżania zdolności skrawnej ściernicy (wykrywane przez wzrost mocy wrzeczona). W trakcie badań zaobserwowano, że kolejno rejestrowane próbki sygnału EA, różnią się znacząco pod względem kształtu (geometrii). Fakt ten był motywem do opracowania metody innej niż analiza graniczna – niekonwencjonalnej dla opisywanego układu pomiarowego, ale dobrze znanej i wykorzystywanej na przykład w przemysłowych systemach wizyjnej kontroli jakości – metody komputerowej analizy wyników badań opartej na śledzeniu zmian zachodzących w obrazie.

Proponowane rozwiązanie opiera się na wyznaczeniu wybranych cech obrazu, przy ograniczeniu wyłącznie do obszaru zainteresowania (AOI, *area of interest*) z całego pola widzenia (np. kamery). Do tego celu, w projekcie systemu wizyjnego, wyodrębniono podsystemy: akwizycji, przetwarzania i analizy obrazu oraz zastosowano odpowiednio: próbkowanie, klasyfikację wg miar podobieństwa ze wzorcem i statystyczne cechy punktowe obszaru zainteresowania w dziedzinie przestrzennej.

W pierwszym etapie zadaniem systemu jest pobranie obrazu oraz odszukanie określonego wzorca – krzywej reprezentującej sygnał EA. Po udanej lokalizacji wzorca, następuje wyodrębnienie obszaru zainteresowania (AOI). Następnie wykonywane jest jego przekształcenie punktowe – segmentacja. W opisywanej

metodzie zastosowano binaryzację (progowanie) z podwójnym ograniczeniem. Jej wynik stanowi macierz zero-jedynkowa, reprezentująca wyłącznie strukturę zarejestrowanego sygnału emisji akustycznej. Ostatnim etapem jest zliczenie obszaru S zajmowanego przez jednolity (reprezentowany przez konkretny kolor, wartość) zbiór elementów w analizowanym obszarze.

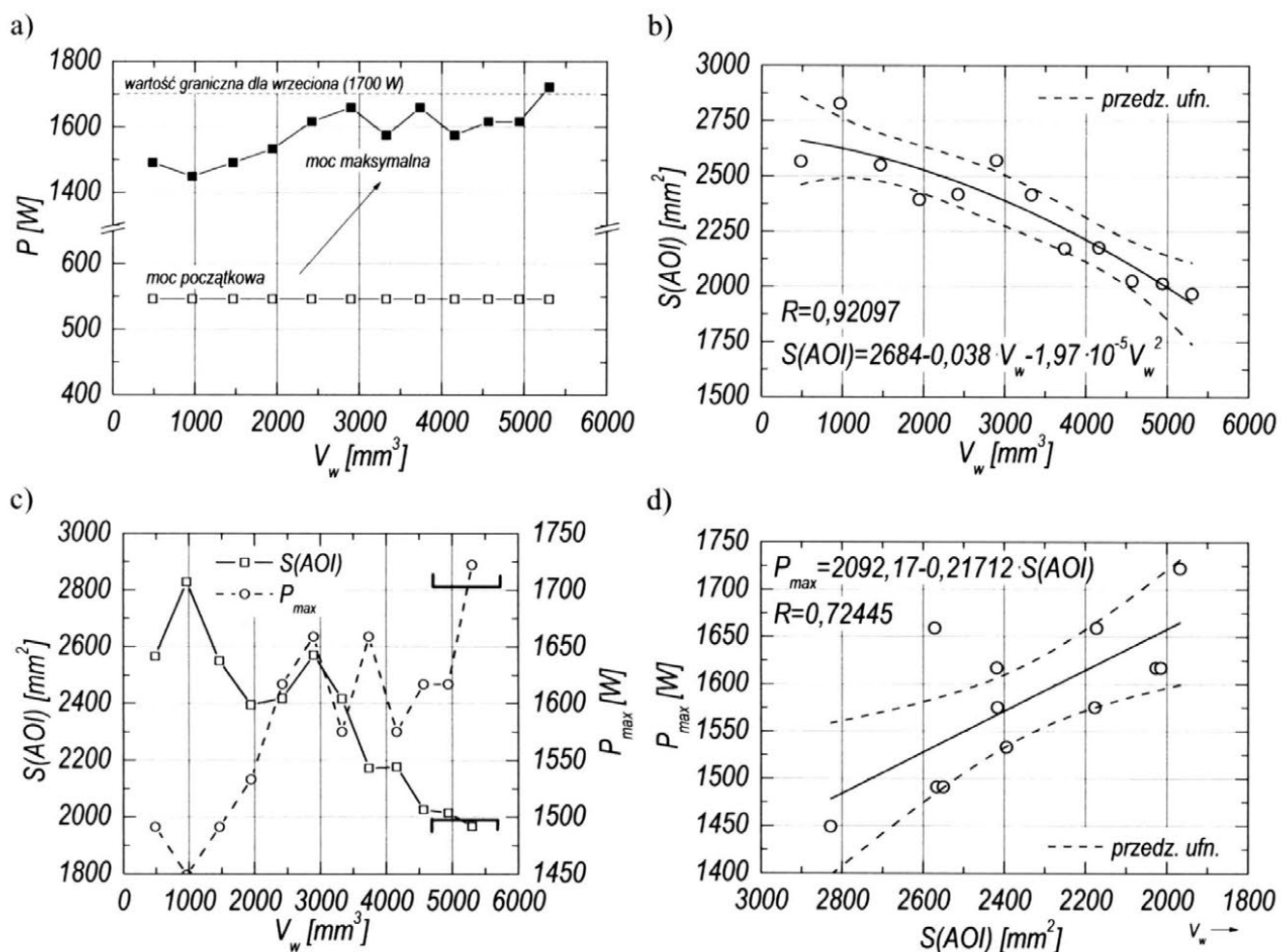
Procedurę należy powtarzać, charakteryzując sygnał w kolejnych punktach czasu pracy ściernicy, a jej wynik (wartość $S(AOI)$) wykorzystać do oszacowania zużycia ściernicy. Wybrane etapy wyznaczania powierzchni zajmowanej przez sygnał EA na ekranie jednostki SEM-Module przedstawiono na rysunku 4.



Rys. 4. Etapy wyznaczania powierzchni ograniczonej przez sygnał emisji akustycznej na ekranie jednostki SEM-Module do monitorowania narzędzi firmy Nordmann:
 a) zarejestrowany obraz, b) wyznaczenie obszaru zainteresowania (AOI),
 c) binaryzacja oraz zliczenie obszaru S zajmowanego przez AOI,
 f) powtórzenie algorytmu dla kolejnych punktów pomiarowych w czasie

3. WYNIKI BADAŃ

Na podstawie zarejestrowanych wartości mocy (P) wrzeciona ściernicy oraz sygnału emisji akustycznej ze strefy obróbki, sporządzono wykresy ich zmian w funkcji objętości usuniętego materiału V_w (rys. 5a-b) oraz określono korelację występującą między maksymalną wartością mocy (P_{max}) i polem powierzchni obszaru zainteresowania AOI (rys. 5d).



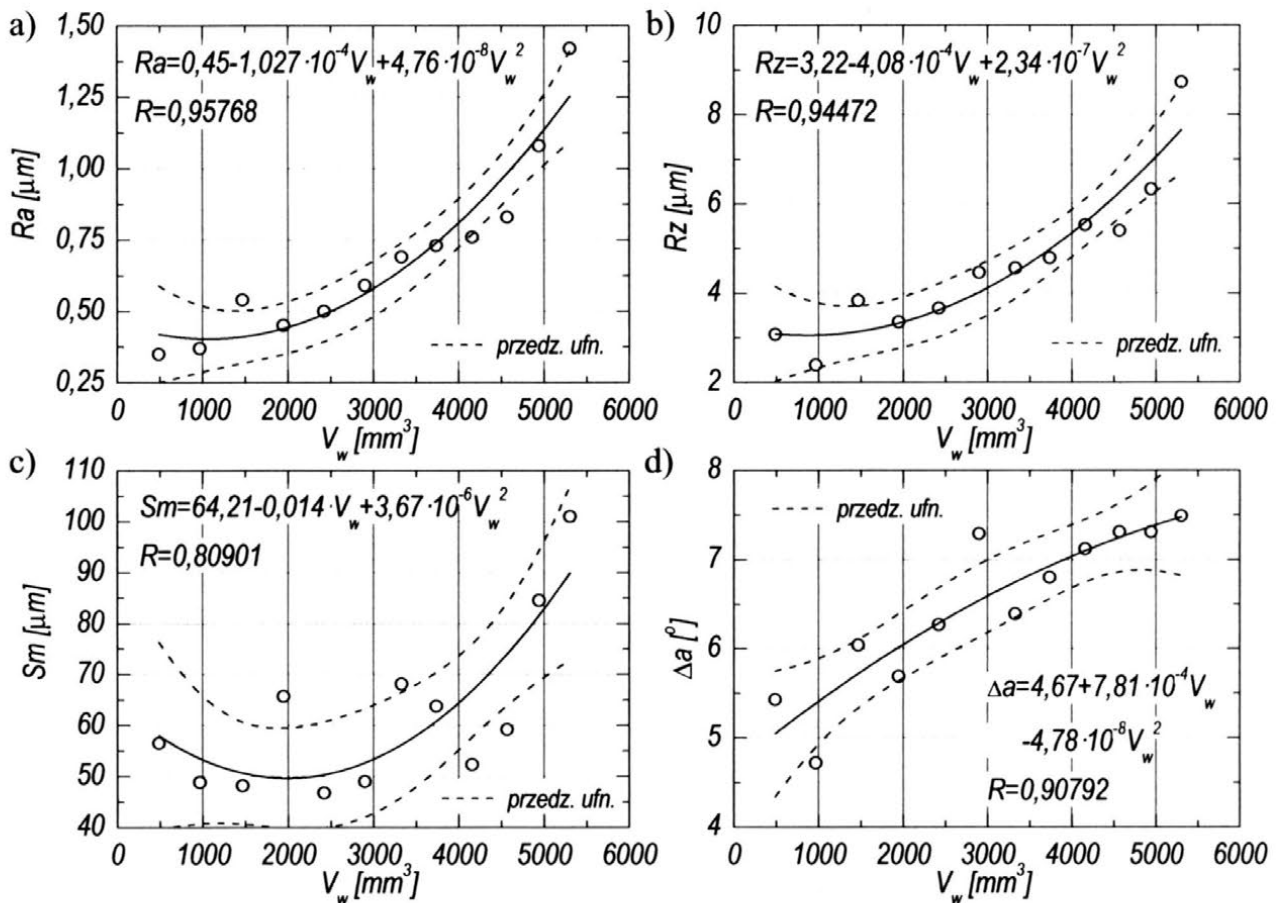
Rys. 5. Wybrane wyniki badań eksperymentalnych w postaci:

- zmian mocy wrzeciona ściernicy w funkcji objętości usuniętego materiału,
- zmian pola powierzchni obszaru zainteresowania AOI, c) porównania zmienności między mocą maksymalną (P_{max}) i polem powierzchni obszaru zainteresowania AOI,
- korelacji między rozpatrywanymi wielkościami

Otrzymane rezultaty wskazują jednoznacznie, że w wyniku postępującego zużywania czynnej powierzchni ściernicy (CPS) pole powierzchni, zajmowane przez sygnał EA maleje, natomiast praca wykonana w jednostce czasu przez ściernicę ulega stopniowemu wzrostowi, aby dla $V_w = 5300 \text{ mm}^3$, przekroczyć wartość graniczną przyjętego kryterium (rys. 5c).

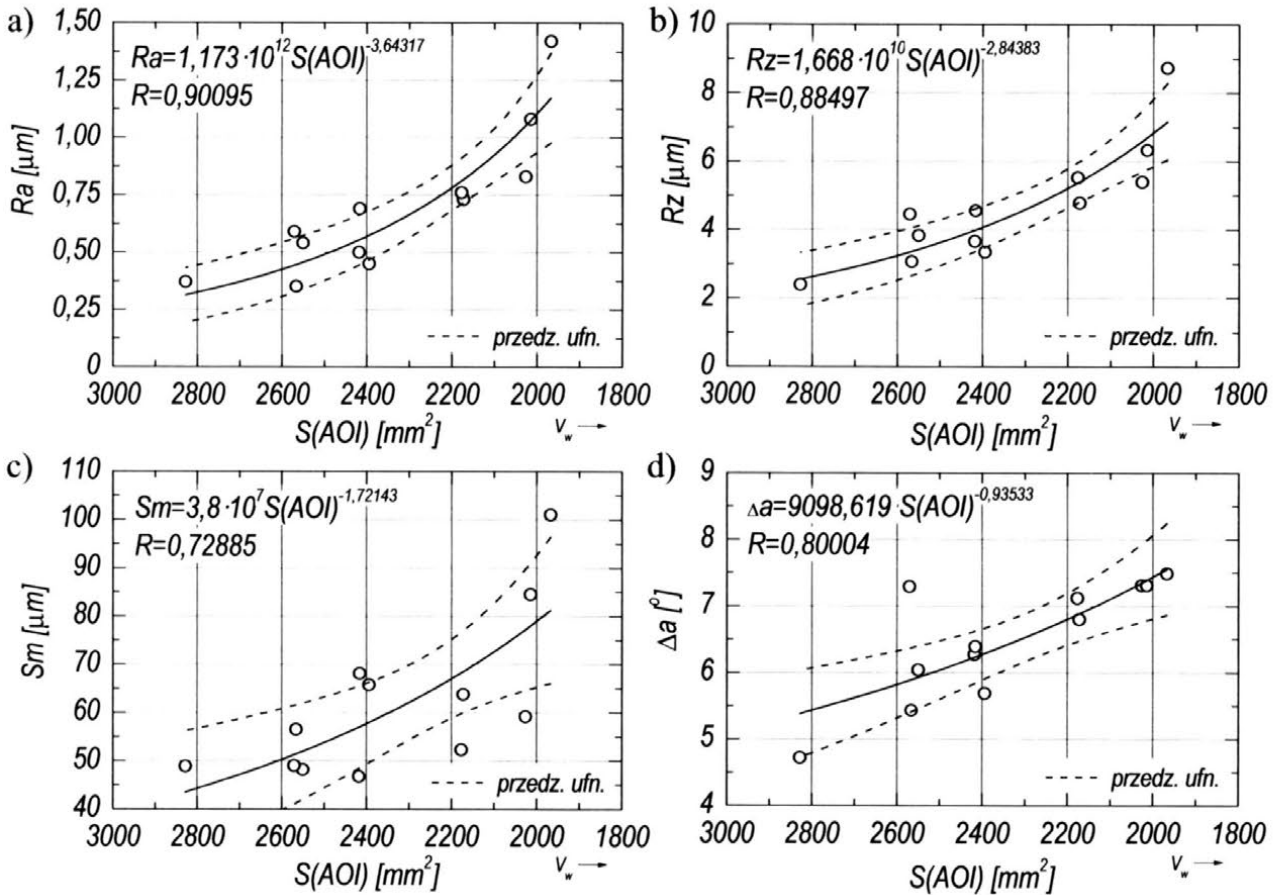
Przeprowadzona analiza statystyczna ujawniła względnie wysoką korelację, zachodzącą między sygnałami rejestrowanymi na wyjściu procesu (rys. 5d). Otrzymana zależność wskazuje na wzrost maksymalnej mocy szlifowania (P_{max}), następujący wraz ze spadkiem pola powierzchni obszaru zainteresowania AOI, co można zaobserwować na rys. 5c-d. Tym samym, znając obszar zajmowany przez sygnał emisji akustycznej (lub zmiany tego obszaru), można wnioskować o intensywności i rodzaju zjawisk dominujących w strefie szlifowania, czyli przebiegu procesu (efektywności usuwania materiału).

Rosnące obciążenie czynnej powierzchni ściernicy posiada istotny wpływ nie tylko na opisany powyżej wzrost mocy szlifowania, ale przede wszystkim na zmianę chropowatości powierzchni obrobionej (rys. 6).



Rys. 6. Zmiany wartości wybranych parametrów chropowatości powierzchni szlifowanej w funkcji objętości usuniętego materiału: a) R_a , b) R_z , c) S_m , d) Δa

Wyniki analiz relacji wielorakiej wskazują na istnienie ścisłych związków korelacyjnych pomiędzy rejestrowanym parametrem sygnału EA, a parametrami chropowatości, szczególnie parametrami wysokościowymi R_a i R_z . Świadczą o tym wysokie wartości współczynników korelacji wielorakiej R , określone dla wyznaczonych równań (rys. 7).



Rys. 7. Zmiany wartości wybranych parametrów chropowatości powierzchni szlifowanej w funkcji pola powierzchni obszaru zainteresowania (AOI): a) Ra , b) Rz , c) Sm , d) Δa

Zastosowany rodzaj oraz udział objętościowy spoiwa, miały bezpośredni wpływ na formę zużywania się ściernicy. W wyniku powstania płaszczyzn zużycia na wierzchołkach ziaren aktywnych, a także zmniejszenia liczby mikro-wierzchołków kształtujących powierzchnię obrabianą, nastąpił wzrost udziału odkształceń plastycznych i bruzdowanie w strefie obróbki. Wywołało to przyrost mocy szlifowania i zwiększenie chropowatości powierzchni. Jednocześnie zmieniał się udział źródeł impulsów emisji akustycznej, nastąpiła przewaga impulsów o zdecydowanie niższym potencjale energetycznym.

4. PODSUMOWANIE

Zastosowany czujnik SEH, przekazujący sygnał EA przez ciecz chłodząco-smarującą bezpośrednio ze strefy szlifowania, w sprzężeniu z jednostką monitorującą SEM oraz wizyjną metodą oceny cech sygnału, stanowi narzędzie pośredniej, względnie dokładnej, oceny zdolności skrawnej narzędzia, czego nie można osiągnąć wyłącznie przez analizę graniczną. Ponadto, przedstawione

rezultaty badań doświadczalnych, dowodzą wysokiej użyteczności sygnału emisji akustycznej do oszacowywania wyników obróbki.

W związku z powyższym, proponowane rozwiązanie można uznać za skuteczną metodę monitorowania procesu szlifowania. Ponieważ układy monitorowania firmy *Nordmann* znajdują już zastosowanie w warunkach produkcyjnych i są zwykle sprzęgnięte z komputerami przemysłowymi, to można w łatwy sposób rozszerzyć ich funkcjonalność, implementując proponowaną metodę kontroli przebiegu i wyników obróbki.

5. LITERATURA

- [1] Korbicz J., Kościelny J., Kowalczyk Z., Cholewy W. (red): *Diagnostyka procesów. Modele. Metody sztucznej inteligencji. Zastosowania*. Monografie Polskiej Akademii Nauk. Wydawnictwo WNT, Warszawa 2002.
- [2] Nadolny K., Plichta J.: *Jednoprześciowe szlifowanie otworów ściernicami o strefowo zróżnicowanej budowie*. Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Koszalińskiej, Koszalin 2008.
- [3] Sutowski P, Plichta S.: *Zastosowania metody pomiaru emisji akustycznej w ocenie procesów obróbkowych*. Przegląd Mechaniczny, Warszawa 2006, nr 2/2006, s. 20-25.
- [4] Dittel Messtechnik GmbH: <http://www.dittel.com/english/werkzeugmaschinen-produkt-info.php?idpop=15> (dostęp: 01.03.2010).

USE OF THE ACOUSTIC EMISSION TO ESTIMATION OF THE INTERNAL GRINDING PROCESS

ABSTRACT: *The paper presents the proposition of diagnostic method for grinding process with use of acoustic emission signal and image processing. There is short description of used visual method and presented main results for single-pass grinding of 100Cr6 steel. The research results demonstrate usefulness of proposed method to detect the grinding wheel wear or defects of machined material surface.*

^{*)} dr inż. Paweł SUTOWSKI, Politechnika Koszalińska, Wydział Mechaniczny, Katedra Inżynierii Produkcji, ul. Raławicka 15-17, 75-220 Koszalin

^{**)} dr inż. Krzysztof NADOLNY, Politechnika Koszalińska, Wydział Mechaniczny, Katedra Inżynierii Produkcji, ul. Raławicka 15-17, 75-220 Koszalin

WPLYW UDZIAŁU OBJĘTOŚCIOWEGO I MIKROSTRUKTURY SPOIWA SZKLANOKRYSTALICZNEGO NA EFEKTYWNOŚĆ JEDNOPRZEJŚCIOWEGO SZLIFOWANIA WALCOWYCH POWIERZCHNI WEWNĘTRZNYCH W INCONELU 600

Krzysztof Nadolny^{*)}, Tomasz Okupski^{**)}

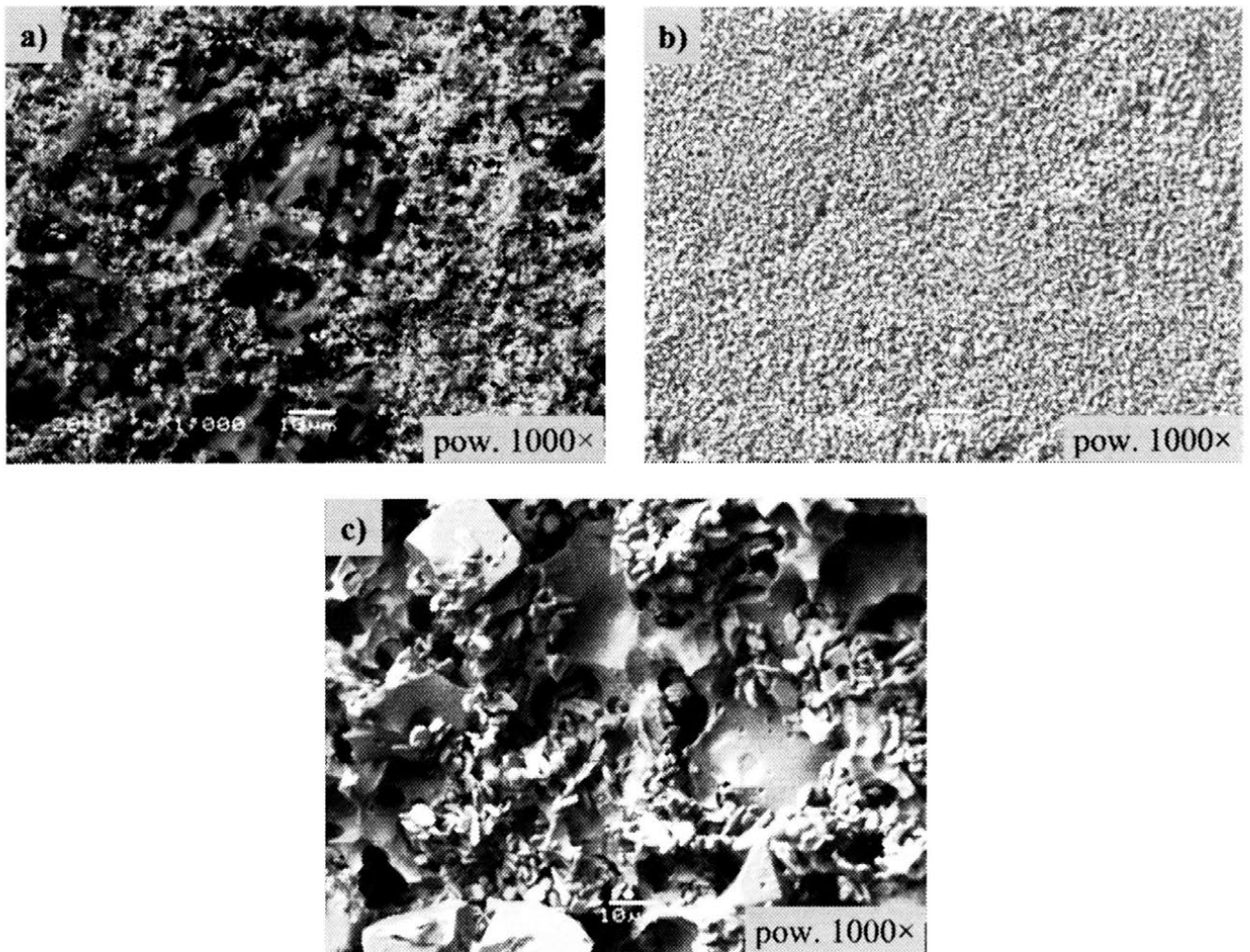
STRESZCZENIE: *W artykule przedstawiono wyniki badań procesu jednoprzejściowego szlifowania otworów wykonanych w Inconelu 600. Badania wykonano z użyciem ściernic o charakterystyce G10 z ziarnami mikrokrystalicznego korundu spiekanego SG o rozmiarze 46 i zmiennym udziale procentowym spoiwa szklanokrystalicznego o zaprojektowanej mikrostrukturze i składzie fazowym. Uzyskane wyniki eksperymentów wskazują na znaczący wpływ zarówno zmiennego udziału objętościowego spoiwa, jak i jego mikrostruktury na przebieg i rezultaty szlifowania.*

1. WPROWADZENIE

Postęp w dziedzinie wytwarzania nowych materiałów konstrukcyjnych jest siłą napędową dla opracowywania nowych technologii ich obróbki. Spośród wielu technik obróbki gładkościowej, nieślabnącym zainteresowaniem cieszy się szlifowanie, ze względu na wysoką jakość powierzchni przedmiotu obrobionego. Realizacja procesu szlifowania ściernicami z ziarnami Al_2O_3 , możliwa jest w wyniku ich spojenia spoiwami zapewniającymi odpowiednie siły adhezji pomiędzy ziarnem ściernym a spoiwem. Wymagania stawiane spoiwom są bardzo rygorystyczne, zarówno pod względem odpowiedniej zwilżalności ziaren ściernych, jak i pod względem mikrofragmentacji spoiwa [3, 5]. Odpowiednie mikrowykruszanie się spoiwa, wynikające z jego budowy mikrostrukturalnej, pozwala na uwalnianie nowych krawędzi skrawających ziaren ściernych, co z kolei pozwala lepiej wykorzystać ich potencjał skrawny i wydłużyć okres trwałości ściernicy.

2. CHARAKTERYSTYKA OPRACOWANYCH SPOIW

Skład chemiczny tworzywa szklanokrystalicznego z układu CMAS ($\text{CaO-MgO-Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$) z podstawową fazą krystaliczną typu piroksenów modyfikowano dla uzyskania dodatkowej fazy krystalicznej o wyższej odporności na kruche pękanie. Otrzymane w ten sposób materiały szklanokrystaliczne (A, B, C) mające pełnić funkcję spoiw, syntetyzowano w sposób typowy dla technologii stosowanej w przemyśle szklarskim [1].



Rys. 1. Struktura badanych spoiw szklanokrystalicznych: a) spoiwo A z jednym rodzajem fazy krystalicznej ($K_{IC}=2,04$) b) spoiwo B z jednym rodzajem fazy krystalicznej ($K_{IC}=1,19$), c) spoiwo C z dwoma rodzajami fazy monokrystalicznej ($K_{IC}=1,15$)

Surowce w postaci tlenków ziem alkalicznych, H_3BO_3 , CaCO_3 , MgCO_3 , $\text{Al}(\text{OH})_3$, SiO_2 i ZnO topiono w piecu elektrycznym w atmosferze powietrza w temperaturze 1300°C przez dwie godziny. Stopioną frytę chłodzono gwałtownie w wodzie i suszono. Frytę następnie rozdrabniano w młynie kulowym dla

uzyskania frakcji proszku poniżej 63 μm . Współczynnik odporności na kruche pękanie K_{IC} określono metodą Vickersa na twardościomierzu Vickers Hardness Tester FV-700 firmy Future-Tech Corp. Japonia (zakres obciążeń 0,3-30 kG, czas pomiaru 10 s, pomiar elektroniczny przekątnej z dokładnością do 0,1 μm). Wartość współczynnika na kruche pękanie wyznaczono z zależności [5]:

$$K_{IC} = P/\pi^{3/2} \text{tg}68^\circ \times c^{3/2} \quad (1)$$

gdzie: P – obciążenie [N], c – średnia długość pęknięcia [μm].

Zaprojektowane spoiwa szklanokrystaliczne różniły się przede wszystkim rodzajem fazy krystalicznej powstałej w wyniku procesu obróbki termicznej tych tworzyw. Celem nadrzędnym było podwyższenie współczynnika odporności na kruche pękanie K_{IC} poprzez wygenerowanie w pozostałości szklistej, fazy krystalicznej o wysokiej twardości [4]. Ta dodatkowa faza krystaliczna pełni funkcję bariery strukturalnej oraz energetycznej dla propagującego pęknięcia powstałego w skutek działania sił i naprężeń powstałych podczas procesu szlifowania.

Skład chemiczny spoiwa A został tak dobrany, aby podstawową fazą krystaliczną obecną w pozostałości szklistej była faza spinelowa o wysokiej twardości (w skali Mohsa 8-8,5). Spoiwa B i C były projektowane dla uzyskania fazy piroksenowej, która jest fazą podstawową w tworzywach powstałych na bazie tlenków z układu CMAS. Faza piroksenowa ma niższą twardość, niż faza spinelowa i wynosi ona ok. 6,5-7 w skali Mohsa. Podwyższenie wytrzymałości mostków wiążących w ściernicy dzięki zastosowaniu spoiwa o zaprojektowanej mikrostrukturze pozwala lepiej dopasować tempo mikrowykruszania się ziarna i spoiwa, co przekłada się na lepsze wykorzystanie potencjału skrawnego ziaren. Dzięki obecności fazy spinelowej spoiwo A ma wyższą wartość współczynnika K_{IC} (2,04) niż spoiwa B i C (1,19-1,15), w których obecna była faza piroksenowa (tab. 1).

Tabela 1

Charakterystyka badanych spoiw

Rodzaj spoiwa	Struktura	Średni wymiar ziarna, μm	K_{IC} , MPam ^{1/2}
szklanokrystaliczne A	polimikrokrystaliczno- amorficzna	>1	2,04
szklanokrystaliczne B	monokrystaliczno- amorficzna	~1	1,19
szklanokrystaliczne C	polimikrokrystaliczno- amorficzna	< 5	1,15

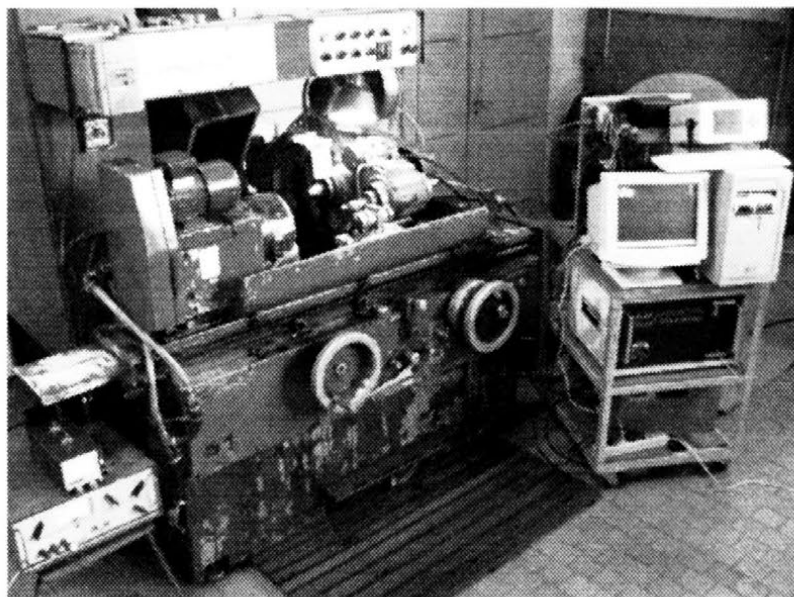
Tak przygotowane tworzywa szklanokrystaliczne zastosowano do wykonania ściernic o wymiarach 35×20×10 mm o twardości G i strukturze 10.

3. BADANIA DOŚWIADCZALNE

W celu określenia wpływu udziału objętościowego i mikrostruktury opracowanych spoiw szklanokrystalicznych na właściwości eksploatacyjne ściernic przeprowadzono badania doświadczalne. Ściernice poddano próbom w procesie jednoprzęściowego szlifowania otworów [2] w Inconelu 600.

3.1. Metodyka badań

Badania doświadczalne przeprowadzono na stanowisku badawczym zbudowanym z użyciem szlifierki uniwersalnej RUP-28P, wyposażonej w elektrowrzeciono firmy FISCHER (typ EV-70/70-2WB), charakteryzujące się maksymalnymi obrotami 60 000 obr./min i mocą wynoszącą 5,2 kW (rys. 2).



Rys. 2. Stanowisko badawcze

Proces szlifowania prowadzono z wydajnością ubytkową wynoszącą $Q_w \approx 24 \text{ mm}^3/\text{s}$. W każdym z punktów planu eksperymentu wykonano trzy powtórzenia. W trakcie prób rejestrowano moc wrzeciona ściernicy na biegu jałowym oraz moc maksymalną w danym przejściu roboczym. Na podstawie tych wartości wyznaczono następnie wartości przyrostu mocy ΔP [W]. Parametry chropowatości powierzchni przeszlifowanych przedmiotów zmierzono na profilometrze Zeiss ME-10.

3.2. Badane ściernice

Ściernice przygotowane do badań wykonane zostały z użyciem ziaren mikrokrystalicznego korundu spiekane SG o rozmiarze 46 (1-35×20×10-SG/F46G10VTO). Wykonano dziewięć ściernic oznaczonych alfanumerycznie, po trzy dla każdej z opisanych odmian spoiwa szklanokrystalicznego. Poszczególne ściernice wykonane na bazie jednego spoiwa różniły się dodatkowo jego udziałem objętościowym (tab. 2).

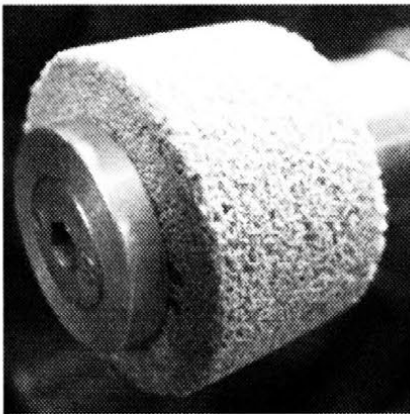
Tabela 2

Zestawienie ściernic użytych w badaniach doświadczalnych

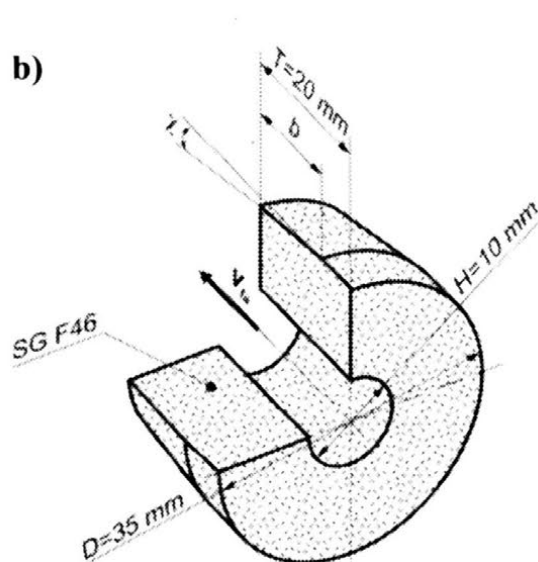
Oznaczenie ściernicy	Odmiana spoiwa	Udział objętościowy spoiwa, %
A1	Spoiwo A	$V_s=5$
A2		$V_s=10$
A3		$V_s=15$
B1	Spoiwo B	$V_s=5$
B2		$V_s=10$
B3		$V_s=15$
C1	Spoiwo C	$V_s=5$
C2		$V_s=10$
C3		$V_s=15$

Na czynnej powierzchni ściernic ukształtowano nakrój stożkowy o szerokości $b=16$ mm i kącie $\chi=0,36\div 0,54^\circ$, dopasowanym do wielkości usuwanego w jednym przejściu nadadtku obróbkowego, wynoszącego $a_e=0,10\div 0,15$ mm (rys. 3).

a)



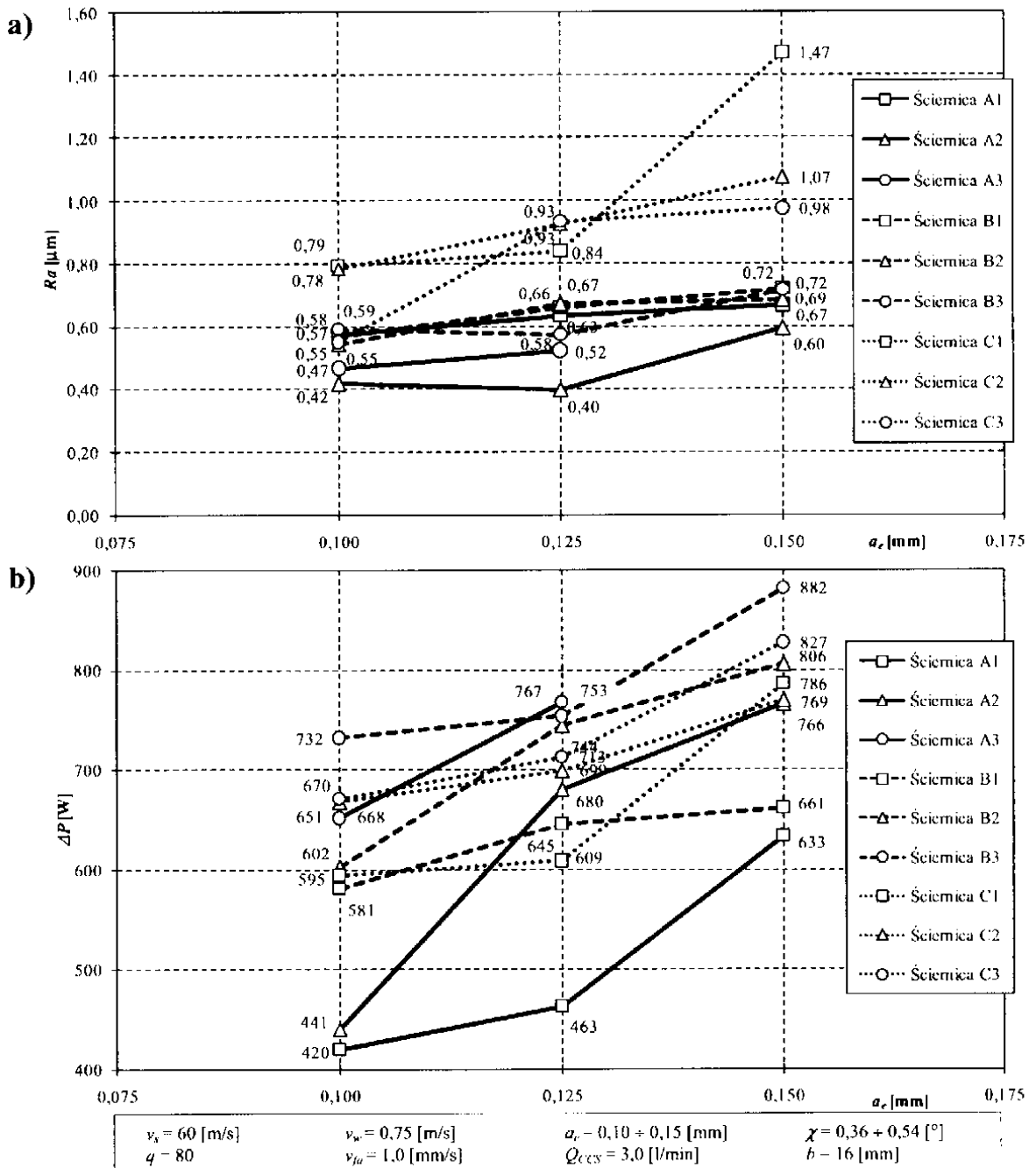
b)



Rys. 3. Widok ogólny (a) i schemat konstrukcyjny (b) badanych ściernic

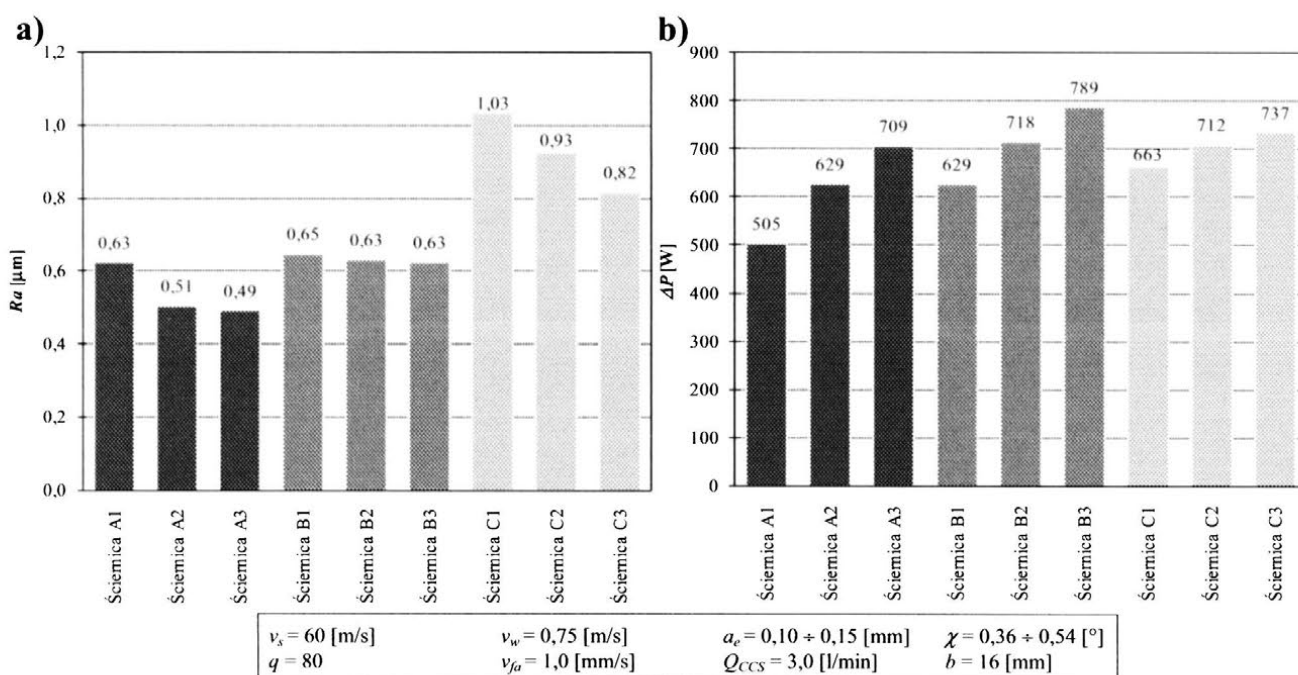
3.3. Wyniki badań

Na podstawie zmierzonych chropowości powierzchni pierścieni po szlifowaniu (parametr Ra) oraz zarejestrowanych przyrostów mocy szlifowania ΔP sporządzono wykresy zmian tych wielkości dla dziewięciu badanych ściernic, w funkcji zmian głębokości szlifowania a_e (rys. 4).



Rys. 4. Wpływ zmian głębokości szlifowania a_e na średnie arytmetyczne odchylenie profilu chropowości Ra powierzchni po szlifowaniu (a) oraz przyrost mocy szlifowania ΔP (b) dziewięcioma badanymi ściernicami

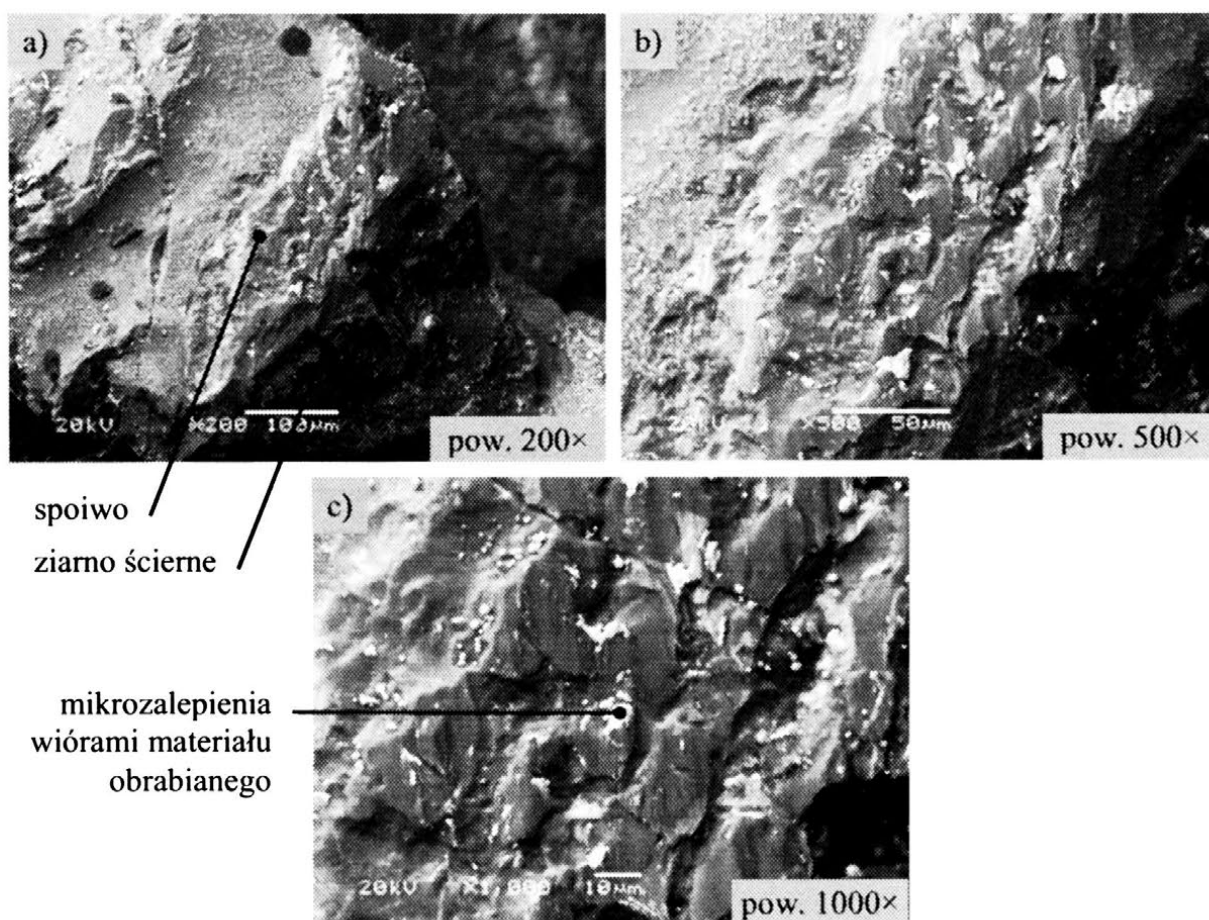
Uzyskane wyniki wskazują istotny wpływ rosnącego obciążenia czynnej powierzchni ściernicy wynikającego ze zwiększenia głębokości szlifowania, zarówno na podwyższenie chropowatości powierzchni obrobionej, jak i wzrost mocy szlifowania. Najistotniejsze w przeprowadzonych badaniach było jednak określenie wpływu różnic wynikających z budowy i udziału spoiwa w badanych ściernicach na efekty szlifowania. W tym celu sporządzono wykres, na którym uśredniono wyniki zarejestrowane w kolejnych trzech punktach planu badań uzyskane w trakcie obróbki poszczególnymi ściernicami (rys. 5).



Rys. 5. Uśrednione wartości parametru R_a powierzchni po szlifowaniu (a) oraz przyrostu mocy szlifowania ΔP (b) wyznaczone dla poszczególnych ściernic

Analizując uzyskane wyniki można stwierdzić, że wraz ze wzrostem udziału objętościowego spoiwa w masie ściernicy zmniejsza się chropowatość powierzchni po szlifowaniu (rys. 5a), natomiast rośnie moc szlifowania (rys. 5b). Można to tłumaczyć tym, że większy udział spoiwa zapewnia silniejsze wiązanie ziaren ściernych opóźniając moment regeneracji czynnej powierzchni ściernicy na skutek zjawiska samoostrzenia wywołanego mikrowykruszaniem wierzchołków ziaren, a także uwalnianiem ich większych fragmentów. W takim przypadku na czynnej powierzchni ściernicy znajduje się więcej stępionych ziaren ściernych, co powoduje wzrost mocy szlifowania wywołany zwiększonym udziałem tarcia. Skutkuje to także obniżeniem chropowatości powierzchni obrobionej ukształtowanej przez stępione ziarna. Można również przypuszczać, że mniejsze wartości chropowatości wyrażonej parametrem R_a , zmierzone na powierzchni obrobionej przez ściernice z większym udziałem spoiwa, wynika z jego udziału

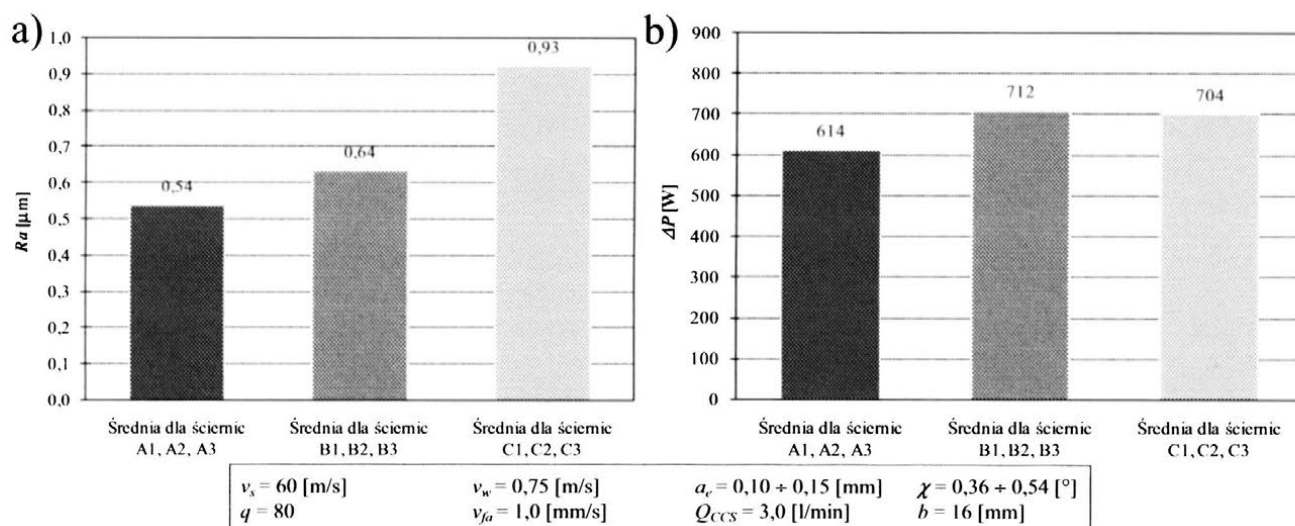
w procesie szlifowania. Jest to szczególnie widoczne przy zastosowaniu spoiwa z fazą spinelową (spoiwo A), która jak już wspomniano odznacza się wysoką twardością (8-8,5 w skali Mohsa). Potwierdzają to również zarejestrowane obrazy mikroskopowe czynnej powierzchni ściernicy po szlifowaniu, na których można zauważyć wyraźne ślady udziału spoiwa w procesie skrawania (rys. 6).



Rys. 6. Obrazy mikroskopowe czynnej powierzchni ściernicy A1 po szlifowaniu:
a) powiększenie 200x; b) powiększenie 500x; c) powiększenie 1000x

Z zestawienia uśrednionych wartości rejestrowanych parametrów dla trzech grup spoiw: A, B i C (rys. 7) wynika, że zastosowanie do budowy ściernic spoiwa typu A pozwoliło na uzyskanie najkorzystniejszych efektów procesu szlifowania, zarówno pod względem uzyskanej chropowatości powierzchni obrobionej, jak i mocy szlifowania. Należy przypuszczać, że przewaga spoiwa typu A wynika z jego budowy strukturalnej, zapewniającej wykruszenie mikroobszarów ziaren SG i jednocześnie nie dopuszczającej do propagacji pęknięć wgłęb mostka. Zwiększenie odporności na rozprzestrzenianie się pęknięć wynika z udziału fazy spinelowej, która w znacznym stopniu oddziałuje na właściwości mechaniczne tego tworzywa, co potwierdzają wartości współczynnika K_{IC} (tab. 1). Taka budowa

spoiwa A powoduje, że spoiwo oraz ziarna SG zużywają się ze zbliżoną intensywnością. Umożliwia to wystąpienie zjawiska samoostrzenia czynnej powierzchni ściernicy przebiegającego w mikroobszarach ziaren oraz spoiwa.



Rys. 7. Uśrednione wartości średniego arytmetycznego odchylenia profilu chropowatości Ra powierzchni po szlifowaniu (a) oraz przyrostu mocy szlifowania ΔP (b) wyznaczone dla poszczególnych typów spoiw

Pozostałe spoiwa (typ B i C) pozwoliły na uzyskanie większej chropowatości powierzchni po szlifowaniu, odpowiednio o 18 i 63%. Natomiast moc szlifowania dla obu opisywanych typów spoiw była podobna i przyjmowała w przybliżeniu o 15% większe wartości, w porównaniu do spoiwa A.

4. PODSUMOWANIE

Przeprowadzone badania doświadczalne z użyciem serii dziewięciu ściernic różniących się mikrostrukturą oraz udziałem objętościowym spoiwa wykazały wyraźny wpływ tych czynników na przebieg i rezultaty szlifowania. Wynika z tego, że poprzez zmianę udziału objętościowego spoiwa można regulować nie tylko wytrzymałość ściernicy i siłę wiązania ziaren, ale również wpływać na chropowatość powierzchni obrobionej oraz moc szlifowania. Niezwykle istotny jest również odpowiedni skład fazowy mikrostruktury spoiwa szklanokryształicznego. Modyfikacje rodzaju oraz udziału poszczególnych faz krystalicznych spoiwa wpływają bowiem w znaczący sposób na mechanizmy pracy ziaren oraz ich zużycia zachodzące na czynnej powierzchni ściernicy. To z kolei przekłada się na rejestrowane wartości parametrów przebiegu oraz wyników szlifowania.

5. LITERATURA

- [1] Barbieri L., Leonelli C., Manfredini T.: *Technological and product requirements for fast firing glass-ceramic glazes*. Ceram. Eng. Sci. Proc., 17(1996)1, pp. 11-12.
- [2] Nadolny K., Plichta J.: *Jednoprześciowe szlifowanie otworów ściernicami o strefowo zróżnicowanej budowie*. Monografia Wydziału Mech. nr 158, Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Koszalińskiej, Koszalin, 2008.
- [3] Nagarajan V.S., Jahnmaier S.: *The relationship between microstructure and wear of mica containing glass-ceramics*. Wear, 200(1996)1-2, 176-185.
- [4] Okupski T., Walkowiak W., Herman D.: *Nowe tworzywa odporne na ścieranie*. XXXVI Szkoła Inżynierii Materiałowej, Kraków-Krynica, Wyd. AGH, Kraków 2008, s. 270-273.
- [5] Walkowiak W., Herman D., Okupski T.: *Relacja pomiędzy odpornością na kruche pękanie spoiw szklanokrystalicznych a mechaniczną wytrzymałością statyczną narzędzi ściernych*. Wybrane problemy obróbki ścierniej (red. Cz. Niżankowski), Wyd. PK, Kraków 2008, s. 23-32.
- [6] Yekta Eftekhari B., Alizadeh P., Rezazadeh L.: *Synthesis of glass-ceramic glazes in the ZnO-Al₂O₃-SiO₂-ZrO₂ system*. Journl of the European Ceramic Society 27(2007), pp. 2311-2315.

EFFECT OF VOLUME FRACTION AND MICROSTRUCTURE OF GLASS-CRYSTALLINE BOND ON EFFICIENCY OF SINGLE-PASS INTERNAL CYLINDRICAL GRINDING OF INCONEL 600

ABSTRACT: The paper presents results of investigations of single-pass internal cylindrical grinding of Inconel alloy 600. Experiments were conducted using G10 grinding wheels with microcrystalline sintered corundum grains SG size 46. That grinding wheels had variable volume fraction and microstructure of glass-crystalline bond. Results of investigations indicate that both, volume fraction of bond and its microstructure had significant impact on grinding efficiency.

^{*)} dr inż. Krzysztof NADOLNY, Politechnika Koszalińska, Wydział Mechaniczny, Katedra Inżynierii Produkcji, ul. Raławicka 15-17, 75-650 Koszalin

^{**)} mgr inż. Tomasz OKUPSKI, Instytut Mechatroniki Nanotechnologii i Techniki Próżniowej, ul. Raławicka 15-17, 75-650 Koszalin

MODYFIKOWANIE GEOMETRII OSTRZA SKRAWAJĄCEGO W GŁOWICY FREZOWEJ Z WYKORZYSTANIEM LUŻNEGO ŚCIERNIWA DIAMENTOWEGO

Łukasz Żurawski^{*)}

***STRESZCZENIE:** W pracy przedstawiono wyniki z badań po modyfikacji na pomocniczej powierzchni przyłożenia ostrzy wykonanych z węglików spiekanych. Modyfikację wykonano luźnym ścierniwem diamentowym na płytkach wymiennych. Opisano metodykę i stanowisko badawcze do przygotowania zamierzonej modyfikacji. W podsumowaniu oceniono obrazy cyfrowe na podstawie efektów szlifowania.*

1. WSTĘP

W obróbce skrawaniem najbardziej popularne i najczęściej stosowane są narzędzia składane. Ostrza takich narzędzi wykonane są z nowoczesnych materiałów odpornych na duże obciążenia fizyczne – chemiczne. Wykorzystanie takich materiałów spowodowało znaczne zwiększenie produktywności wytwarzania z coraz to wyższymi parametrami obróbki i jednoczesnym utrzymaniem dobrej jakości powierzchni obrabianej.

Dla uzyskania jeszcze gładszych powierzchni, firmy zajmujące się produkcją narzędzi zaczęły modyfikować swoje ostrza. Opracowano różne powłoki ochronne zapewniające dobrą odporność na wysokie temperatury skrawania. Zmieniono geometrię ostrza na powierzchni natarcia dla lepszego odprowadzania i łamania wiórów ze strefy obróbki oraz udostępniono szeroką gamę ostrzy o różnym kształcie. Modyfikacje te nie do końca spełniły oczekiwania.

Jednym z rozwiązań, są ostrza typu Wiper. Wykonana na nich zmiana geometrii charakteryzuje się przedłużoną pomocniczą powierzchnią przyłożenia zwaną powierzchnią dogładzającą oznaczaną symbolem b_s , b , F lub słownie „fazą”, która podczas obróbki znajduje się w ścisłym kontakcie z powierzchnią obrabianą.

W niezmiennych warunkach obróbki, skrawając takimi ostrzami uzyskuje znacznie lepsze parametry chropowatość powierzchni obrabianej, niż dla innych ostrzy.

Jednak w środowisku przemysłowym i naukowo-badawczym w dalszym ciągu dąży się do poprawienia wydajności i opłacalności produkcji w oparciu o najnowsze technologie. Kolejnym rozwiązaniem okazała się modyfikacja zmiany geometrii ostrza w obrębie jego wierzchołka w narzędziach. W wyniku zastosowania tak przygotowanego ostrza skrawającego otrzymuje się powierzchnię obrabianą o ustalonej dokładności wymiarów i chropowatości powierzchni oraz zwiększa się efektywności obróbki wykończeniowej [7, 2, 8, 9,10]. Szerzej opisuje to patent PL 173536 B1 [6].

Postanowiono wykonać taką modyfikację dla narzędzi wieloostrowych. Charakterystyczną cechą jest to że, ostrza nie są ustawione na jednej płaszczyźnie równoległej [4, 1, 5] albo prostopadłej do powierzchni obrabianej [3, 11]. Jest to tak zwane bicie promieniowe i czołowe ostrzy, które wpływają na zużycie ostrzy [12] i na chropowatość powierzchni po frezowaniu [13, 14].

Istotę zaproponowanej modyfikacji było jej wykonanie tylko na jednym ostrzu, najbardziej wysuniętym w głowicy frezowej.

2. ZAKRES I METODYKA BADAŃ

W przeprowadzonych badaniach wykorzystano dwa typy płytek wymiennych o różnej geometrii R245-12T3M-P-M i R390-170420E-P-M mocowanych w głowicach frezowych. Układ do modyfikowania i narzędzie mocowano na frezarce pionowej. Do obserwacji strefy kontaktu ostrza z narzędziem ściernym zastosowano cyfrowy układ wizyjny zbudowany z kamery cyfrowej CCD, karty akwizycji obrazu oraz komputera klasy PC. W budowie układu do modyfikacji wykorzystano liniowy silnik z maksymalnymi obrotami 5400 obr/min, stolik przesuwny z silnikiem krokowym, sterowniki obrotów i dosuwu narzędzia ściernego. Jako materiał ścierny użyto pastę diamentową o symbolu DS 3/2 nałożoną na tarczę żeliwną.

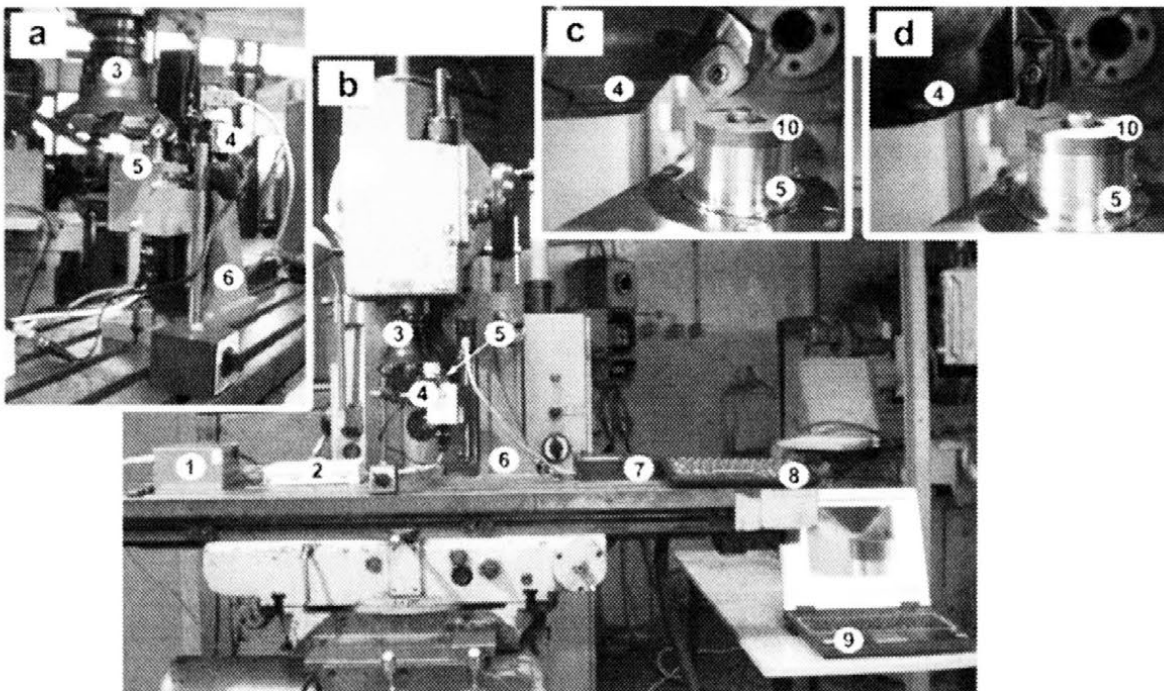
W badaniach przyjęto następującą metodykę przygotowania i wykonania modyfikacji:

- wyszczekjonowanie płytek wymiennych w celu wykrycia uszkodzeń, wyszczerbień lub wyłamania,
- przygotowanie głowic frezowych (montaż płytek wymiennych i uzbrojenie głowicy w uchwyt frezarski),
- montaż uzbrojonej głowicy we wrzecionie frezarki pionowej,
- przygotowanie i montaż czujnika cyfrowego z trzpieniem stalowym płaskim na stole frezarki,

- pomiar bicia czołowego ostrzy w głowicy frezowej i oszacowanie ostrza najbardziej wysuniętego z korpusu głowicy,
- przygotowanie i montaż stanowiska do modyfikacji ostrza na stole frezarki pionowej (pomiar bicia promieniowego tarczy żeliwnej; podłączenie sterowników do silnika liniowego i krokowego; podłączenie kamery cyfrowej CCD do karty akwizycji obrazu; nałożenie luźnego ścierniwa na tarcze żeliwną),
- szybki przesuw układu do modyfikacji na odległość 1 mm od ostrza,
- monitorowanie strefy szlifowania cyfrową kamerą CCD i precyzyjny dosuw narzędzia ściernego do ostrza,
- wykonanie modyfikacji ostrza,
- szybki przesuw i wycofanie układu do punktu początkowego,
- demontaż uzbrojonej głowicy i pomiar śladów modyfikacji ostrza.

3. STANOWISKO BADAWCZE

Modyfikacja geometrii ostrzy została wykonana na stanowisku zaprezentowanym na rysunku 1.



Rys. 1. Stanowisko do modyfikacji geometrii ostrza: a), b) c);
widok strefy procesu modyfikacji ostrza d)

Do budowy układu wykorzystano sztywną konstrukcję stalową z uchwytem aluminiowym (6). Do precyzyjnych ruchów ustawczych i rotacyjnych zastosowano stolik mikrometryczny z silnikiem krokowym oraz liniowy silnik (5)

z maksymalnymi obrotami do 5400 obr/min. Do sterowania obrotami silnika zastosowano sterowniki (2) i zasilacz (1). W części czołowej silnika liniowego zamocowano tarcze żeliwną o średnicy 25 mm (10), na którą nanoszono warstwę luźnego ścierniwa diamentowego w postaci pasty.

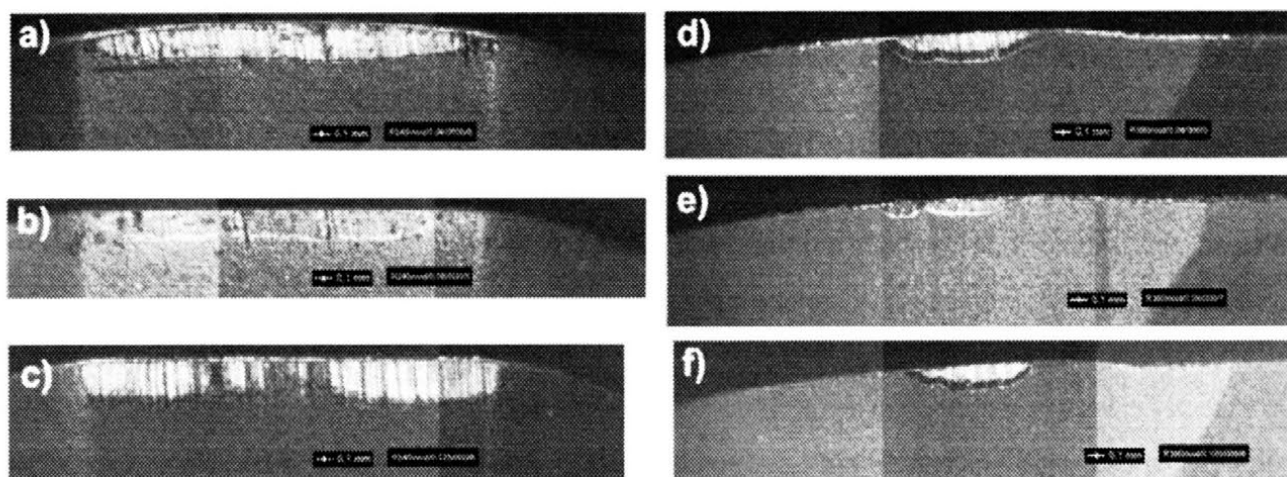
Stolik mikrometryczny sterowany był za pomocą cyfrowego sterownika (7), gdzie komendy były zadawane z klawiatury przemysłowej (8). Całość procesu modyfikacji ostrzy monitorowano z wykorzystaniem kamery CCD (4) z przetwarzaniem sygnały przez kartę akwizycji i komputera przenośnego (9).

3. WYNIKI BADAŃ

Wyniki zaprezentowano w postaci obrazów cyfrowych po modyfikacji powierzchni dogładzającej b_s (rys. 2a-c) i pomocniczej powierzchni przyłożenia (rys. 2d-e) ostrzy.

Z uwagi na charakter procesu, modyfikowanie ostrzy odbywało się z wykorzystaniem tarczy żeliwnej wspomaganiej ziarnami diamentowymi.

Po szlifowaniu widoczne są wyraźne poprzeczne ślady obróbki, które podobne były do zużycia rowkowego. Na tak uzyskaną powierzchnię, wpływ miały diamentowe ziarna ściernie zawarte w luźnym ścierniwie oraz nierówności powierzchni tarczy żeliwnej powstałe z poprzednich procesów szlifowania.



Rys. 2. Obrazy cyfrowe po modyfikacji ostrza dla typu Wiper a - c) oraz z promieniem zaokrąglenia naroża r_e d - f)

Powierzchnia po szlifowaniu była w postaci elipsy (rys. 2) i dotyczyło to większości modyfikowanych ostrzy. Wyjątek stanowiły ostrza zamieszczone na rysunku 2 c i e. Pole zmodyfikowanej powierzchni było większe po lewej i prawej stronie, a w środkowej części mniejsze oraz w postaci dwóch wycinków elips.

Zaobserwowano także wyraźne przenikanie przeszlifowanego węgliku spiekanego (pole jasne) i warstwy ochronnej (pole ciemne) (rys. 2d i f).

Dla ostrzy z powierzchnią dogładzającą średnie poprzeczne wytarcie po szlifowaniu było w zakresie od 0,15 do 0,2 mm, a dla ostrzy z zaokrąglonym narożem od 0,08 do 0,15 mm, przy dokładności napędu krokowego $\pm 2,5 \mu\text{m}$.

4. PODSUMOWANIE

Układ do modyfikowania z wykorzystaniem luźnego ścierniwa diamentowego z powodzeniem można stosować do szlifowania ostrzy z węglików spiekanych. Metoda może być wspomagana elektro-mechanicznymi urządzeniami oraz cyfrowymi układami wizyjnymi do monitorowania strefy kontaktu szlifowanych powierzchni. Uzyskane powierzchnie po szlifowaniu posiadały różne wielkości wymiarowe w postaci pola prostokątnego, eliptycznego lub podwójnie eliptycznego.

5. LITERATURA

- [1] Back D. K., Ko T. J., Kim H. S.: *Optimization of feedrate in a face milling operation using a surface roughness model*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 41, 2001.
- [2] Cichosz P.: *Narzędzia skrawające*. WNT, Warszawa, 2006.
- [3] Franco P., Estrems M., Faura F.: *Influence of radial and axial runouts on surface roughness in face milling with round insert cutting tools*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 44, 2004.
- [4] Sastry S., Kapoor S. G., DeVor R. E.: *Compensation of progressive radial run-out in face-milling by spindle speed variation*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 40, 2000.
- [5] Schmitz T. L., Couey J., Marsh E., Mauntler N., Hughes D.: *Runout effects in milling: Surface finish, surface location error, and stability*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 47, 2007.
- [6] Storch B.: *Patent nr PL 173536 B1 Geometria ostrza skrawającego*. WUP 03/98.
- [7] Storch B.: *Modyfikacja geometrii ostrza narzędzi skrawających z przeznaczeniem do obróbki wykańczającej*. Konferencja Mechanika 99, Mechanika i Praktyka T.1, Gdańsk, 1999.
- [8] Zawada-Tomkiewicz A., Storch B.: *Efektywność procesu toczenia ostrzami o zmodyfikowanej geometrii*. Obróbka Skrawaniem 1 – Wysoka Produktywność. Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław, 2007.

- [9] Zawada-Tomkiewicz A., Storch B.: *Analiza obrazu powierzchni obrabianej w obróbce na sucho ostrzami o modyfikowanej geometrii*. Obróbka Skrawaniem 2 – Innowacje. Instytut Zaawansowanych Technologii Wytwarzania, Kraków, 2008.
- [10] Zawada-Tomkiewicz A.: *Ocena jakości powierzchni po toczeniu ostrzami zmiennej geometrii*. Obróbka Skrawaniem 3 – Zaawansowana Technika. Wydawnictwa Uczelniane Uniwersytety Technologiczno-Przyrodniczego, Bydgoszcz, 2009.
- [11] Zheng H.Q., Li X.P., Wong Y.S., Nee A.Y.C.: *Theoretical modeling and simulation of cutting forces in face milling with cutter runout*. International Journal of Machine Tools & Manufacturing 39, 1999.
- [12] Żurawski Ł.: *Monitorowanie płytek wymiennych w głowicy frezerskiej*. Przegląd Mechaniczny 12 – suplement, 2006.
- [13] Żurawski Ł., Storch B.: *Ocena chropowości powierzchni dla bicia ostrzy głowicy frezowej*. Obróbka Skrawaniem 1 – Wysoka Produktivność. Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław, 2007.
- [14] Żurawski Ł., Storch B.: *Powierzchnia po frezowaniu na sucho ostrzami do obróbki gładkościowej*. Obróbka Skrawaniem 2 – Innowacje. Instytut Zaawansowanych Technologii Wytwarzania, Kraków, 2008.

CUTTING TOOL GEOMETRY MODIFICATION IN FACE MILLING CUTTER USING DIAMOND SLURRY

***ABSTRACT:** In this paper were presented results with investigations after modification on flank minor from sintered carbides. Diamond slurry was used to make inserts for modification. The methodology and experimental set-up for preparing an intentional modification were described. In summary, the digital images were assessed on the basis of grinding effects.*

^{*)} mgr inż. Łukasz ŻURAWSKI, Politechnika Koszalińska, ul. Raclawicka 15-17, 75-620 Koszalin

WSPOMAGANA KOMPUTEROWO PREDYKCJA SIATKI ŚLADÓW OBRÓBKOWYCH W PROCESIE DOGLĄDZANIA OSCYLACYJNEGO BIEŻNI PIERŚCIENI ŁOŻYSK TOCZNYCH

Czesław Niżankowski^{*)}, Jacek Męcik^{**)}

STRESZCZENIE: *W pracy przedstawiono aplikację komputerową służącą do predykcji siatki śladów obróbkowych ziaren ściernych dla wglębnego doglądania oscylacyjnego powierzchni bieżni pierścieni stożkowych łożysk tocznych. Aplikacja po wprowadzeniu odpowiednich danych wejściowych, umożliwia symulację i określenie torów jednego, trzech lub pięciu ziaren ściernych dla doglądania oscylacyjnego z podwójnymi drganiami narzędzia. Siatka śladów obróbkowych uzyskana w procesie symulacji komputerowej zweryfikowana została doświadczalnie w warunkach przemysłowych.*

1. WSTĘP

Z pośród dużej liczby czynników wpływających na efektywność procesu doglądania oscylacyjnego a w szczególności, na jakość warstwy wierzchniej powierzchni obrabianych, takie czynniki jak prędkość obwodowa przedmiotu obrabianego amplitudy i częstotliwości skoku osłki, a co się z tym wiąże prędkość ruchu oscylacji i kąty przycinania się torów ziaren ściernych mają bardzo istotny wpływ. W przypadku produkcji wielkoseryjnej i utrudnionym dostępie do obrabiarek realizacja czasochłonnych i kosztownych badań eksperymentalnych w zakresie optymalizacji struktury siatki śladów obróbkowych, a więc jakości WW-PO często okazuje się niemożliwa. Dlatego też uzasadnione jest zastosowanie komputerowych programów symulacyjnych umożliwiających predykcje takich struktur.

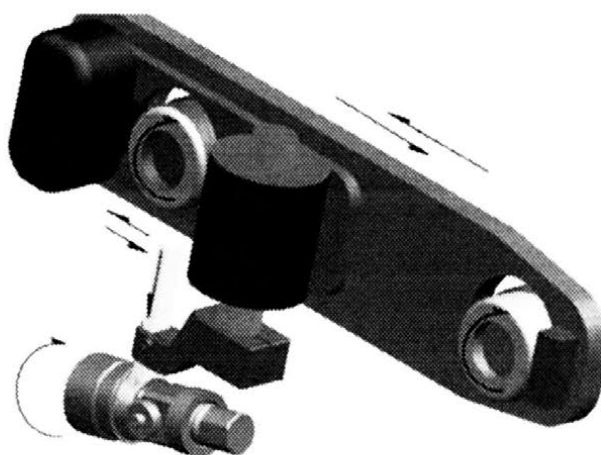
Opracowany w ITMiAP PK komputerowy program symulacyjny JAMEC posiada żądane możliwości. Wyniki takich symulacji powinny jednak być zweryfikowane doświadczalnie przynajmniej w sposób wycinkowy.

2. ZAŁOŻENIA FIZYKALNE DO MODELU SYMULACYJNEGO

Proces dogładzania oscylacyjnego odbywa się najczęściej w układzie kinematycznym o następujących ruchach roboczych:

- ruch oscylacyjny narzędzia,
- ruch obrotowy przedmiotu obrabianego,
- ruch posuwowy przedmiotu lub narzędzia.

Dla potrzeb modelu dodano dodatkowy ruch oscylacyjny narzędzia i zrezygnowano z ruchu posuwowego przedmiotu obrabianego, ograniczając w ten sposób model do wglębnego dogładzania oscylacyjnego z podwójnymi drganiami ośki. Przyjęto, że proces dogładzania oscylacyjnego dotyczy powierzchni bieżni stożkowych łożysk tocznych. Pominięto wpływ nacisków jednostkowych narzędzia na wynik symulacji oraz założono, że proces jest stabilny i nie ma zakłóceń ze strony obrabiarki.



Rys. 1. Model fizyczny głowicy dogładzarki oscylacyjnej z podwójnymi drganiami.

3. MODEL MATEMATYCZNY

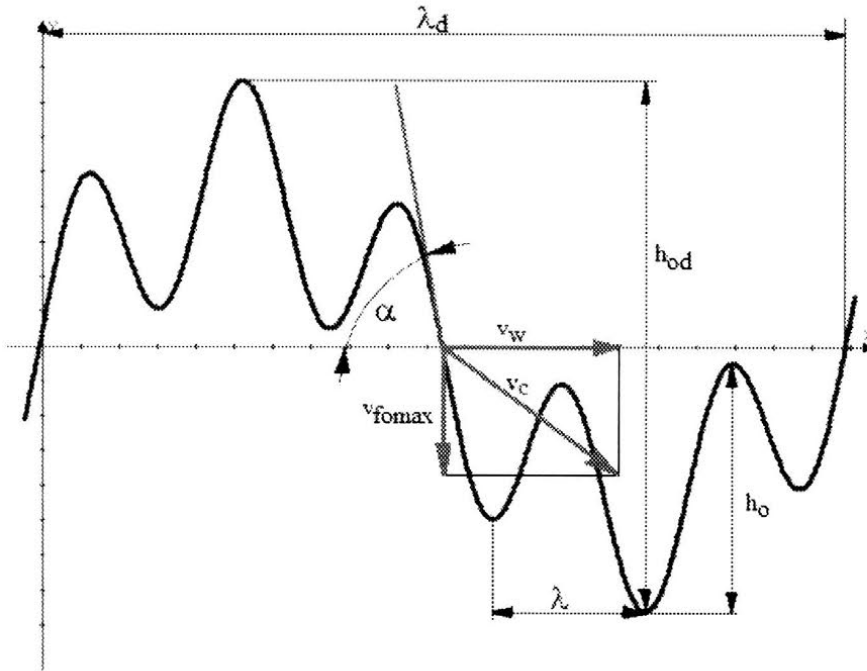
Przyjęto, że w wyniku ruchów, o których mowa powyżej uzyskuje się falisty, podwójnie sinusoidalny tor ruchu pojedynczych ziaren ściernych (na sinusoidalny tor drgań podstawowych nałożono sinusoidalny tor drgań pomocniczych). Model kinematyczny wglębnego dogładzania oscylacyjnego z podwójnymi drganiami ośki przedstawiono na rysunku 2. Na rysunku tym zastosowano następujące oznaczenia:

h_o – skok ośki [mm],

h_{od} – skok oscylacji dodatkowej [mm],

v_{fomax} – maksymalna prędkość ruchu oscylacyjnego [m/min],

- v_c – prędkość skrawania [m/min],
 v_w – prędkość obwodowa przedmiotu [m/min],
 λ - długość fali oscylacji podstawowej [mm],
 λ_d – długość fali oscylacji dodatkowej [mm],
 α – kąt zawarty między styczną do toru ziarna a kierunkiem tworzącej na powierzchni obrabianej.



Rys. 2. Dogładzanie wgłębne

Każdorazowo współrzędną, y położenia pojedynczego ziarna ściernego wyznaczyć można z n/w zależności:

$$y = v_{fw}t + \frac{h_o}{2} \sin \omega t + \frac{h_{od}}{2} \sin \omega_d t \quad (1)$$

Aplikacja opisuje również kąt α pochylenia śladów obróbki w stosunku do płaszczyzny prostopadłej do osi obracającego się przedmiotu:

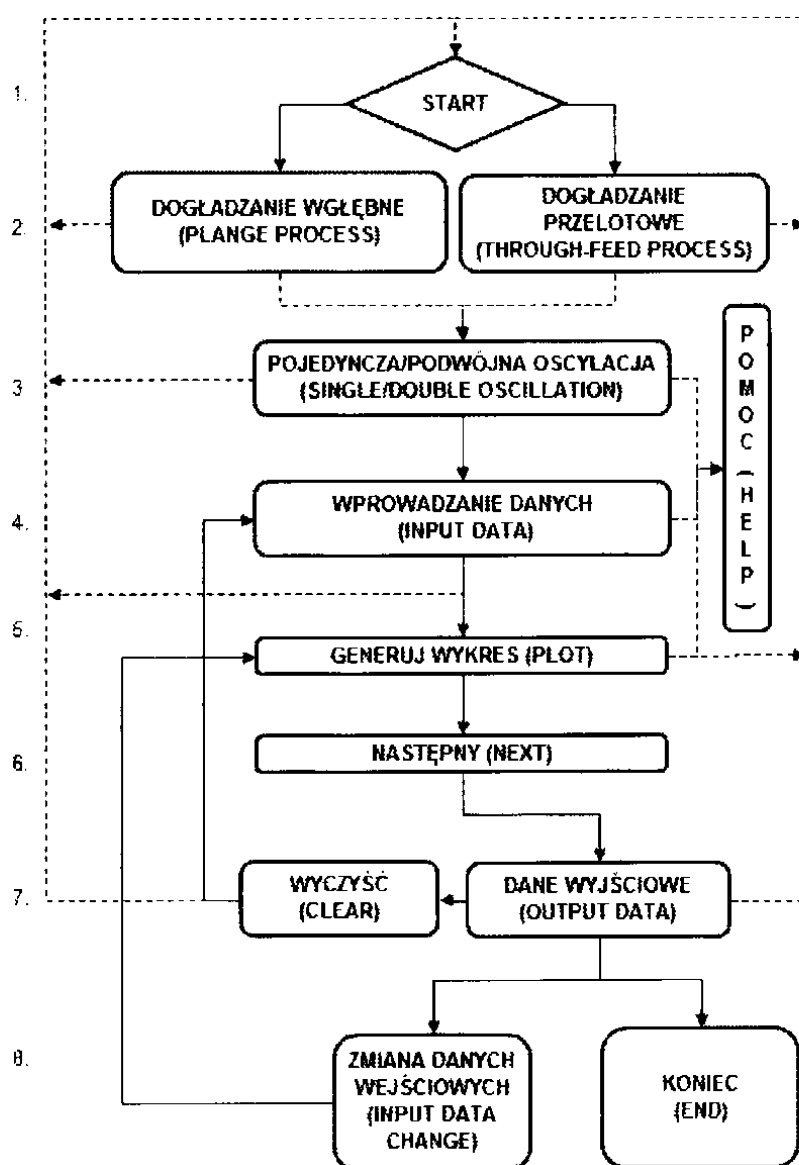
$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{v_{fo}}{v_w} \quad (2)$$

Ponieważ jednak do opisu parametrów obróbki przyjęto, że najistotniejsza jest jego wartość maksymalna przyjęto, że;

$$\operatorname{tg} \alpha_{\max} = \frac{v_{fw} + v_{fo\max} + v_{fod\max}}{v_w} \quad (3)$$

4. MODEL SYMULACYJNY

Ogólny schemat algorytmu modelu symulacyjnego JAMEC przedstawiony został na rys.3. Algorytm ten oprogramowany został w programie Microsoft Visual Basic 6.0 przy jednoczesnym wykorzystaniu wybranych procedur programu.



Rys. 3. Schemat algorytmu modelu symulacyjnego

Opis działania programu:

1. Start.
2. Wybór rodzaju procesu dogładowania oscylacyjnego.

3. Wybór kinematycznej odmiany dogłazdzania oscylacyjnego z pojedyncza lub z podwójną oscylacją.
4. Wprowadzanie danych wejściowych do symulacji. Wybór liczmy torów ziaren ściernych.
5. „PLOT” – uruchomienie symulacji.
6. „NEXT”. W przypadku, gdy symulacja przeprowadzona jest dla innej niż podana w oknie liczby obrotów należy w oknie podać liczbę odpowiadającą ilości żądanych obrotów. W przypadku odznaczenia pola „auto next” symulacja dla kolejnych obrotów przedmiotu obrabianego zostanie przeprowadzona, w liczbie podanej poprzednio, wraz z naciśnięciem przycisku „PLOT”.
7. W kolejnym etapie otrzymujemy wyniki obliczeń i wizualizację torów ruchu ziaren ściernych dla wybranych parametrów dogłazdzania. Możemy następnie zdecydować o wykasowaniu wyników symulacji poprzez przycisk „CLEAR” lub o kontynuowaniu procesu wpisując nowe dane wejściowe i pozostawiając graficzny obraz symulacji na ekranie.
8. Wpisywanie danych wejściowych procesu i symulowanie procesu dla nowych wartości zgodnie z punktami powyżej lub decyzja o wyjściu z programu, „END”.

5. EKSPERYMENTY SYMULACYJNE

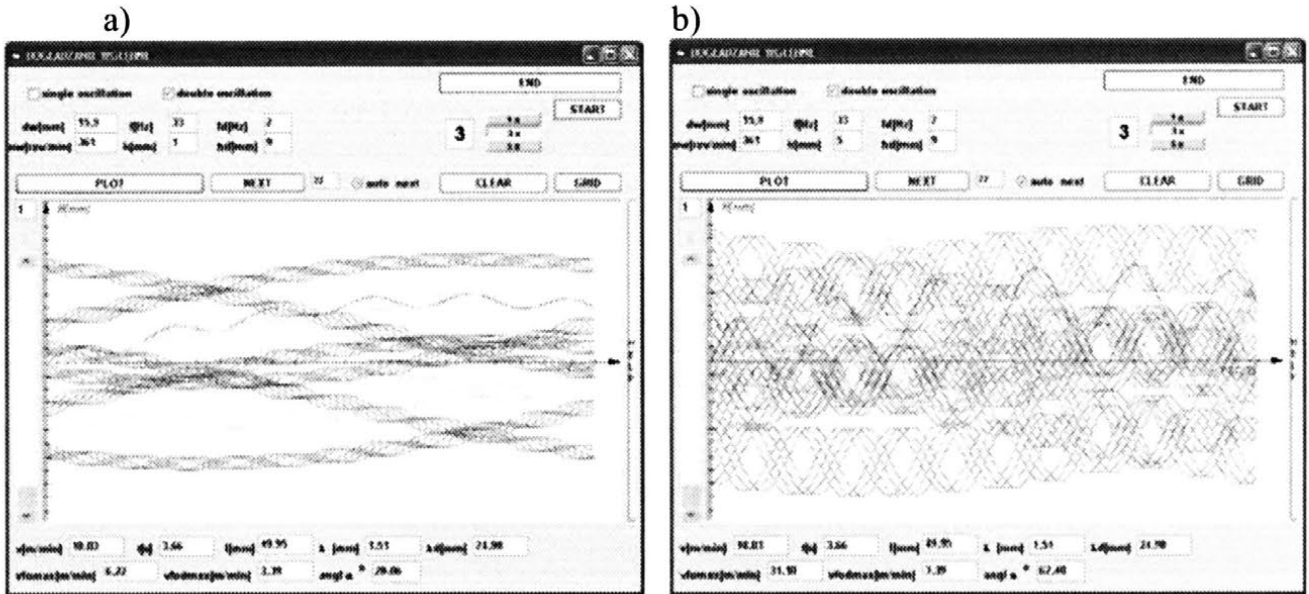
Przedmiotem eksperymentów symulacyjnych była komputerowo wspomagana predykcja struktury śladów obróbkowych.

Celem badań była natomiast obserwacja (dla wybranej liczby ziaren ściernych w zakresie od 1-5) stopnia „zagęszczenia” oscylacyjnego siatki śladów obróbki oraz kątów przecinania się śladów obróbkowych w procesach wgłębego i przelotowego dogłazdzania zwnętrznych powierzchni walcowych z możliwością symulowania zarówno procesu z oscylacją podstawową jak i dodatkową dla wybranych parametrów wejściowych, którymi są obroty przedmiotu obrabianego, jego średnica, amplituda i częstotliwość drgań osełki.

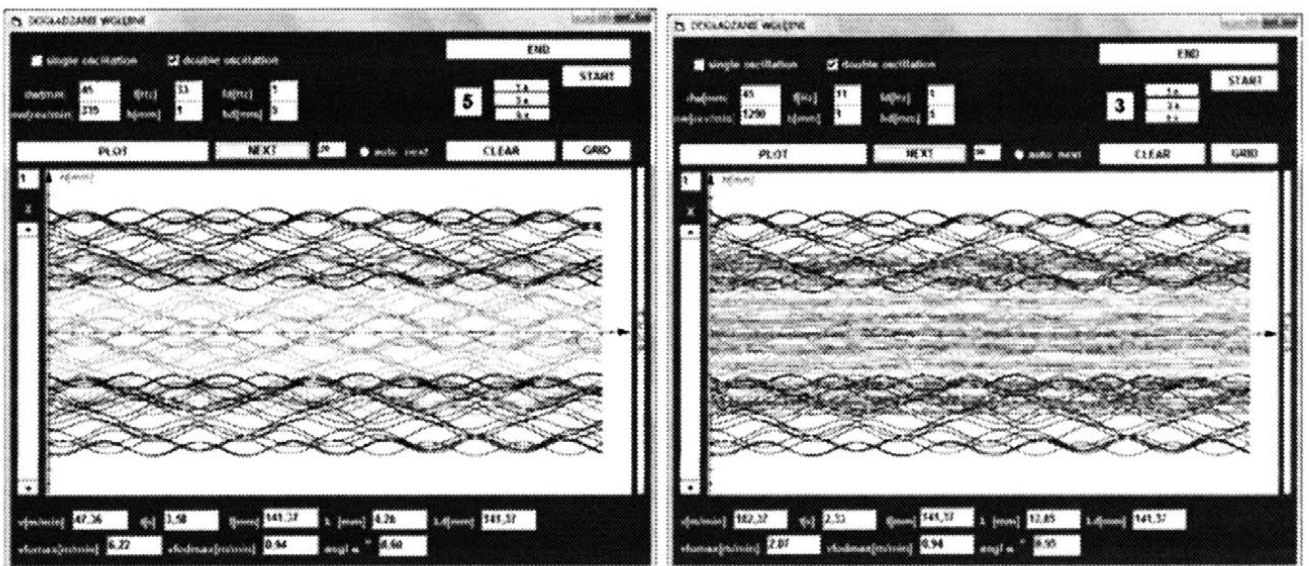
W eksperymentach symulacyjnych wykorzystano również możliwość monitorowania bardzo niekorzystnego dla procesu dogłazdzania oscylacyjnego zjawiska, w postaci lokalnych zagęszczeń śladów obróbki, którego skutkiem jest miejscowe niedogłazdzenie powierzchni po operacji poprzedzającej, co skutkuje podwyższeniem chropowatości powierzchni obrabionych.

Przez zastosowanie aplikacji znacznie skraca się etap projektowania procesu poprzez wbudowany moduł obliczeniowy dla podstawowych wartości procesu dogłazdzania oscylacyjnego takich jak prędkość obwodowa, prędkość ruchu oscylacji, długość fali, czy wreszcie strategiczna dla efektu obróbki wartość kąta

przecinania się torów ziaren ściernych. Możliwe staje się również precyzyjne sterowanie kształtem siatki, co może być wymagane dla aplikacji, gdzie odpowiedni jej kształt ma strategiczne znaczenie ze względu na współpracujące ze sobą elementy (odpowiednie rozprowadzenie smaru). Aplikacja pozwala użytkownikowi na wykonywanie żądanej liczby symulacji przy różnych kombinacjach wejściowych parametrów obróbki.



Rys. 4. Przykład symulacji wpływu wielkości amplitudy drgań osełki na kształt siatki śladów obróbkowych: a) $h_0 = 1\text{mm}$, $h_{od} = 9\text{mm}$; b) $h_0 = 5\text{mm}$, $h_{od} = 9\text{mm}$



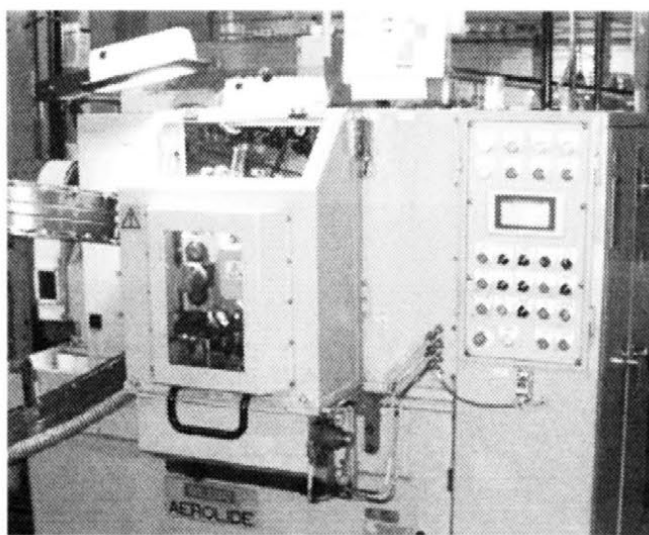
Rys. 5. Przykład symulacji dwufazowego głębokiego dogładzania oscylacyjnego z podwójnymi drganiami (dogładzanie wykończeniowe po zgrubnym)

Dotychczas przeprowadzane eksperymenty pozwalają na stwierdzenie, że nawet niewielka zmiana warunków dogładzania oscylacyjnego wpływa na strukturę śladów obróbkowych. Program JAMEC umożliwia, zatem prognozowanie śladów obróbkowych na powierzchni dogładzanej oscylacyjnie, a w konsekwencji szybkie reagowanie na niepożądane efekty (np. pokrywanie się torów ziaren ściernych).

Przy dalszym rozwoju aplikacji wydaje się możliwe, dla określonego typu materiału ściernego, po dokonaniu prób i wyskalowaniu, uzyskanie wyników predykcji chropowatości powierzchni po docieraniu oscylacyjnym.

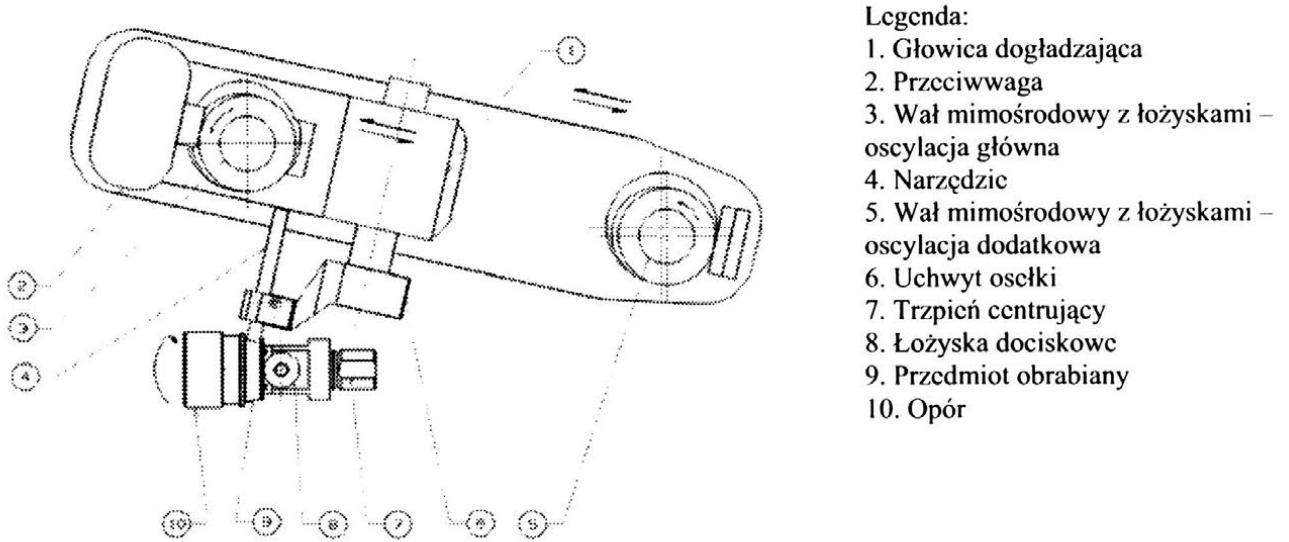
6. WERYFIKACJA DOŚWIADCZALNA

Współcześnie proces oscylacyjnego dogładzania bieżni wewnętrznych pierścieni stożkowych łożysk tocznych realizowany jest na zautomatyzowanych, sterowanych numerycznie i wyposażonych w układy listew podajnikowych i odbiorczych dogładzarkach specjalnych (rys. 6) [2]. Cechą szczególną takich dogładzarek jest prowadzenie superfinishu powierzchni obrabianych w dwóch etapach (dogładzanie wstępne i wykończające), przy zastosowaniu osełki o tej samej charakterystyce i kinematyce wgłębnego dogładzania obejmujące podwójne drgania osełki ścierniej.



Rys. 6. Widok specjalnej dogładzarki oscylacyjnej SEIBU AEROLIDE AN110 C produkcji japońskiej [2]

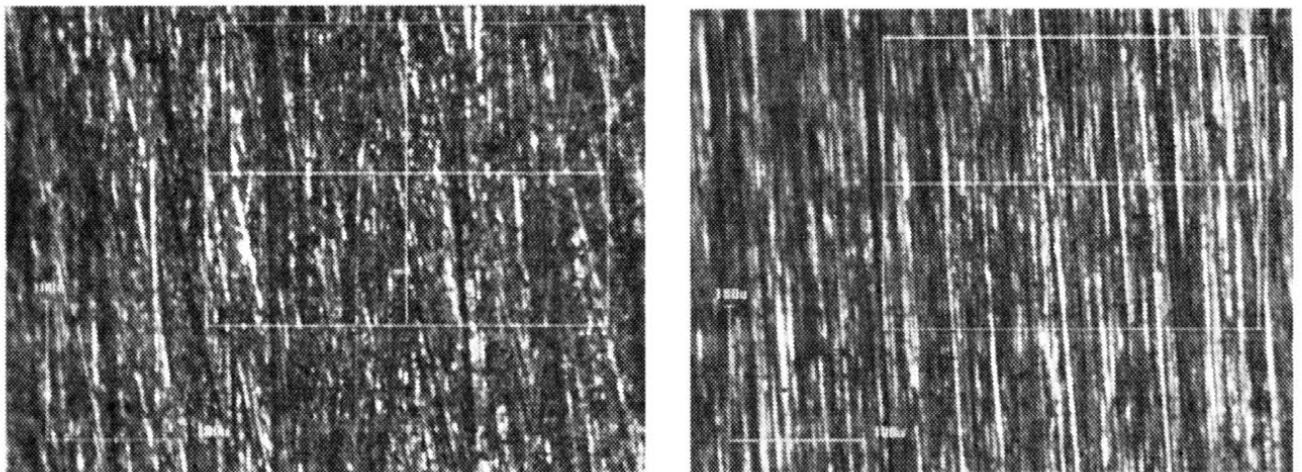
Osełka ścierna wykonuje, zatem ruch podstawowy, posuwisto – zwrotny o małej amplitudzie i o wysokiej częstotliwości drgań. Na rys. 7 przedstawiono schemat głowicy dogładzarki wraz z elementami regulacyjnymi drgań oraz sposób mocowania wewnętrznego pierścienia stożkowego łożyska tocznego.



Rys. 7. Schemat głowicy dogładzarki oscylacyjnej SEIBU AEROLIDE AN110 C i sposobu mocowania pierścienia stożkowego łożyska tocznego [2]

Podstawowy ruch oscylacyjny generowany jest przez silnik elektryczny, który za pośrednictwem wału mimośrodowego 3 i zamontowanych na nim łożyskach kulkowych, wymusza ruch posuwisto-zwrotny głowicy dogładzającej. Natomiast dodatkowy ruch oscylacyjny powstaje w wyniku obrotu wału z łożyskami 5, na których podparty jest główny suport dogładzarki wraz z suportem głowicy dogładzającej 1. W efekcie nałożenia się tych dwóch ruchów oscylacyjnych pojedyncze ziarna ściernie osełki pozostawiają na powierzchni dogładzanej gęstą siatkę wzajemnie przecinających się śladów obróbkowych.

Dogładzone powierzchnie bieżni stożkowych łożysk tocznych obserwowano pod mikroskopem przy powiększeniu 500x.



Rys. 8. Struktury śladów obróbkowych po wgłębnym, dwufazowym dogładzaniu oscylacyjnym uzyskane w warunkach odpowiadających przyjętym przy symulacji (rys. 5)

7. PODSUMOWANIE

Dążenie do uzyskania dobrego wyniku procesu obróbki za „pierwszym razem”, redukcji kosztów i czasu oraz konkurencyjności, uzasadnia stosowanie tego typu aplikacji w celu wsparcia pracy inżyniera projektującego proces. Dodatkowo aplikacja może mieć zastosowanie, jako materiał szkoleniowy w celu podnoszenia wiedzy o procesie dogładzania oscylacyjnego.

Możliwe staje się symulowanie procesu obróbki dla wartości parametrów nicosiagalnych obecnie na danej obrabiarce w celu określenia zasadności potencjalnej modyfikacji obrabiarki (zwiększenie zakresu obrotów wrzeciona, wartości amplitud oscylacji, możliwość płynnej zmiany tych wielkości, zwiększenie częstotliwości drgań podstawowych i dodatkowych itp.) w celu obniżenia kosztów produkcji, i predykcji żądanej jakości wyrobów. Struktury śladów obróbkowych obserwowane mikroskopowo wydają się potwierdzać struktury uzyskane na drodze symulacyjnej przy tych samych warunkach dogładzania oscylacyjnego. Jednakże obiektywnym sposobem weryfikacji wyników przedstawionych badań było by porównanie struktur geometrycznych wirtualnych i rzeczywistych powierzchni obrabianych. Wymagałoby to jednak istotnej rozbudowy modelu symulacyjnego.

8. LITERATURA

- [1] Harasymowicz J., Wantuch E.: *Obróbka gładkościowa*. Wydawnictwa Politechniki Krakowskiej. Kraków 1994.
- [2] Niżankowski Cz., Męcik J.: *Monitorowanie jakości powierzchni stożkowych łożysk tocznych dogładzanych oscylacyjnie. Metody i strategie nadzorowania jakości wyrobów*, (pod redakcją J Gawlika) WR FSNT NOT, Wrocław 2009.
- [3] Nowicki B., Stefko A., Szulc S.: *Obróbka powierzchniowa*, PWN, Warszawa 1970.
- [4] Męcik J.: *Komputerowa symulacja siatki śladów obróbkowych ziaren ściernych w różnych odmianach oscylacyjnego dogładzania pierścieni łożysk tocznych*, Praca dyplomowa, PK Kraków 2010 (promotor Cz. Niżankowski).
- [5] Szulc S., Stefko A.: *Obróbka powierzchniowa części maszyn*, WNT, Warszawa 1976.
- [6] Weiss E.: *Kształtowanie jakości wyrobów i wydajności obróbki w procesie dogładzania*. Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, Sceria: rozprawy nr 346, Poznań 1999.

**COMPUTER-AIDED PREDICTION OF MACHINING
TRACK PATTERN IN THE PROCESS OF ANTI-
FRICTION TAPER ROLLER BEARING-RING RACE
OSCILLATING SUPERFINISHING**

ABSTRACT: This paper presents a computer application used for the prediction of machining track pattern of the abrasive grains in the superfinishing plunge process of the roller bearing rings raceways. Application after the set of input data allows to determine and simulate the tracks of one, three or five abrasive grains for oscillating superfinishing with double tool vibration. The obtained in computer simulation pattern was verified in the production.

^{*}) dr hab. inż. Czesław NIŻANKOWSKI, prof. PK, Politechnika Krakowska, Wydział Mechaniczny, Instytut Technologii Maszyn i Automatykacji Produkcji, 31-864 Kraków, Al. Jana Pawła II 37

^{**}) inż. Jacek MEĆCIK, Fabryka Łożysk Toczących Timken Polska Sp. z o.o., ul. Gen. Grotta Roweckiego 130, 41-200 Sosnowiec

KONSTYTUOWANIE TECHNICZNEJ WARSTWY WIERZCHNIEJ OBRÓBKĄ PRZETŁOCZNO-ŚCIERNĄ

Lucjan Dąbrowski^{*)}, Mieczysław Marciniak^{**)}

STRESZCZENIE: *W referacie przedstawiono wyniki badań nad możliwością obróbki przetłoczno ścierniej płytek. Dobór właściwego medium ściernego spełniającego wymagane kryterium chropowatości powierzchni pomiarowych płytek nie gwarantuje spełnienia kryterium płaskości przy dowolnie stosowanych parametrach technologicznych tej obróbki. Płaskość zależy od stanu naprężeń w warstwie wierzchniej będących skutkiem przebiegu procesu mikroskrawania. Oceniono również korelację płaskości z chropowatością powierzchni w przedmiotowym zakresie.*

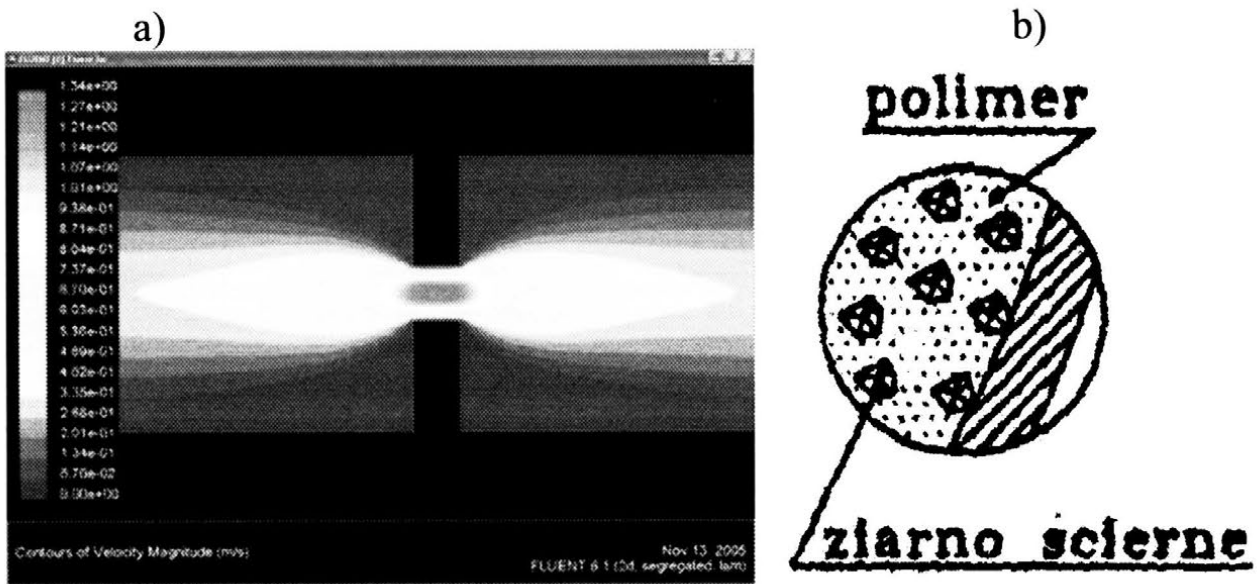
1. WSTĘP

Procesowi obróbki przetłoczno-ścierniej rcalizowanej na elementach o zróżnicowanej konfiguracji geometrycznej towarzyszą oddziaływania medium ściernego na powierzchnie obrabiane [1]. Schemat rzeczywistego układu obróbkowego w którym przez wnętrze szczelnie zamkniętego w oprzyrządowaniu przedmiotu obrabianego jest przetłaczana dwukierunkowo pasta ścierna polimerowa przedstawiono na rys. 1a. Na ziarna ściernie przemieszczające się wraz z pastą wzdłuż powierzchni obrabianej działają siły normalna i styczna (rys. 1b).

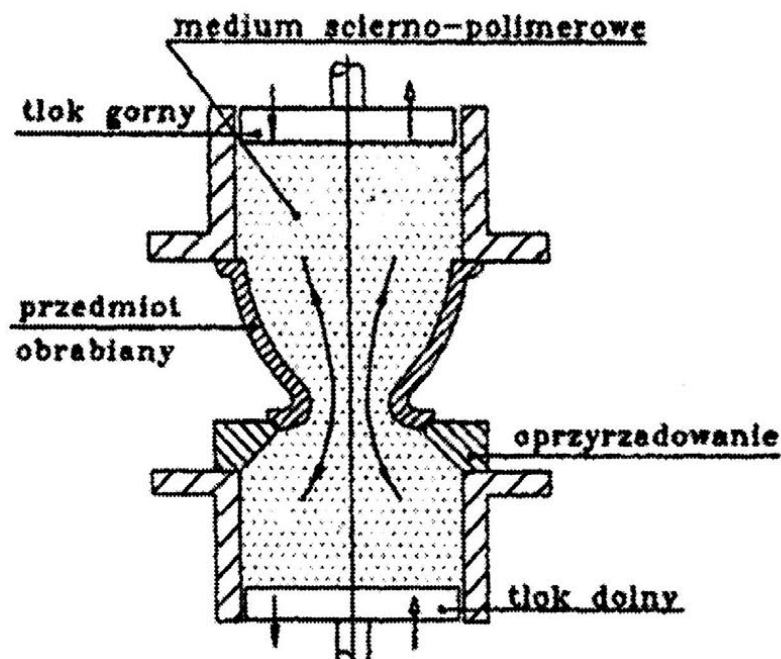
Do oceny rozkładu prędkości przemieszczania się pasty w całkowitym przekroju strumienia wykorzystano w badaniach modelowych program komputerowy FEM FLUENT 6.1. W wyniku symulacji uzyskuje się obrazy linii przepływu, rozkład wektorów prędkości, rozkład ciśnień przepływu wzdłuż zadanych kierunków, rozkład naprężeń normalnych i stycznych. Z wizualizacji przepływu wynika, że zróżnicowanie prędkości w przekroju strumienia maleje wraz ze zmniejszaniem się szczeliny formującej przepływ (rys. 2).

Cechą charakterystyczną ekstruzji cieczy nienuetonowskiej jest występowanie efektu rozbieżności linii przepływu przy wylocie w wyniku rozprężania się medium, a więc zjawisko przeciwstawne do zmniejszającej się średnicy strugi cieczy niutonowskiej przy wypływie z rury. Dane te pozwalają wnioskować

o adekwatności zastosowanego w programie symulacyjnym modelu matematycznego, do rzeczywistych warunków przepływu cieczy nieniutonowskiej podczas jej przetłaczania przez kanały o różnych przekrojach. Warunki te w zakresie użytkowym obróbki przetłoczno-ściernej są skorelowane z naprężeniami stycznymi τ_s w przekroju strumienia pasty ściernej, co przekłada się na rezultaty gładkościowe i wydajnościowe procesu.

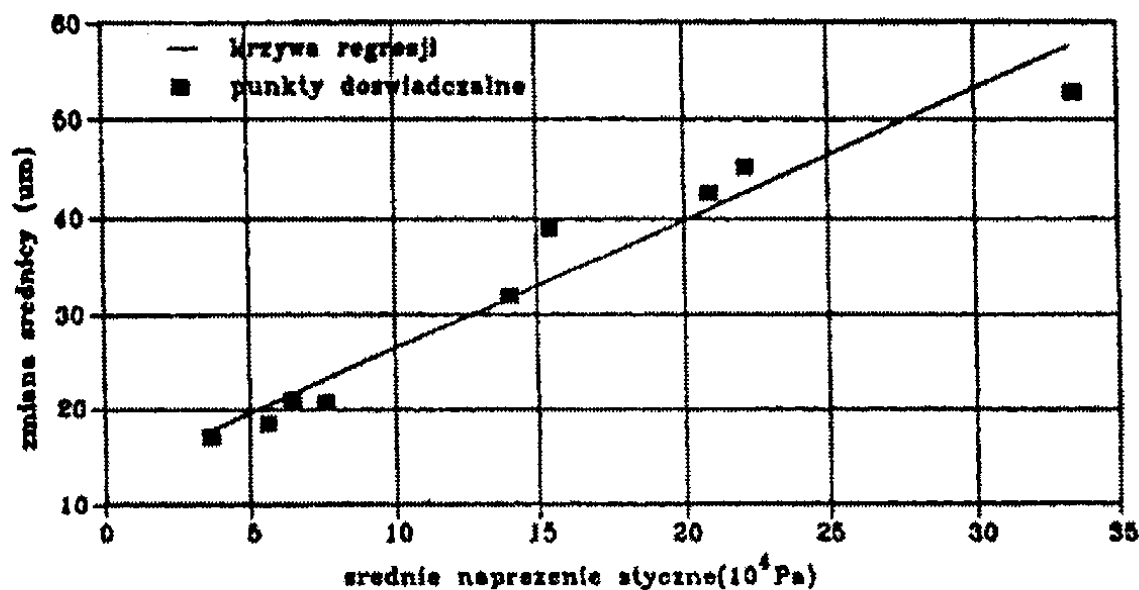


Rys. 1. Schemat układu obróbkowego (a) i kontakt ziarna z powierzchnią obrabianą (b)



Rys. 2. Przepływ medium lepko-sprężystego przez szczelinę

Efekty wydajnościowe charakteryzują zależność $g = g(\tau_s)$ określającą intensywność usuwania naddatku $g = \Delta d$ [μm] w każdym cyklu roboczym realizowanym z określoną prędkością przesuwu tłoka [2]. Świadczą o tym wyniki doświadczalne z obróbki dwóch otworów o różnych średnicach tworzące zbiór o podobnych cechach (rys. 3).



Rys. 3. Wpływ średnich naprężeń stycznych τ_s w medium ściernym na zmianę średnicy obrabianych otworów

Istotny wpływ na stan warstwy wierzchniej po obróbce mają właściwości medium ściernego określone przez: lepkość oraz rodzaj, koncentrację i granulację materiału ściernego [3]. Związki o wysokim stopniu lepkości to bardzo elastyczny ośrodek nośny dla ziaren, który zachowuje się jak elastyczny pilnik i zapewnia największą intensywność usuwania materiału w czasie cyklu przetłaczania. Są one stosowane w obróbce części, których przekroje wewnętrzne bądź oprzyrządowanie technologiczne formują duże przekroje strumienia medium ściernego. Związki o niskim stopniu lepkości charakteryzują się małymi oporami przepływu i są zdolne do przechodzenia przez otwory nawet 0,15 mm. Praktycznie stosowane ziarna ściernie to węgiel krzemu, tlenek glinu, azotek boru, a także diament syntetyczny. Granulacja ziaren w praktycznych zastosowaniach waha się od frakcji gruboziarnistej nr 14 do drobnoziarnistej o numerze 600, a wymiary ziaren diamentowych są rzędu 10 do 50 μm . Wyniki praktycznych zastosowań obróbki powierzchni o wysokich wymaganiach gładkościowych wskazują na jej uniwersalność. Zdolność medium ściernego do dopasowywania się do złożonych kształtów powierzchni umożliwia eliminowanie pracochłonnej obróbki ręczną lub o niskim stopniu mechanizacji. Charakterystyczna struktura stereometryczna

powierzchni wynikająca z kierunkowego przepływu medium ściernego poprawia walory użytkowe kół zębatach w zakresie lepszego pokrycia powierzchni bocznych zębów filmem smarnym oraz ich cichobieżności, a tym samym wydłużenia okresu trwałości. W przypadku obróbki dysz występująca zgodność kierunkowości struktury geometrycznej z kierunkiem przepływu medium w zasadniczy sposób zmniejsza opory przepływu czynnika gazowego bądź ciekłego w warunkach eksploatacyjnych. W tabeli 1 zestawiono przykłady technologicznych zastosowań obróbki przetłoczno-ścierniej i rezultaty gładkościowe spełniające warunki techniczne stawiane obrabianym powierzchniom. Ważnym rezultatem tej obróbki jest usunięcie mikrowarstwy z uszkodzeniami struktury materiału części kształtowanych elektroiskrowo i laserowo. Intensywny proces mikroskrawania wprowadza korzystny stan naprężeń w warstwie wierzchniej do głębokości 1,5 do 3 μm i w uzasadniony sposób podwyższa wytrzymałość zmęczeniową obrabianych elementów [4].

Tabela 1

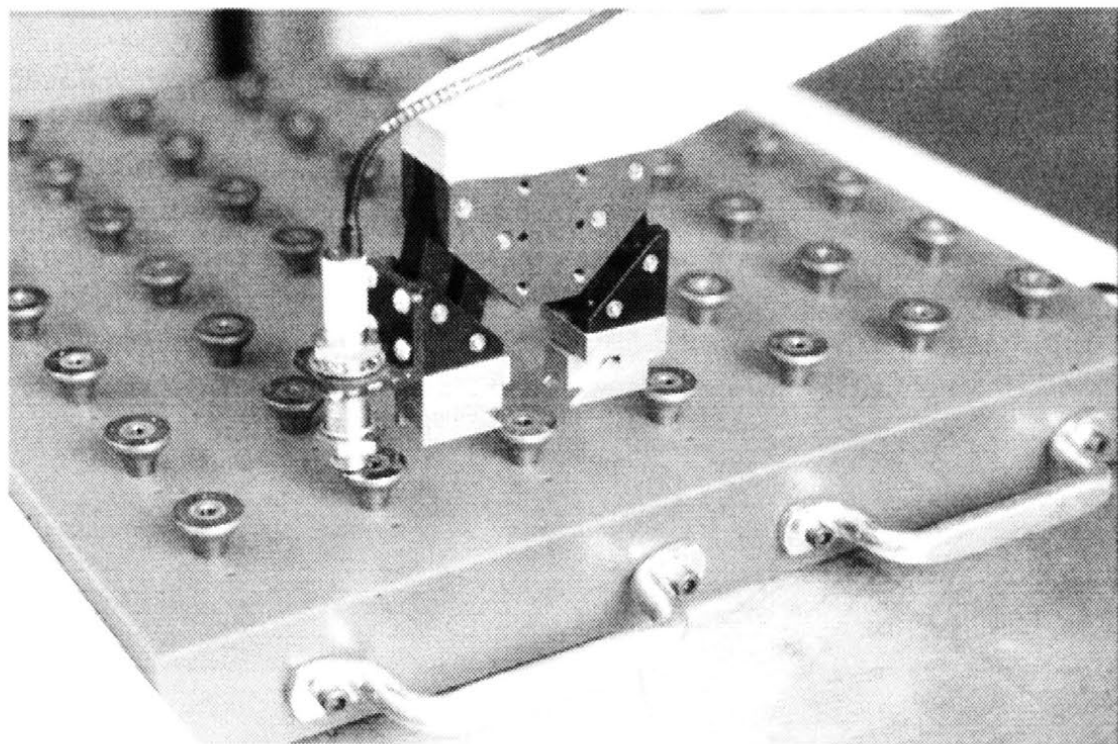
Przykładowe rezultaty gładkościowe powierzchni po obróbce przetłoczno-ścierniej

Elementy obrabiane	Chropowatość przed obróbką Ra [μm]	Chropowatość po obróbce Ra [μm]
Powierzchnie boczne kół zębatach	0,65	0,15
Powierzchnie narzędzi do kalibrowania profili wyciskanych	0,50	0,10
Powierzchnie otworów rozpylaczy paliwa	1,0	0,10
Powierzchnie form wtryskowych	0,50	0,01

Do realizacji obróbki w warunkach przemysłowych wykorzystywane są systemy zautomatyzowane umożliwiające stosowanie obróbki przetłoczno-ścierniej w produkcji seryjnej.

Palety z częściami drobnymi umieszczane są na stole obrabiarki wyposażonej w głowicę doprowadzającą ustaloną objętość pasty ścierniej, a następnie przetłaczanej jednokierunkowo przez otwory wszystkich części jednocześnie (rys. 4).

Uzyskiwane rezultaty gładkościowe w tej technologii są podstawą do jej zastosowania w końcowej operacji dokładnościowo-gładkościowych powierzchni mierniczych narzędzi pomiarowych.



Rys. 4. Zautomatyzowany system jednoczesnej obróbki przetłoczno-ściernej wielu elementów o małych wymiarach

2. DOKŁADNOŚCIOWA OBRÓBKA POWIERZCHNI MIERNICZYCH

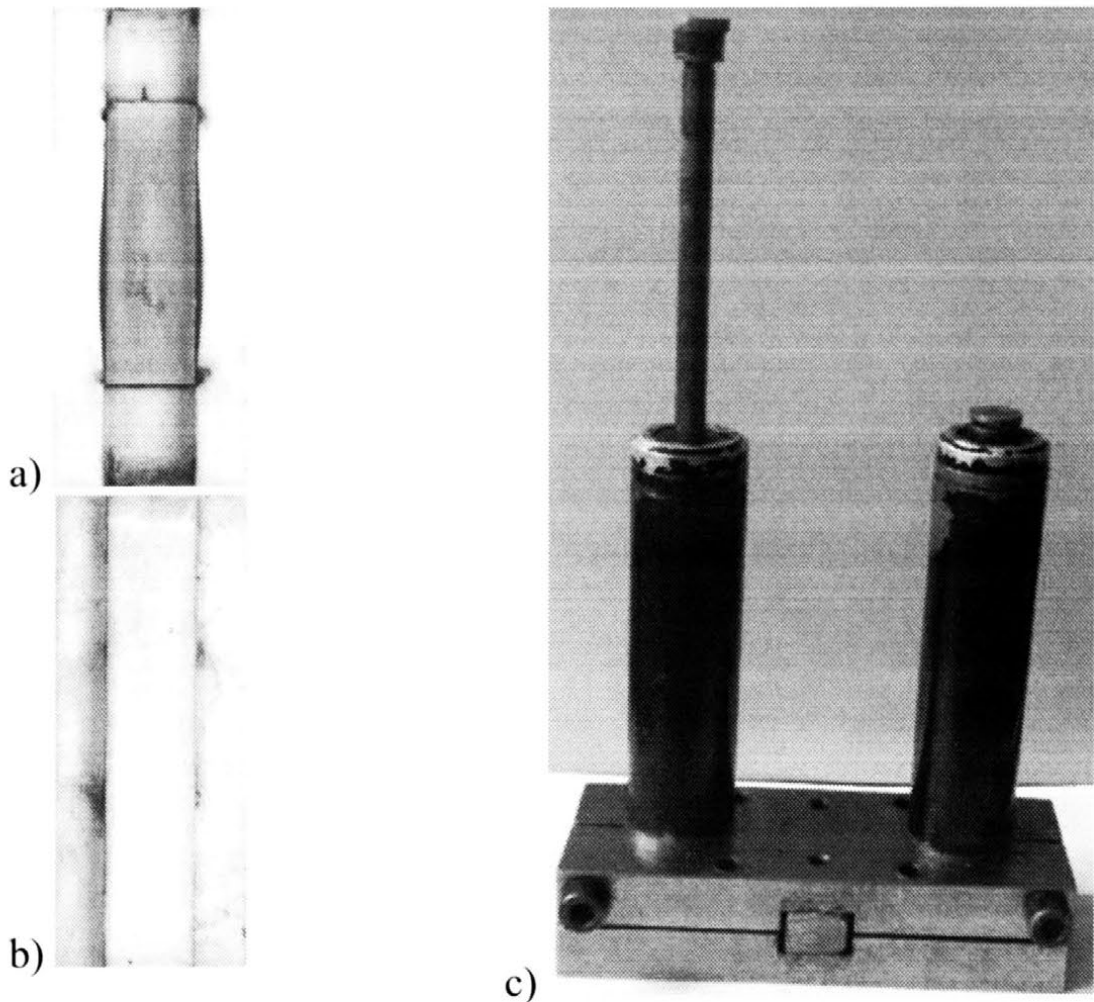
W przeprowadzonych badaniach weryfikowano możliwości dokładnościowe obróbki przetłoczno-ściernej w końcowej operacji procesu technologicznego płytek wzorcowych. Znormalizowane komplety płytek wzorcowych zawierają 47, 76 i 103 płytki, w których znaczący liczbowo udział mają płytki z przedziału 0,99 mm do 5 mm. Zbiór ten powiększają komplety mikrometryczne z płytkami o wymiarach 0,991 mm do 0,999 mm oraz 1,001 mm do 1,009 mm ze stopniowaniem ciągłym co 1 μm . Końcowa operacja dokładnościowo-wymiarowa jest operacją trudną technicznie szczególnie w warunkach dość często jeszcze realizowanych ręcznie na odpowiednio ukształtowanych płytach docierakowych. Warunki techniczne dla 2 klasy płytek wzorcowych są określone tolerancją wymiarową $f_L = 0,4 + 0,008L \mu\text{m}$ oraz złożoną tolerancją równoległości i płaskości $T_c = 0,3 + 0,007L \mu\text{m}$ dla wymiarów L mm. Dla płytek klasy 00 i wymiaru $L = 1$ mm tolerancja $f_L = 0,051 \mu\text{m}$ oraz tolerancja $T_c = 0,0502 \mu\text{m}$, a wymagana chropowatość powierzchni mierniczych $Ra = 0,05 \div 0,1 \mu\text{m}$. Testowe badania obróbkowe przeprowadzono na wstępnie dotartych płytkach o $L = 1$ mm umieszczanych w gnieździe pojedynczej kasety z rysunku 5a, która po zamknięciu częścią górną (rys. 5b) umieszczana jest w korpusie jednostki obróbkowej z integralnym podwójnym zespołem tłoczącym dwukierunkowo (rys. 5c).

Narzędziem ściernym jest polimerowa pasta ścierna typu AF320 z ziarnem SiC o numerze 320. Tabela 2 zawiera program trójpoziomowego eksperymentu planowanego dla dwóch zmiennych: grubości szczeliny ograniczonej powierzchnią obrabianą i wewnętrzną powierzchnią kasety oraz liczby dwukierunkowych przetłoczeń.

Tabela 2

Program eksperymentu planowanego

Wielkości kodowe zmiennych X_1, X_2	Grubość szczeliny X_1 [mm]	Liczba podwójnych przetłoczeń X_2
-1	2	4
0	4	7
+1	6	10



Rys. 5. Części składowe doświadczalnej kasety do jednostronnej obróbki płytki wzorcowej (a, b) i zmontowana jednostka obróbkowa do dwukierunkowego przetłaczania pasty ścierniej (c)

Podstawowymi kryteriami oceny skutków jakościowych obróbki przetłoczno-ścierniej jest płaskość T_L obrabianych powierzchni i ich chropowatość R_a . Pomiary płaskości płytek po wstępnym dokładnym szlifowaniu wykazały odkształcenia poniżej połowy wielkości tolerancji standardowej T_L dla płytek klasy 0. Płaskość powierzchni płytek jednostronnie obrobionych przetłoczno-ściernie według parametrów z tabeli 2 ilustrują profilogramy zamieszczone w tabeli 3.

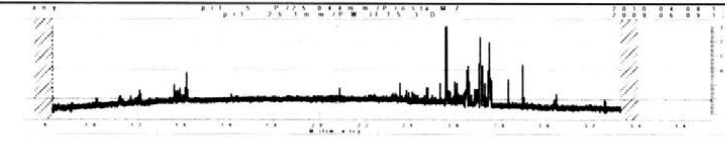
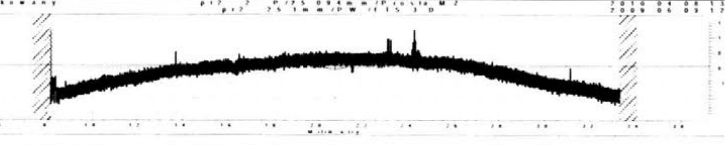
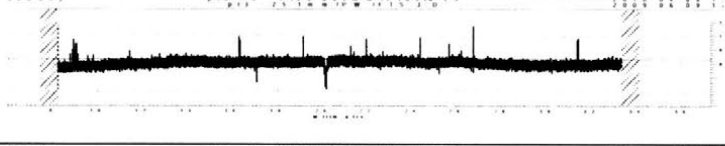
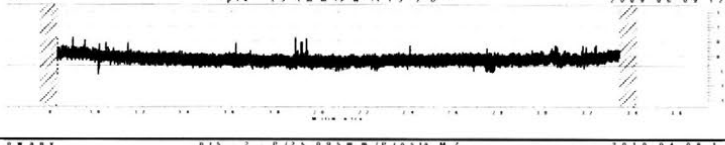
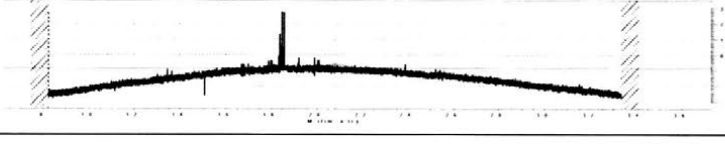
Na intensywność wpływu grubości szczeliny X_1 i liczby przetłoczek X_2 na płaskość T_L obrabianych płytek wskazują wykładniki potęgowe w równaniu regresji uzyskanym na podstawie komputerowego programu regresji REG6 [5]:

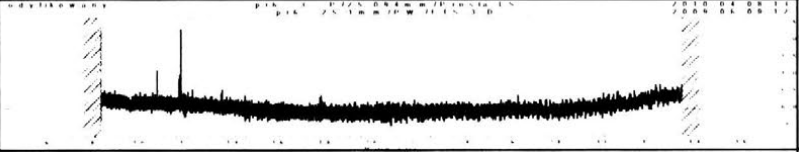
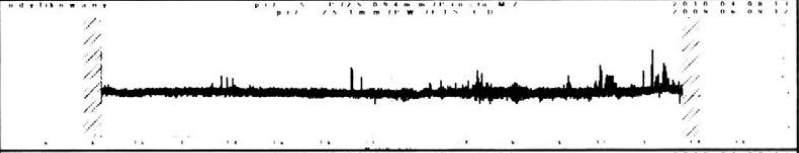
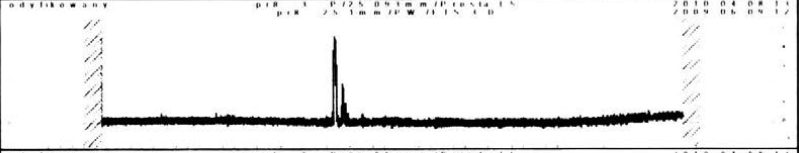
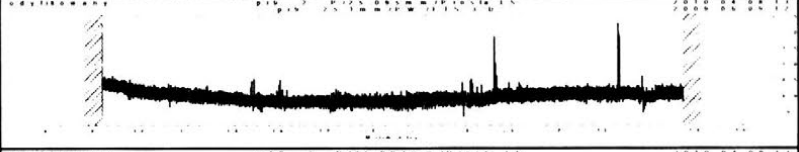
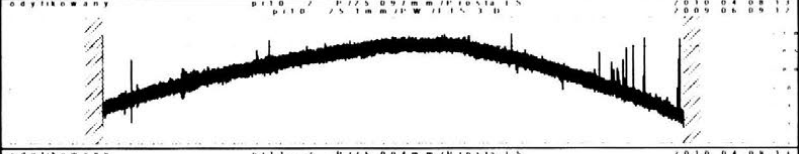

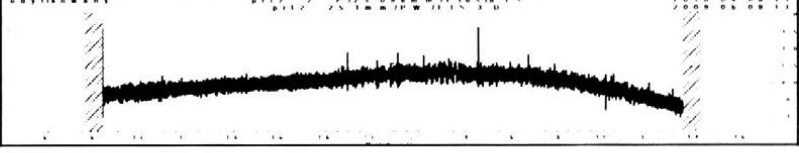
$$T_L = 0,27 \cdot X_1^{0,25} \cdot X_2^{0,94} \quad (1)$$

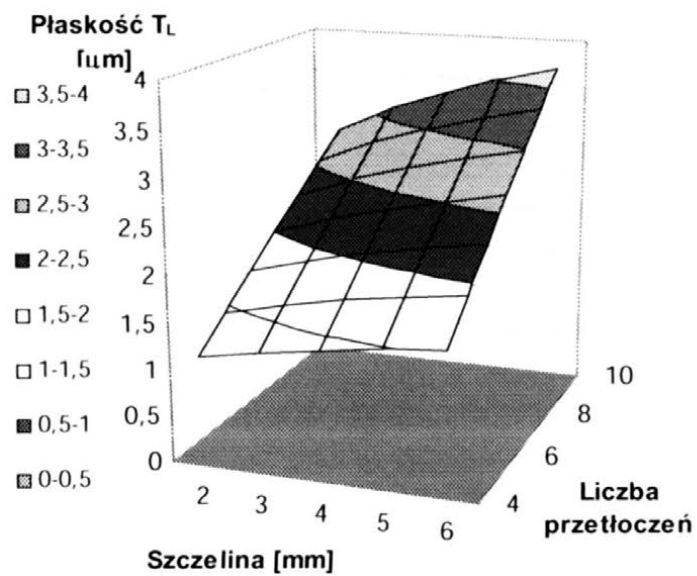
O wiarygodności tej zależności świadczy współczynnik korelacji wielokrotnej $R = 0,926$ oraz test Fishera-Snedecora $F/F_{kr} = 27,11$. Rysunek 6 jest graficzną ilustracją równania regresji, która wskazuje na możliwość optymalizowania konstrukcji oprzyrządowania do realizacji operacji dokładnościowych.

Tabela 3

Wpływ grubości szczeliny (X_1) i liczby przetłoczek (X_2) na płaskość płytek wzorcowych po obróbce przetłoczno-ścierniej

Nr próby	Parametry		Profilograf L = 30 mm	Płaskość T_L [μm]
	X_1	X_2		
1	+1	-1		1,75
2	+1	0		1,80
3	+1	+1		1,55
4	0	+1		1,55
5	0	0		1,80

6	0	0		1,55
7	0	0		1,05
8	0	0		0,93
9	0	-1		1,08
10	-1	+1		2,25
11	-1	0		0,71
12	-1	-1		1,55

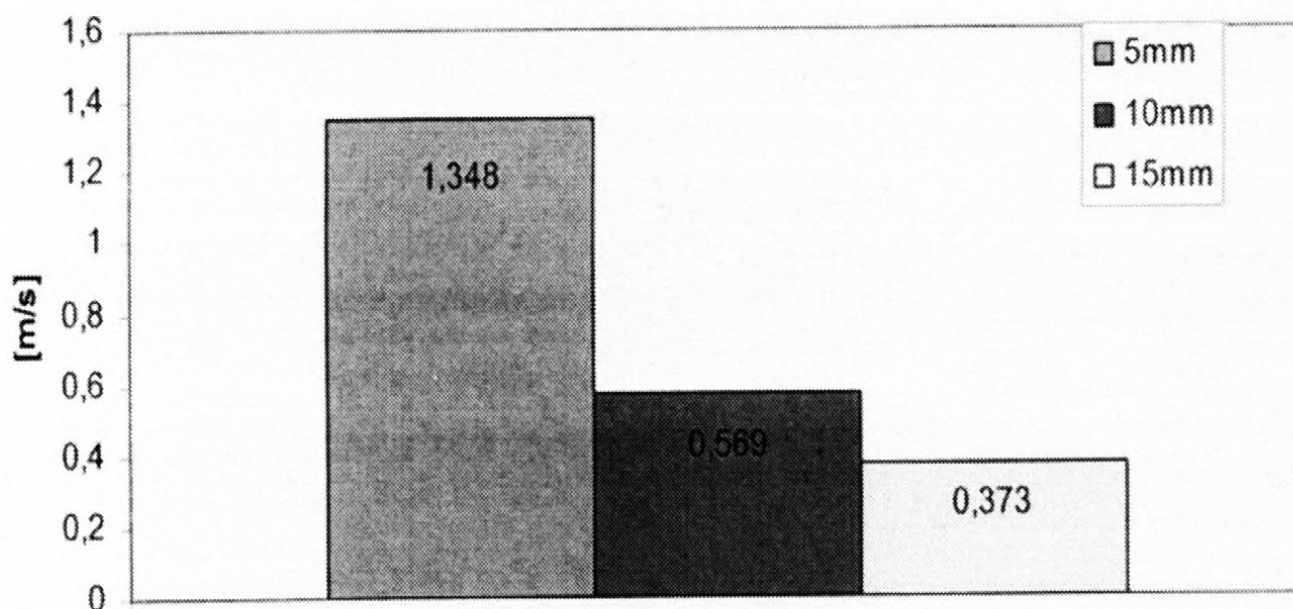


Rys. 6. Intensywność oddziaływania grubości szczeliny i liczby przetłoczek na płaskość powierzchni mierniczej płytek wzorcowych z kompletu mikrometrycznego

Zastosowanie w badaniach jednego rodzaju pasty ścierniej pozwoliło na uzyskanie jednoznacznego zmniejszenia chropowatości z przeciętnej wielkości wyjściowej $Ra = 0,25 \mu\text{m}$ do powtarzalnej w warunkach eksperymentu wielkości $Ra = 0,06 \mu\text{m}$. Rozszerzenie programu badań na pasty ściernie diamentowe z mikroziarnami przyniesie w tym zakresie jeszcze korzystniejsze rezultaty.

3. PODSUMOWANIE

Wstępne wyniki badań obróbki przetłoczno-ścierniej w zakresie dokładnościowo-gładkościowym wskazują na szerokie możliwości w spełnianiu wysokich wymagań jakościowych. Uwzględnienie w rozszerzonym programie badań wpływu zróżnicowanych właściwości past ściernych z pastami diamentowymi włącznie oraz prędkości przepływu pasty względem powierzchni obrabianej (rys. 7) przyniesie dalszą poprawę skutków tej obróbki [7].



Rys. 7. Charakterystyka prędkości przepływu pasty ścierniej przetłaczanej przez szczeliny o różnej grubości

Czynniki te, a także limitowana liczba przetłoczeń w wielokasetowym oprzyrządowaniu zapewni nie tylko właściwą chropowatość i płaskość powierzchni mierniczych płytek wzorcowych ale również konkretne korzyści ekonomiczne.

4. LITERATURA

- [1] Extrude Hone Corporation: *AFM process*. Irwin, PA 15642, USA.
- [2] G. Rajeshwar, J. Kozak, K. P. Rajurkar: *Modeling and computer simulation of media flow in abrasive flow machining process*. ASME, PED, Vol. 68-2, Manufacturing Science and Engineering, 1994, USA.
- [3] V. K. Gorana, V. K. Jain, G. K. Lal: *Experimental investigation into cutting forces and active grain density during abrasive flow machining*. Int. Journal of Machine Tools and Manufacture, 44 (2004).
- [4] V. K. Jain, S. G. Adsul: *Experimental investigations into abrasive flow machining*. International Journal of machine tools and manufacture, 40 (2000), p. 1003-1021.
- [5] R. Filipowski: *Application of matrix calculus for determining the coefficients of the linear regression for varying degree of the matrix describing the set of normal equations*. Archiwum Budowy Maszyn. Vol.43, 1996, Z. 1, p. 5-17.
- [6] L. Dąbrowski, M. Marciniak, T. Szewczyk: *Analysis of Abrasive Flow Machining with the Electrochemical Process Aid*. Journal of Engineering Manufacture, 2004.

CONSTITUTION OF MATERIAL SURFACE LAYER BY ABRASIVE FLOW MACHINING

ABSTRACT: The investigation results on the abrasive flow machining of gage blocks of size range 0,99 - 5 mm have been presented in this paper. The selection of proper abrasive medium satisfying the requirements as to the surface roughness of the gage block measuring surface cannot guarantee a satisfaction of the flatness criterion for any manufacturing parameters. The block flatness depends on the state of stress in the material surface layer as a result of micro-cutting process course. The correlation between the surface flatness and the roughness has also been assessed.

^{*)} prof. nzw. dr hab. inż. Lucjan DĄBROWSKI, Instytut Techniki Wytwarzania, Politechnika Warszawska

^{**)} prof. nzw. dr hab. inż. Mieczysław MARCINIAK, Instytut Techniki Wytwarzania, Politechnika Warszawska

NOWOŚCI W CIĘCIU STRUNĄ MATERIAŁÓW TRUDNOOBRABIALNYCH

Bożena Ciałkowska^{*)}, Magdalena Wiśniewska^{**)}

STRESZCZENIE: *W referacie omówiono aktualne zagadnienia dotyczące cięcia struną zbrojoną wybranych materiałów trudnoobrabialnych. Przedstawiono wybrane osiągnięcia firm specjalizujących się w rozwoju tego zagadnienia. Podano najnowsze trendy rozwojowe cięcia struną zbrojoną w odniesieniu do materiałów mających zastosowanie głównie w elektronice.*

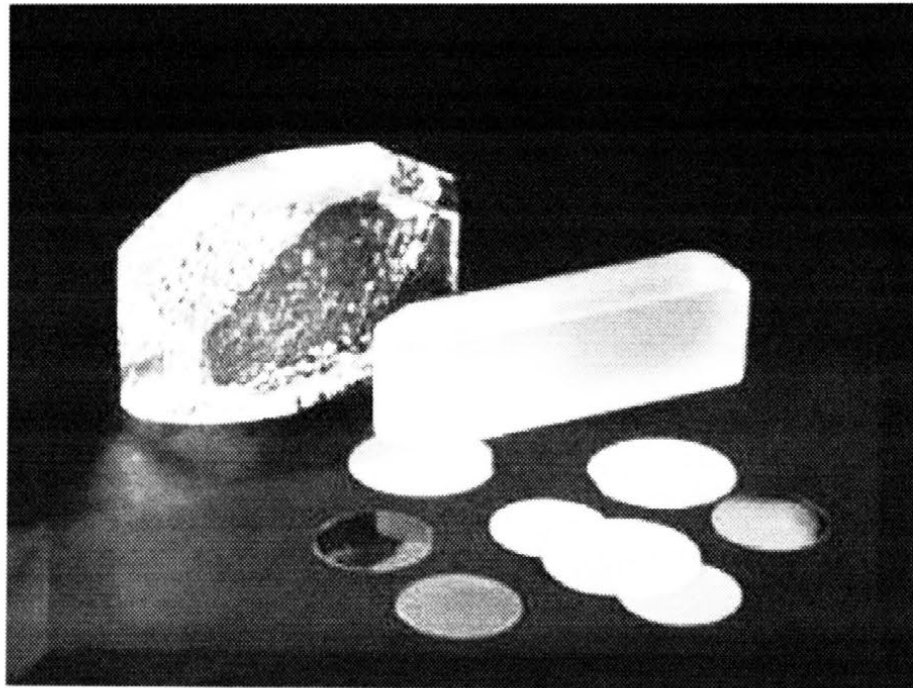
1. WPROWADZENIE

W ciągu ostatnich lat, szczególnie w przemyśle elektronicznym oraz fotowoltaicznym, obserwuje się rosnące zainteresowanie materiałami krystalicznymi. Krzem, kwarc oraz szafir znajdują obecnie bardzo szerokie zastosowanie np.: w produkcji tranzystorów, procesorów oraz fotoogniw. Wszystkie są doskonałymi półprzewodnikami jednocześnie jednak stanowią surowiec rzadki, przez co drogi, cechujący się dużą twardością i kruchością. Obróbka mechaniczna tego typu materiałów stwarza wiele problemów technicznych, wiążących się z koniecznością zachowania ich specyficznych właściwości. Od wielu lat prowadzone są badania nad udoskonaleniem metod cięcia monokryształów ale wciąż wiodącą pozostają różnego rodzaju odmiany cięcia struną. Oprócz cięcia jednostrunowego struną w postaci pętli, jak również struną w postaci drutu z końcami [1], szczególnie rozwijaną i wciąż ewoluującą techniką jest cięcie wielostrunowe. Zapewnia ono dużą wydajność, doskonałą jakość powierzchni oraz, co najistotniejsze, ogranicza do minimum straty drogich surowców.

2. MOŻLIWOŚCI CIĘCIA STRUNĄ ZBROJONĄ MATERIAŁÓW TRUDNOOBRABIALNYCH

Bardzo długo podstawową metodą cięcia kryształów na płytki było cięcie taśmą ścierną oraz tarczą diamentową z zewnętrzną krawędzią tnącą jak również,

najczęściej stosowaną, z wewnętrzną krawędzią skrawającą. Jednak wraz z postępującymi zmianami wymiarów płytek, ten sposób przecinania został wyparty przez cięcie strunowe, w przypadku którego wielkość przecinanego materiału nie jest ograniczona przestrzenią roboczą jak w przypadku tarczy diamentowej z wewnętrzną krawędzią skrawającą. Wymagania dotyczące ciętych płytek półprzewodnikowych ciągle rosną, w latach 70-tych średnica płytek wynosiła do 100 mm zaś ciężar bloku monokryształu nie przekraczał 12 kg [2]. Kilka lat temu uzyskano pozytywne wyniki wielostrunowego cięcia płytek na fotoogniwa [3]. Nieustannie obserwuje się również dynamiczny rozwój zagadnień z tego zakresu badań. Obecnie płytki cięte na fotoogniwa mają wymiary 156 x 156 mm a ich grubość nie przekracza 220 μm , zaś płytki dla elektroniki mają średnicę 300 mm i grubość 775 μm , a to wszystko z bloków osiągających wagę nawet 250 kg. Dąży się do tego, aby cięte płytki (rys. 1) były coraz cieńsze - poniżej 180 μm , o większej średnicy - 450 mm. Należy jednocześnie podkreślić nieustanne polepszanie jakości powierzchni, przy odpowiedniej wydajności procesu.

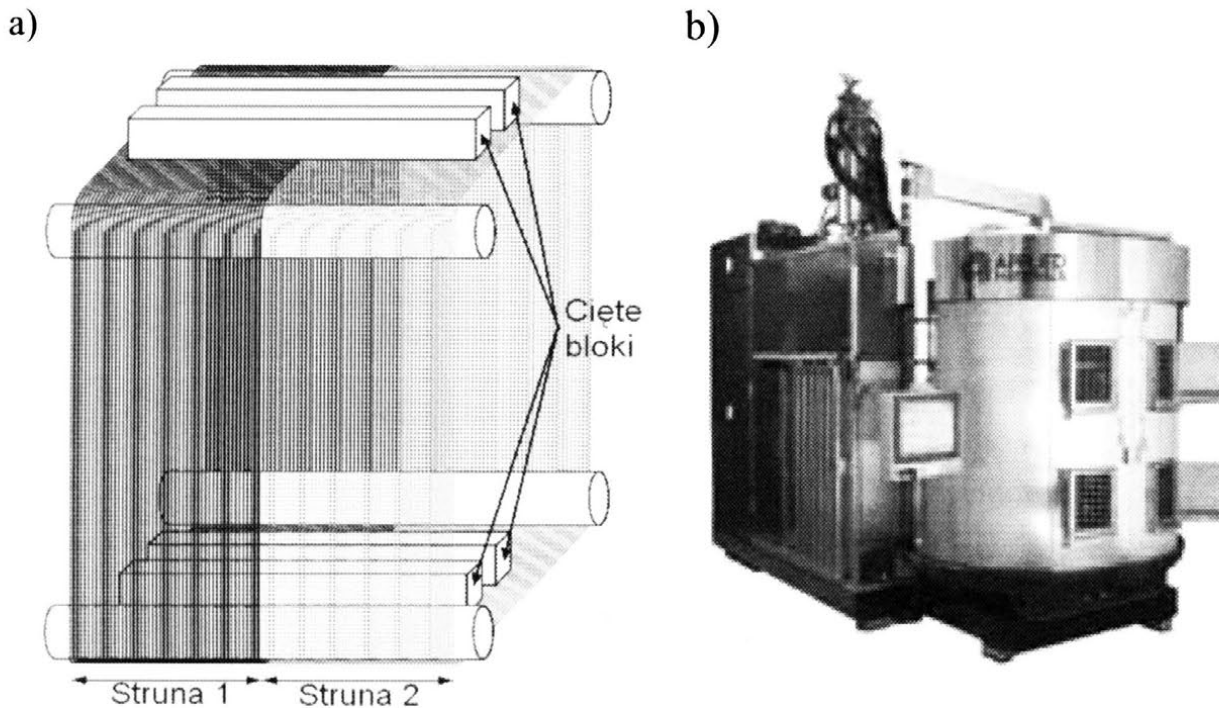


Rys. 1. Kryształ kwarcu i otrzymane z niego płytki

2.1. Cięcie wielostrunowe z luźnym ścierniwem

Coraz większe zapotrzebowanie, głównie w elektronice i fotowoltaice, na cienkie płytki kryształu kwarcu, krzemu itp. o szczególnych wymogach jakości powierzchni i wydajności procesu, stworzyły szerokie możliwości dla rozwoju

cięcia strunowego. W 2009 roku szwajcarska firma Applied Materials przedstawiła swoje najnowsze osiągnięcia w dziedzinie cięcia strunowego oraz nową przecinarkę HCT MaxEdge [4]. Sercem nowego urządzenia jest unikalny dwustrunowy system – wykorzystujący dwie struny tworzące sieć, do cięcia jednego bloku krysztalu. Każda ze strun tnie pół bloku, co pozwala na jednoczesne cięcie większej ilości materiału - do czterech bloków (540 mm), cieńszymi strunami (100-120 μm) i z większą prędkością (20 m/s).



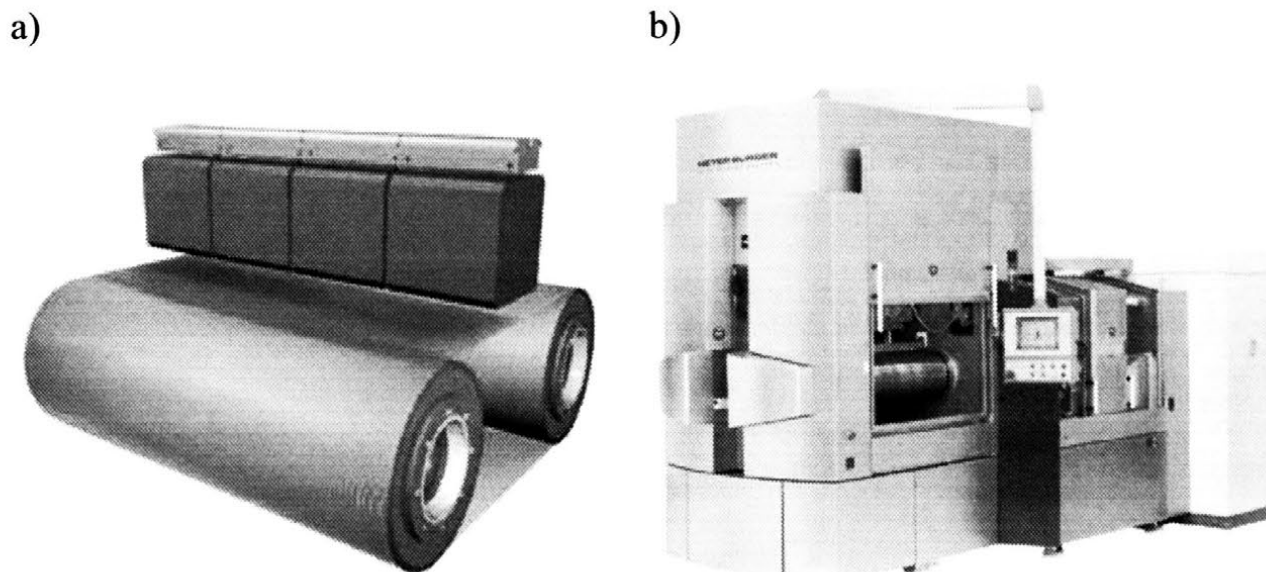
Rys. 2. Przecinarka strunowa MaxEdge firmy Applied Materials:
a) kinematyka procesu, b) widok ogólny przecinarki

Układ kinematyczny przecinarki (jak na rys.2) tworzą cztery rolki prowadzące, każda z własnym systemem zasilającym oraz dwie struny o długości 1100 m przy naciągu od 10 do 30 N. Kształt dociskany jest do przesuwających się strun, podczas gdy dwie pompy dostarczają zawieszinę ścierną do strefy skrawania. System pozwala na jednoczesne cięcie około 6 tys. płytek o grubości 160 μm .

Konkurencyjny dla wyżej przedstawionej przecinarki może być najnowszy model przecinarki strunowej DS 271 firmy Meyer Burger [5]. Ma ona tę przewagę, iż została przystosowana do cięcia zarówno struną zbrojoną trwale jak i luźnym ścierniwem. Urządzenie doskonale spełnia wysokie wymagania narzucane przez producentów ogniw słonecznych. Przecinarka pozwala na jednoczesne przecinanie czterech bloków krysztalu o długości 250 mm każdy lub dwóch o długości 500 mm

(przestrzeń robocza pozwala na cięcie bloków o maksymalnej długości do 1020 mm).

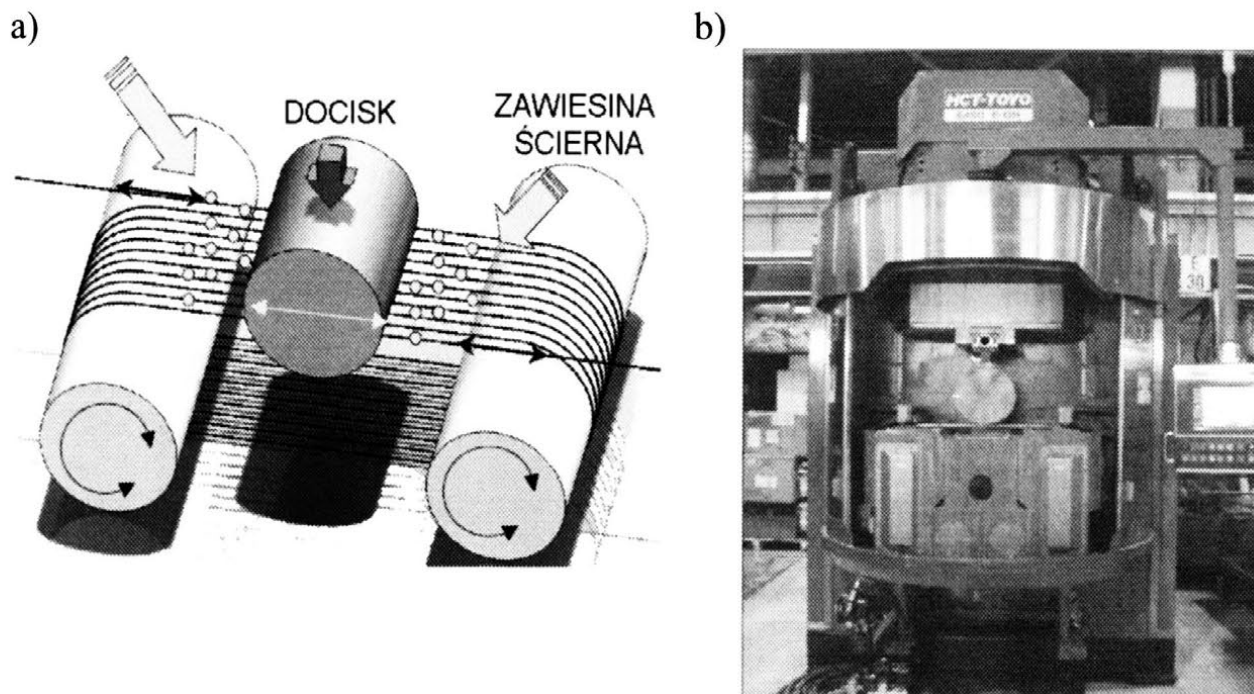
Struna przewijana jest między dwoma rolkami prowadzącymi z prędkością do 15 m/s i tworzy sieć umożliwiającą cięcie płytek o wymiarach 210x210 mm. Na rysunku 3 przedstawiono schemat kinematyczny oraz widok ogólny przecinarki.



Rys. 3. Przecinarka wielostrunowa firmy Meyer Burger model DS. 271:
a) kinematyka procesu, b) widok ogólny

Przecinarkę strunową o podobnym układzie kinematycznym, opracowaną w wyniku współpracy kilku firm, posiada również japońska firma Tokyo Denkai [6]. Urządzenie to zostało stworzone przede wszystkim do cięcia bloków kryształu niobu. Schemat cięcia przedstawiono na rysunku 4, gdzie struna o średnicy 160 μm podawana z bębna, jest rozpięta na dwóch rolkach prowadzących, na których powierzchni znajduje się wiele kanałków, dzięki którym można regulować grubość ciętych płytek. Przecinany blok, o średnicy 270 mm, jest dociskany do sieci strun, do których jednocześnie dostarczana jest zawieszina ścierna.

Przedstawiony model pozwala na jednoczesne przecięcie do 150 płytek z bloku o długości 307 mm. Uzyskane płytki cechuje bardzo dobra jakość powierzchni i stała grubość wynosząca 2,906 mm.



Rys. 4. Wielostrunowa przecinarka pracująca w firmie Toyo Advance Technologies [6]: a) kinematyka procesu, b) widok ogólny

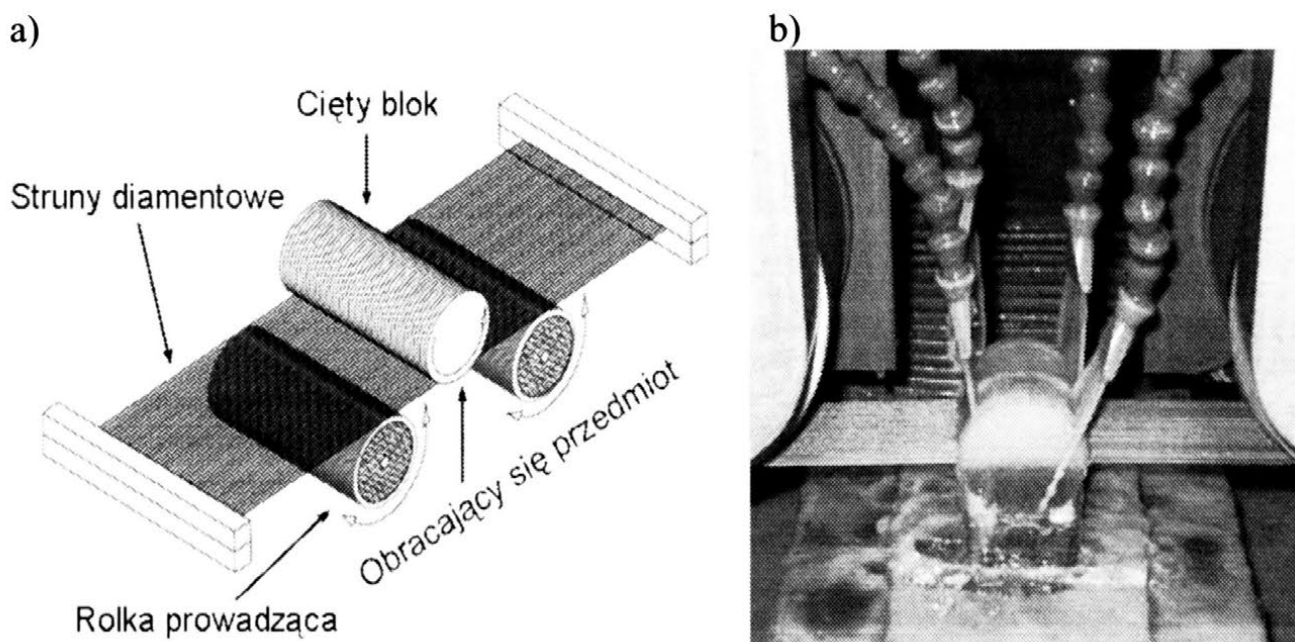
2.2. Cięcie wielostrunowe ze struną zbrojoną trwale

W ciągu ostatnich kilku lat znacząco zwiększyło się zastosowanie przecinarek ze struną zbrojoną trwale. Na rozwój metody, nazywanej FAST (Fixed Abrasive Slicing Technology), wpłynęła możliwość uzyskania lepszej jakości powierzchni, większej wydajności procesu oraz eliminacja problemów związanych z utylizacją zawiesiny ścierniej. Przecinanie za pomocą struny zbrojonej trwale jest przede wszystkim szybsze i generuje mniej strat: nie ma potrzeby oczyszczania zawiesiny ścierniej z cząstek przecinanego materiału, które się do niej dostały, nie ma również potrzeby wymiany struny po każdym cięciu.

Cięte płytki ze względu na zastosowanie, mają różne kształty – elektronika preferuje okrągłe zaś przemysł fotowoltaiczny kwadratowe. Wychodząc tym wymaganiom naprzeciw firma Meyer Burger w 2009 roku wprowadziła przecinarkę Brick Master [5], gdzie bloki krzemowe są przecinane na kwadratowe bryły (rys.3), które są następnie przenoszone na drugi model i cięte na gotowe płytki.

Urządzenie, podczas jednego cyklu obróbczego przecina jednocześnie 25 kostek o wymiarach 156x156 lub 210x210 mm. Dziennie może wykonać do 5 cykli. Struna o średnicy 300-350 μm , zbrojona ziarnem diamentowym, przy naciągu 80 N, osiąga długość do 20 km.

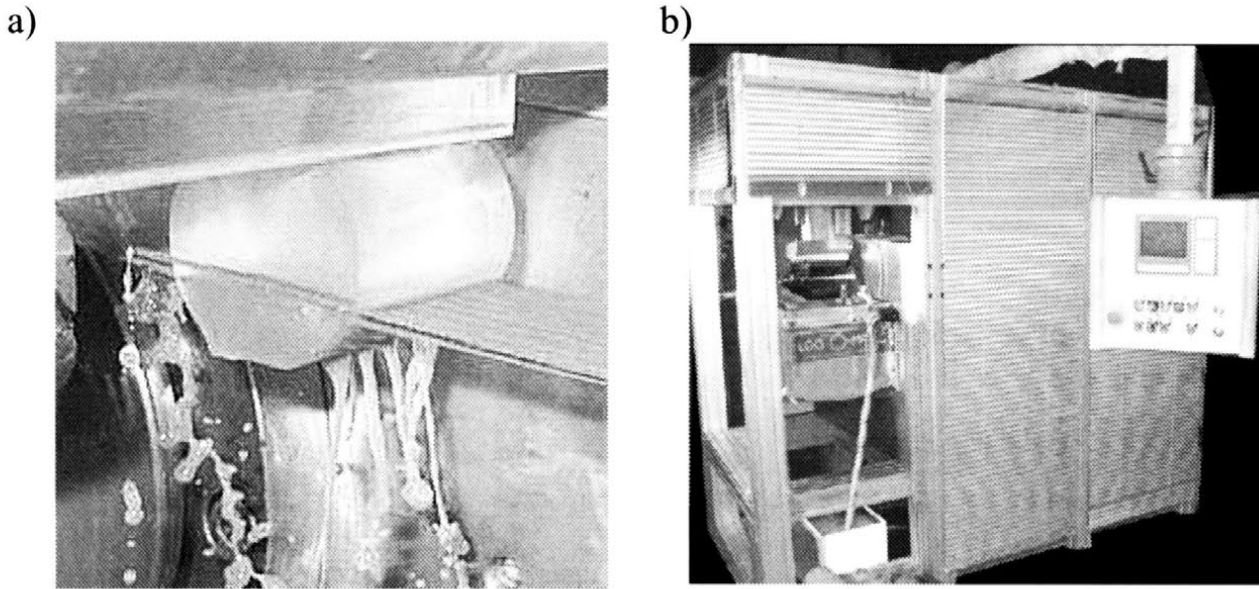
Kolejnym osiągnięciem w dziedzinie cięcia struną trwale zbrojoną jest przecinarka firmy Winter [7]. Sprawdza się ona doskonale podczas cięcia szafiru, krzemu oraz węgla krzemu SiC. Urządzenie to przecina struną trwale zbrojoną syntetycznym diamentem, o rdzeniu stalowym o średnicy 180-400 μm (rys.5). Cięte płytki mają grubość 620 μm i bardzo dobrą jakość powierzchni – $R_a < 1 \mu\text{m}$.



Rys. 5. Wielostrunowe cięcie z obracającym się przedmiotem:
a) kinematyka procesu, b) obszar roboczy

Innowacyjny jest sposób cięcia tą obrabiarką, gdyż cięty blok jest nie tylko dociskany do sieci strun, lecz również się obraca. Struny umocowane na ramie, wykonują ruch nawrotny z częstotliwością 100 cykli/min, gdy przedmiot obraca się z prędkością 5000 obr/min. Metoda ta pozwala trzykrotnie skrócić czas potrzebny na przecięcie bloku.

Przecinarkę do cięcia wielostrunowego zaproponowała również niemiecka firma Logomatic [8]. Dwa modele Diamond-Multi-Micro-Wire-Saw 2 oraz 3 zostały stworzone do cięcia trudnoobrabialnych materiałów tj.: kwarcu, krzemu, szafiru, germanu oraz ceramiki technicznej. Zbrojona w diament struna o długości 4000 m, jest rozpięta między rolkami prowadzącymi, cięty blok jest dociskany do sieci strun, podobnie jak w przedstawionej powyżej obrabiarence, jednak się nie obraca. Obydwie przecinarki pozwalają na cięcie płytek o grubości 200 μm , średnicy 200-220 mm, z bloków o długości do 220 mm.



Rys. 6. Wielostrunowe cięcie monokryształu szafiru:
a) obszar roboczy, b) widok ogólny przecinarki DMMWS

3. PODSUMOWANIE

Obecnie najczęściej stosowanymi metodami cięcia strunowego pozostaje cięcie strunami w zawieszynie ścierniej. Z jednej strony metoda ta pozwala na uzyskanie płytek o stabilnej grubości i dobrej jakości powierzchni, z drugiej jednak jest mało wydajna i niesie ze sobą straty materiału, zarówno jeśli chodzi o zawieszinę ścierną jak i cięte materiały.

Cięcie struną zbrojoną trwale jest nadal rozwijającą się techniką, jednak korzyści wynikające z eliminacji zawiesziny ścierniej, zmniejszenia strat materiału oraz zdecydowanie większa wydajność procesu sprawia, iż znajduje coraz częściej zastosowanie w cięciu materiałów trudnoobrabialnych.

4. LITERATURA

- [1] Ciałkowska B.: *Cięcie struną zbrojoną materiałów trudnoobrabialnych*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2009.
- [2] Adamczewska J.: *Procesy technologiczne w elektronice półprzewodnikowej*, Wydawnictwa Naukowo – Techniczne, Warszawa 1980.
- [3] Ciałkowska B.: *Efekty cięcia ściernego monokryształu krzemu strunami różnej konstrukcji*, Podstawy i technika obróbki ścierniej, Rzeszów 2007.
- [4] Katalog firmy Applied Materiale 2009.
- [5] Katalog firmy Meyer Burger 2009.

- [6] Saito K.: *Multi – wire slicing of large grain ingot material*, SRF September 2009, Berlin.
- [7] Fixed – Diamond Wire, *Delivers wafer sawing breakthroughs on hard materials*, katalog Winter.
- [8] Katalog firmy Logomatic 2008/09.

NEWS IN WIRE CUTTING OF HARD TO MACHINING MATERIALS

ABSTRACT: *The paper discusses current issues concerning abrasive wire cutting of selected, hard to machining materials. Selected achievements of companies specializing in the development of this theme were presented. The latest development trends of abrasive wire cutting in relation to materials applicable mainly in electronics were given.*

^{*)} dr hab. inż. Bożena CIAŁKOWSKA, Politechnika Wrocławska, Wydział Mechaniczny, Instytut Technologii Maszyn i Automatyzacji, Zakład Obróbki Wiórowej, Ściernej, Erozyjnej i Metrologii, ul. I. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław

^{***)} mgr inż. Magdalena WIŚNIEWSKA, Politechnika Wrocławska, Wydział Mechaniczny, Instytut Technologii Maszyn i Automatyzacji, Zakład Obróbki Wiórowej, Ściernej, Erozyjnej i Metrologii, ul. I. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław

ZASTOSOWANIE SYGNAŁU EMISJI AKUSTYCZNEJ W DIAGNOSTYCE SZLIFOWANIA UZĘBIEŃ

Jan Burek ^{*)}, Łukasz Żyłka ^{**)}, Robert Babiarz ^{***)}

***STRESZCZENIE:** W pracy przedstawiono metodę diagnozowania przebiegu procesu szlifowania uzębień kół walcowych metodą Nilesa z wykorzystaniem sygnału emisji akustycznej. Stanowisko badawcze wyposażono w układy pomiaru i analizy sił oraz emisji akustycznej. Przeprowadzono pomiary przebiegów siły stycznej oraz emisji akustycznej podczas szlifowania. Wykazano korelację pomiędzy tymi sygnałami.*

1. WSTĘP

Szlifowanie zalicza się do obróbki wykończeniowej stąd też jest ono najczęściej ostatnim etapem procesu wytwarzania części. W związku z tym przebieg i wynik procesu szlifowania decydują o końcowych parametrach jakościowych wytwarzanych wyrobów, które mają bezpośredni wpływ na ich właściwości eksploatacyjne. Ma to szczególnie znaczenie w przypadku kół zębatach, wobec których stawiane są zazwyczaj wysokie wymagania jakościowe, zwłaszcza, gdy są one odpowiedzialne za bezpieczeństwo człowieka, np. w przemyśle lotniczym.

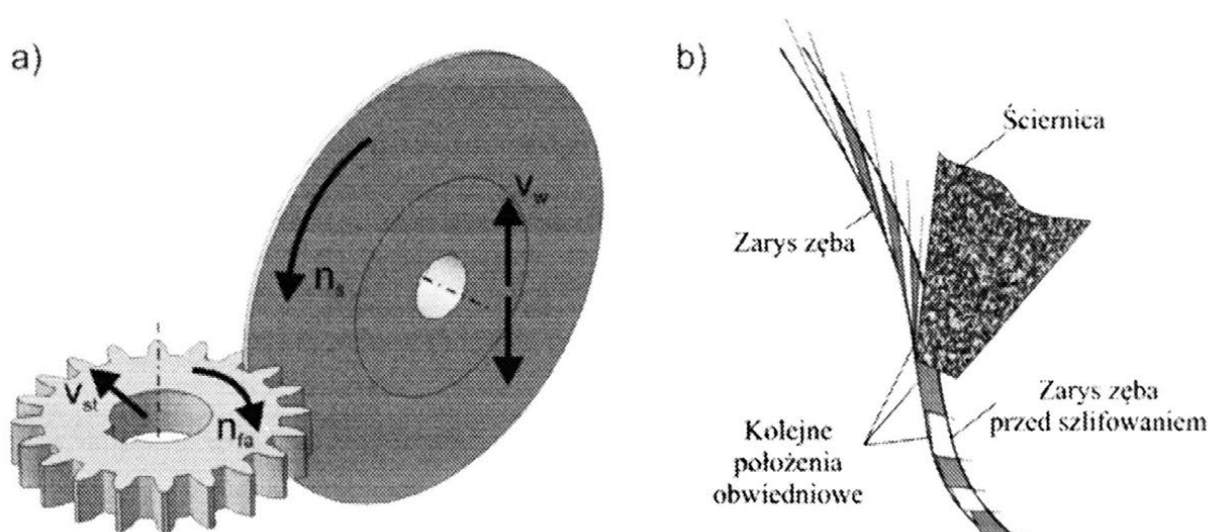
Biorąc powyższe pod uwagę, bardzo ważnym aspektem jest zapewnienie prawidłowego przebiegu procesu szlifowania, a więc uzyskiwania zakładanych parametrów jakościowych produkowanych wyrobów. Obecnie w produkcji przemysłowej sprawdzanie jakości szlifowanych kół zębatach odbywa się za pomocą wielu metod kontrolnych, bardzo często czasochłonnych bądź szkodliwych dla środowiska naturalnego. Ponadto stosowanie takich metod jak fluorescencyjna, magnetyczna bądź trawienia „nitalem” wymagają wysokich kwalifikacji pracowników. Pomiary te wykonywane są po obróbce, a więc niejako sankcjonują bądź odrzucają wyniki obróbki.

Przeprowadzanie kontroli w trakcie trwania procesu szlifowania umożliwia korektę jego parametrów i ewentualne zapobieganie wadom powstającym podczas

szlifowania koła. Stąd też poszukiwanie takich metod kontrolnych jest zadaniem niezmiernie ważnym. W niniejszej pracy zaproponowano nową metodę diagnostyki procesu obróbki, polegającą na pomiarze i odpowiedniej analizie sygnału emisji akustycznej (EA) generowanej w procesie szlifowania w trybie on-line.

2. CHARAKTERYSTYKA PROCESU SZLIFOWANIA UZĘBIENÍ

Istnieje wiele metod szlifowania kół zębatych. Jedną z nich jest obwiedniowo-podziałowa metoda Nilesa. Ściernica o zarysie trapezowym, wykonuje ruch obrotowy z prędkością n_s oraz ruch roboczy postępowo-zwrotny v_w , kształtujący linię zęba. Przedmiot obrabiany wykonuje ruch obrotowy n_{fa} oraz ruch liniowy styczny v_{st} , które łącznie generują ruch odtaczania, kształtujący zarys zęba (rys. 1a).



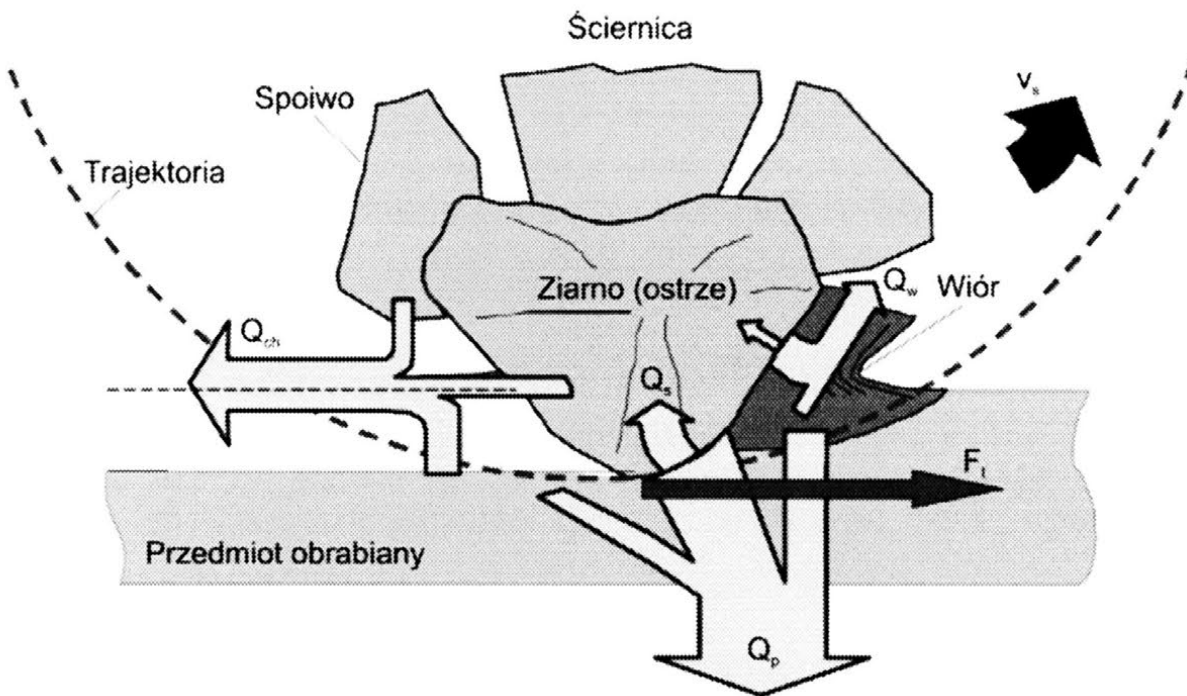
Rys. 1. Proces szlifowania metodą Nilesa: a) kinematyka, b) rozkład naddatku obróbkowego

Tak złożona kinematyka tej metody szlifowania powoduje, że w kolejnych przejściach ściernicy występuje zmienny naddatek obróbkowy (rys. 1b). Występujący zmienny przekrój warstwy skrawanej wiąże się zmianą w każdym przejściu obwiedniowym takich parametrów procesu, jak np. siły skrawania czy ilość ciepła generowana w strefie skrawania. Ponadto na ich wartości mają wpływ parametry kinematyczne procesu szlifowania, zużycie ściernicy oraz wahania naddatku obróbkowego po obróbce cieplnej.

Ciepło powstające w strefie skrawania ma bardzo istotny wpływ na przebieg procesu obróbki, a przede wszystkim na stan warstwy wierzchniej szlifowanych przedmiotów. Nadmierne natężenie strumienia ciepła wnikającego w przedmiot

obrabiwany może powodować w konsekwencji uszkodzenie powierzchni przedmiotu w postaci mikropęknięć, zmian mikrotwardości, rozciągających naprężeń w warstwie wierzchniej oraz przypaleń szlifierskich związanych z przemianami fazowymi [1].

Ciepło generowane w procesie szlifowania przedostaje się do wszystkich elementów składowych procesu: ściernicy Q_s , wióra Q_w , otoczenia (chłodziwa) Q_{ch} oraz do przedmiotu Q_p (rys. 2). Jak wynika z badań bilansu ciepła największa jego ilość przedostaje się do przedmiotu (ok. 50%) [2]. Nadmierna ilość ciepła może powodować powstawanie nadmiernych temperatur uszkadzających warstwę wierzchnią szlifowanych uzębień.



Rys. 2. Bilans ciepła w procesie szlifowania

Ciepło, generowane w procesie szlifowania powstaje na skutek pracy tarcia oraz tworzenia wiórów przez poszczególne ziarna ściernic. Przyjmuje się, że ok. 98% energii zaangażowanej w proces szlifowania zużywane jest na generowanie ciepła w strefie szlifowania [1]. W procesie szlifowania uzębień metodą Nilesa moc szlifowania wyznaczana jest na podstawie wzoru [3]:

$$P_i = F_{t,i} v_s \quad (1)$$

gdzie: i jest numerem przejścia obwiedniowego, F_i składową styczną siły szlifowania zmienną dla każdego przejścia obwiedniowego, natomiast v_s to prędkość szlifowania uznawana za wartość stałą

W związku z tym można przyjąć, że styczna siła szlifowania F_i jest miernikiem energii i mocy szlifowania jak również ciepła generowanego podczas obróbki. Znając jej wartość można obliczyć ilość ciepła generowanego w strefie szlifowania [1].

Biorąc pod uwagę wszystkie wymienione aspekty, istotne jest wprowadzenie do praktyki przemysłowej takiego systemu diagnostyki procesu, który umożliwi nadzorowanie jego przebiegu, będzie łatwy w implementacji, a w konsekwencji zapobiegnie termicznym uszkodzeniom szlifowanych przedmiotów. Pomiar siły skrawania F_i jest jednak zadaniem bardzo trudnym technicznie w realizacji, a w warunkach przemysłowych prawie niemożliwym. W związku z tym proponuje się opracowanie systemu diagnostyki opartego na rejestracji i analizie sygnału emisji akustycznej generowanej w procesie szlifowania. Przemysłowe rozwiązania czujników sygnału EA są łatwe w montażu i nie wymagają prawie żadnych zmian konstrukcyjnych w szlifierce [5, 6].

Sygnał EA dostarcza bardzo wiele informacji na temat stanu procesu szlifowania. Jego źródłem są wykruszenia ziaren ściernicy, tarcie między materiałem obrabianym i ściernicą, pęknięcie i przemiany fazowe w warstwie wierzchniej [4]. Z przeprowadzonych dotychczas badań wynika, że wartość skuteczna sygnału EA_{RMS} dostarcza informacji o energii procesu szlifowania, dlatego może zostać wykorzystana w opracowaniu nowej metody diagnostyki procesu szlifowania użębić jako źródło informacji o procesie [5, 6, 7].

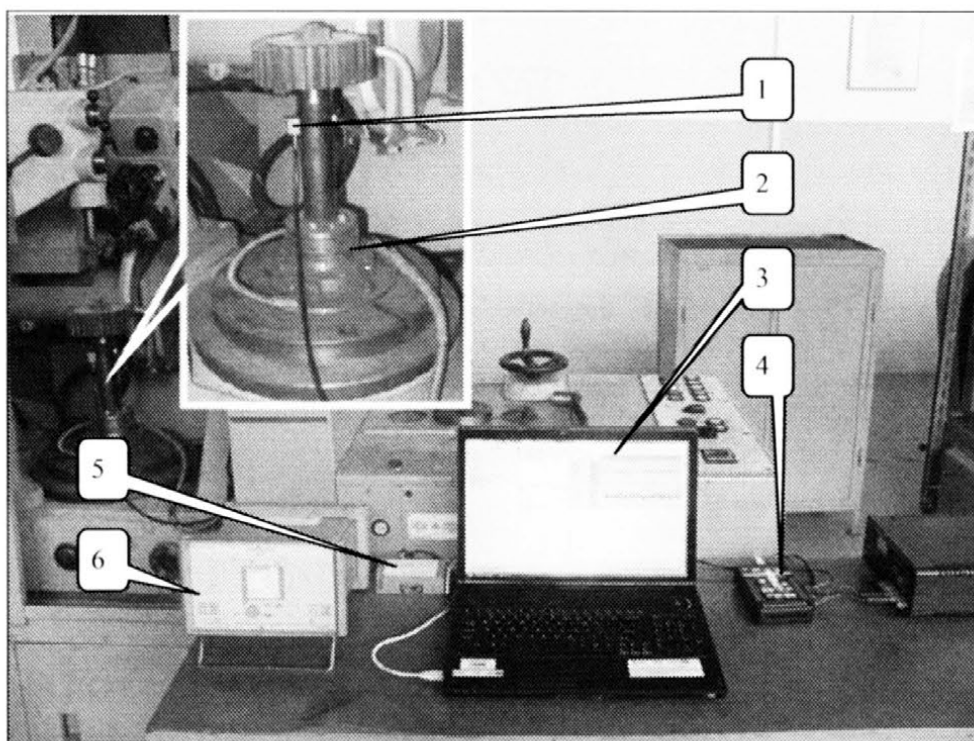
3. STANOWISKO BADAWCZE

Stanowisko badawcze zostało zbudowane w oparciu o szlifierkę Niles NSTZ-630 (rys. 3). Układ diagnostyki procesu szlifowania zawierał pomiar sił skrawania oraz emisji akustycznej. Jako układ pomiarowy sił skrawania zastosowano siłomierz typu 9272 firmy Kistler wraz ze wzmacniaczem sygnału 5019B, mogącym mierzyć 3 składowe siły oraz moment. Do pomiaru emisji akustycznej wykorzystano piezoelektryczny czujnik EA 8152B2 również firmy Kistler. Sygnał był wzmacniany i filtrowany w zakresie 100 kHz ÷ 1 MHz, a wartość skuteczna tworzona przez konwerter „RMS” typu 5125B1.

Czujnik emisji akustycznej zamontowano możliwie najbliżej strefy styku ściernicy z przedmiotem obrabianym, a mianowicie na uchwycie przedmiotu.

W celu zamontowania platformy pomiarowej do pomiaru sił skrawania zmodyfikowano układ mocowania przedmiotu obrabianego. Wykonano specjalny

trzcień do mocowania kół zębatach przymocowany do siłomierza z miejscem do montażu czujnika *EA*.



Rys. 3. Widok stanowiska badawczego: 1 – czujnik *EA*, 2 – siłomierz, 3 – komputer, 4 – karta pomiarowa, 5 – przetwornik RMS, 6 – wzmacniacz ładunkowy

4. BADANIA DOŚWIADCZALNE

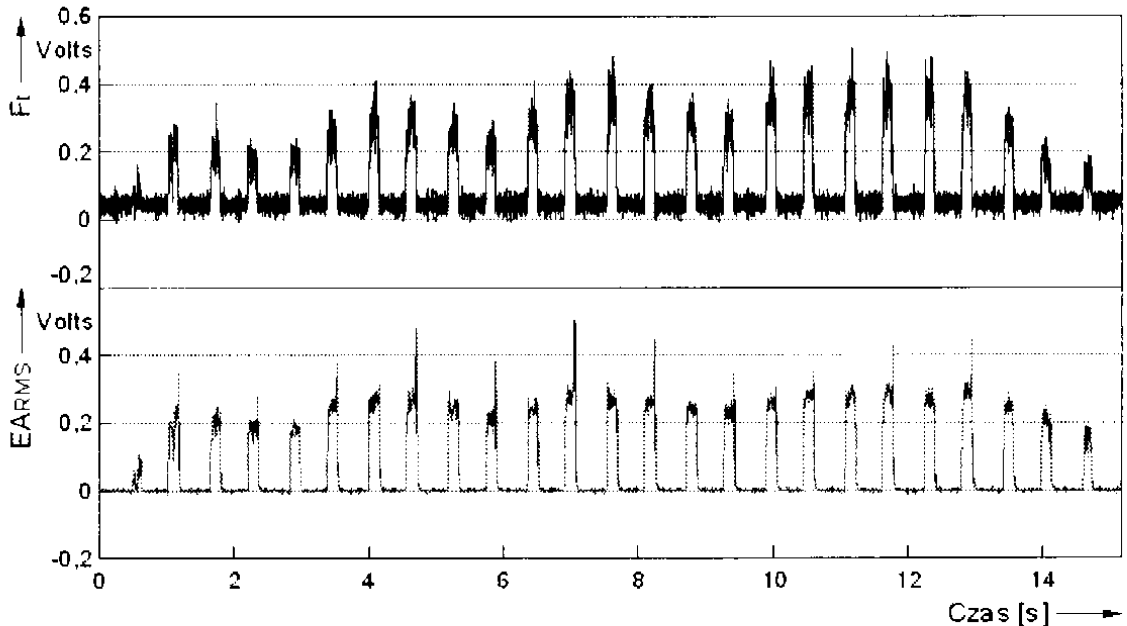
W związku ze zmianą głębokości skrawania oraz zmianą rodzaju szlifowania (współbieżne–przeciwbieżne) wynikającego z kinematyki procesu w każdym przejściu ściernicy, dokonanie pomiaru parametrów procesu oraz ich analiza wymagały opracowania odpowiedniej strategii pomiaru. Ze względu na to, że styczna siła szlifowania F_t jest miernikiem energii i mocy szlifowania, jako cel badań przyjęto określenie jej korelacji z sygnałem emisji akustycznej EA_{RMS} .

Pomiaru siły stycznej F_t i sygnału *EA* dokonywano z częstotliwością próbkowania 1 kHz. Dane rejestrowane były za pomocą 16-bitowej wielokanałowej karty pomiarowej KUSB-3108 firmy KEITHLEY, której pracą sterowano z programu quickDAQ tego samego producenta. Analiza zarejestrowanych danych przeprowadzona została w programie FlexPro.

Szlifowaniu poddane były koła zębata walcowe o zębach prostych o module $m=4$ i liczbie zębów $z=28$, wykonane ze stali 20MnCr5, poddane obróbce cieplno-chemicznej (HRC=54).

Na rysunku 4 przedstawiono zarejestrowane podczas szlifowania jednego boku zęba przebiegi składowej stycznej siły szlifowania F_t oraz sygnału EA_{RMS} . W celu odfiltrowania szumów występujących w mierzonych sygnałach, pochodzących m.in. od mechanizmów obrabiarki zastosowano średnią ruchomą z 30 pomiarów.

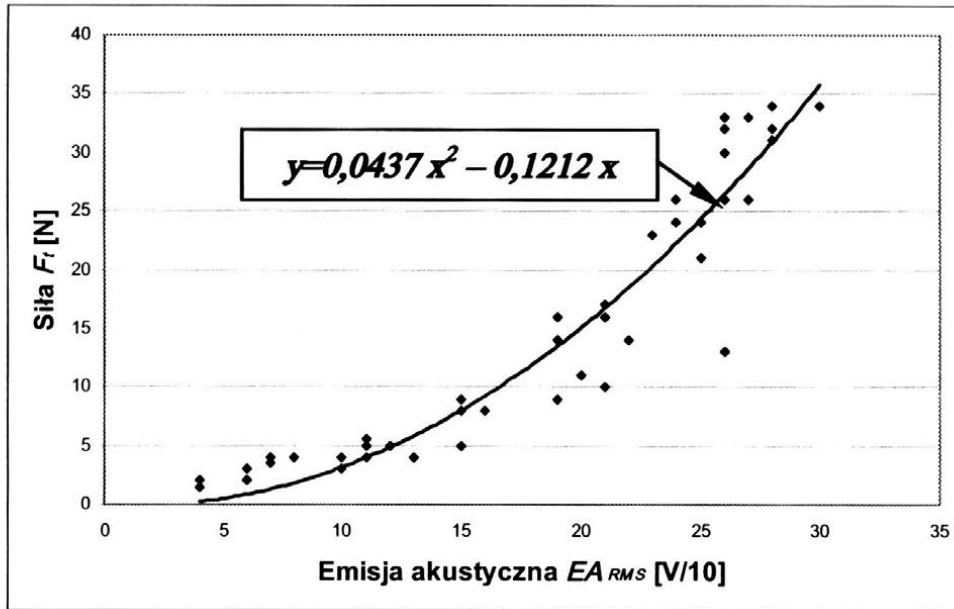
Z przedstawionych przebiegów wynika, że wraz ze wzrostem wartości składowej F_t rośnie również wartość skuteczna EA_{RMS} . Ponadto zaobserwowano, że sygnał emisji akustycznej w zakresie małych sił skrawania ma większą wartość (czułość) niż siła styczna. Zaobserwowano również różnice w sygnale emisji akustycznej rejestrowanej podczas przejść współbieżnych i przeciwbieżnych, przede wszystkim w trakcie wchodzenia i wychodzenia z materiału.



Rys. 4. Przebieg F_t i EA_{RMS} w funkcji czasu podczas obróbki jednego boku zęba

Kolejnym etapem było porównanie wartości sygnałów F_t i EA_{RMS} zarejestrowanych w trakcie szlifowania uzębienia. Głębokość szlifowania wynosiła $a_e=0,03$ mm, jednakże w związku z kinematyką procesu szlifowania ulegała zmianie w każdym przejściu ściernicy. Na rysunku 5 przedstawiono 50 zarejestrowanych dla różnych głębokości szlifowania wartości w układzie $F_t(EA_{RMS})$.

W celu wyznaczenia zależności pomiędzy siłą a emisją akustyczną przeprowadzono próbę dopasowania krzywej opisanej równaniem, tak aby uzyskać jak największy współczynnik korelacji.



Rys. 5. Zależność pomiędzy F_t i EA_{RMS} wraz z krzywą regresji

W wyniku przeprowadzonych analiz uzyskano kilka satysfakcjonujących wyników. We wszystkich przypadkach uzyskiwano współczynnik korelacji w zakresie $0,891 \div 0,911$. Wybrano model o najprostszym równaniu, dla którego współczynnik korelacji wynosi $R^2=0,908$, co przedstawiono na rysunku 5.

5. PODSUMOWANIE

Układ nadzorowania przebiegu procesu szlifowania uzębień metodą Nilesa zaproponowany w niniejszej pracy opiera się przede wszystkim na pomiarze i analizie emisji akustycznej. Dzięki temu, że sygnał ten jest stosunkowo łatwy do zmierzenia, a montaż czujnika EA nie wymaga znacznej modernizacji obrabiarki możliwa jest implementacja takiego układu w produkcji przemysłowej. Ponieważ siła F_t jest miernikiem energii i mocy szlifowania i na jej podstawie można prognozować ilość ciepła jaka wnika w przedmiot obrabiany, dlatego przeprowadzono badania korelacyjne F_t z EA_{RMS} . Jak wykazała przeprowadzona analiza istnieje związek pomiędzy obiema wartościami sygnałów, co stwarza możliwości prognozowania stanu warstwy wierzchniej szlifowanych przedmiotów – ilości ciepła powstającego w strefie skrawania, na podstawie sygnału EA .

Badania realizowane w ramach Projektu "Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym", Nr POIG.01.01.02-00-015/08-00 w Programie Operacyjnym Innowacyjna Gospodarka (PO IG). Projekt współfinansowany przez Unię Europejską ze środków Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego.

3. LITERATURA

- [1] Kruszyński B.: *Ciepło w procesie szlifowania kół zębatach – studium teoretyczne i eksperymentalne*. Zeszyty Naukowe, nr 655, Łódź 1992.
- [2] Maier B.: *Beitrag zur thermischen prozessmodellierung des Schleifens*. WZL RWTH Aachen. Shaker Verlag. Band 3/2008.
- [3] Midcra S.: *Wpływ zmienności warunków obróbki na przebieg sił skrawania wzdłuż szlifowanego zarysu zęba*. Praca doktorska, Łódź 1998.
- [4] Korbicz J., Kościelny J. M., Kowalczyk Z., Cholewa W.: *Diagnostyka procesów. Modele. Metody sztucznej inteligencji. Zastosowania*. WNT, Warszawa 2002.
- [5] Burek J., Babiaryz R., Żyłka Ł.: *Analiza korelacyjna sygnału emisji akustycznej i siły normalnej szlifowania w procesie szlifowania węgelnego wałków*. XXIX NSOŚ, Gdańsk, 2006.
- [6] Burck J., Żyłka Ł., Babiaryz R.: *Zastosowanie sygnału emisji akustycznej do wykrywania przypaleń szlifierskich w procesie szlifowania kół zębatach*. XXV Naukowa Szkoła Obróbki Ściernej, Koszalin, 2004.
- [7] Burck J., Żyłka Ł., Babiaryz R.: *Analiza sygnału emisji akustycznej w wykrywaniu przypaleń w procesie szlifowania*. XXIX Naukowa Szkoła Obróbki Ściernej, Gdańsk, 2006.

USING ACOUSTIC EMISSION SIGNAL IN DIAGNOSTIC OF GEAR GRINDING PROCESS

ABSTRACT: *The paper presents the new method of the diagnostic of the gear grinding process by Niles method by using acoustic emission signal. The experimental stand was equipped with force and acoustic emission measuring systems. During the grinding process there were measured the courses of tangential force and acoustic emission. There was shown the correlation between signals.*

^{*)} dr hab. inż. Jan BUREK, prof. PRz., Politechnika Rzeszowska, Katedra Technik Wytwarzania i Automatykacji, ul. W. Pola 2, 35-959 Rzeszów

^{***)} mgr inż. Łukasz ŻYŁKA, Politechnika Rzeszowska, Katedra Technik Wytwarzania i Automatykacji, ul. W. Pola 2, 35-959 Rzeszów

^{****)} mgr inż. Robert BABIARYZ, Politechnika Rzeszowska, Katedra Technik Wytwarzania i Automatykacji, ul. W. Pola 2, 35-959 Rzeszów

ANALIZA EMISJI AKUSTYCZNEJ DO NADZOROWANIA PROCESU SZLIFOWANIA WAŁKÓW

Jan Burek^{*)}, Robert Babiarz^{**)}, Łukasz Żyłka^{***)}

***STRESZCZENIE:** W artykule zostały przedstawione badania przebiegu sygnałów wartości siły normalnej szlifowania, wartości skutecznej emisji akustycznej, amplitudy drgań oraz chropowatości szlifowanych przedmiotów w funkcji objętości zeszlifowanego materiału. Otrzymane wyniki zostały następnie opracowane pod kątem wykorzystania w kryterium zużycia ściernicy.*

1. WSTĘP

Proces szlifowania jest zwykle ostatnią operacją, która bezpośrednio wpływa na jakość uzyskanej powierzchni. Szlifowane przedmioty przeszły już zwykle kilka operacji obróbkowych i mają znaczną wartość materialną. Wystąpienie braków na tym etapie wytwarzania powoduje znaczne zwiększenie kosztów produkcji. Dlatego dążenie do uzyskania niskich kosztów, przy zachowaniu wysokiej jakości obróbki i związane z tym problemy sterowania i nadzorowania są tutaj szczególnie istotne.

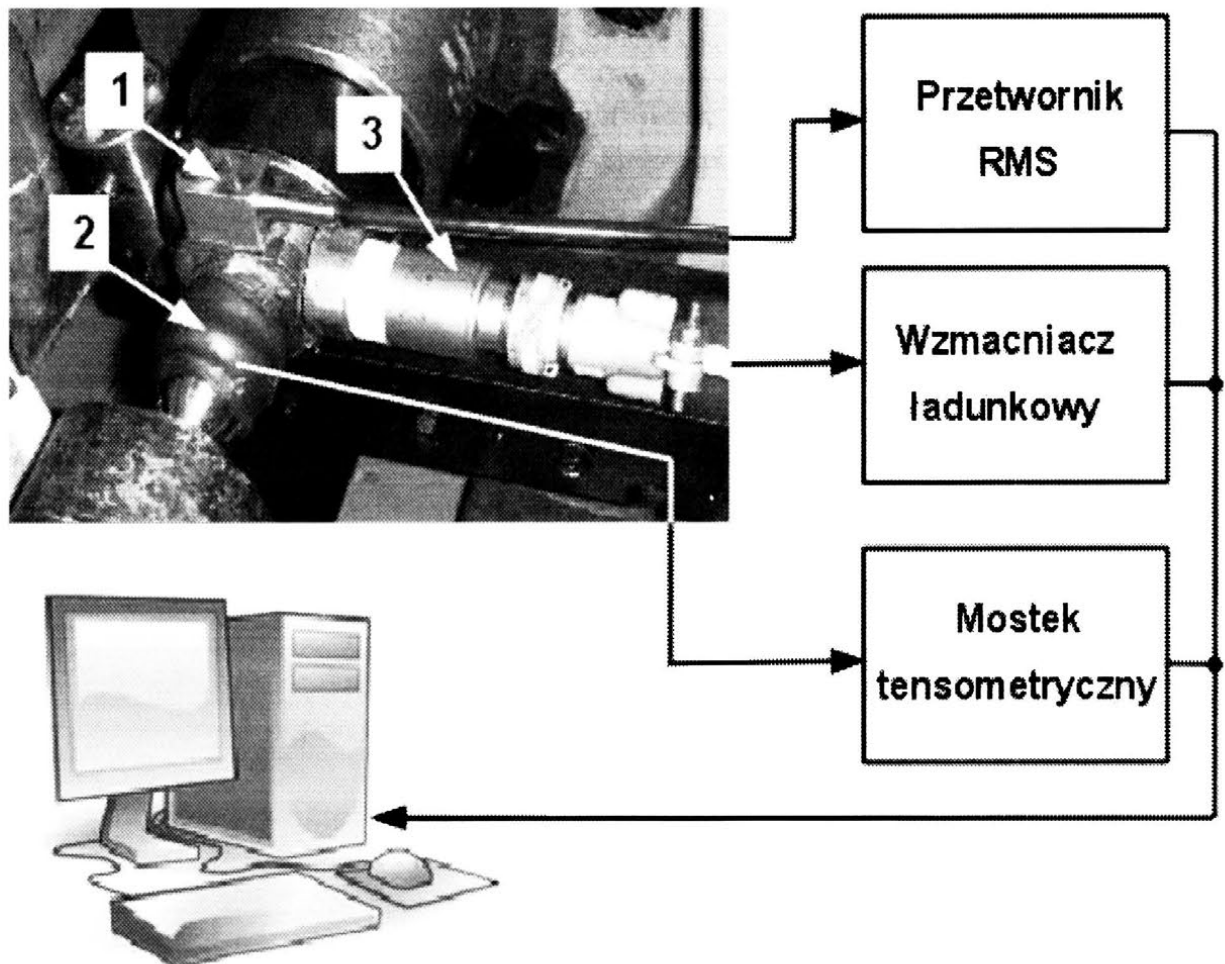
Osiągnięcie wymaganej jakości obróbki dla całej serii przedmiotów obrobionych w okresie trwałości ściernicy wymaga doboru wartości parametrów nastawczych procesu z dużym zapasem bezpieczeństwa, a obciążanie ściernicy wykonuje się wcześniej niż wymagałby tego jej stan rzeczywisty. Skutkuje to wydłużonymi czasami obróbki i zwiększonym zużyciem ściernicy.

Stan czynnej powierzchni ściernicy ma decydujący wpływ na jakość powierzchni obrabianego przedmiotu, a uzyskaną w procesie szlifowania jakość przedmiotu można określić jedynie po jego zakończeniu. Z uwagi na to okres trwałości ściernicy przyjmowany jest ze znacznym zapasem, tak aby nawet w najmniej korzystnym przypadku osiągnąć wymaganą jakość powierzchni przedmiotu. Dodatkowo sytuację pogarsza fakt, że w zależności od warunków pracy ściernicy zjawisko samoostrzenia (charakterystyczne dla obróbki zgrubnej) lub tępienia ściernicy (charakterystyczne dla obróbki wykończeniowej) mogą występować w różnym nasileniu [1].

Do tej pory podjęto niewiele prób określenia stopnia zużycia ściernicy w trybie on-line. Jeszcze rzadsze są metody pozwalające na określenia rodzaju tego zużycia [2]. Dlatego na potrzeby opracowywanego układu regulacji adaptacyjnej, podjęto próbę opracowania układu diagnozującego stan ściernicy w oparciu o sygnały zamontowanych na kle konika czujników siły normalnej szlifowania, drgań oraz emisji akustycznej [3].

2. OPIS STANOWIKA BADAWCZEGO

Badania doświadczalne przeprowadzono na zmodernizowanej szlifierce do wałków typu RUP 28N1-CNC z układem sterowania Sinumeric 840D. Do badań użyto ściernicy 1-A-400x50x127-8A60J7V39.



Rys. 1. Układ pomiarowy: 1-czujnik emisji akustycznej, 2-kiel z czujnikami tensometrycznymi, 3-czujnik drgań

Siłę normalną szlifowania mierzono z wykorzystaniem czujników tensometrycznych umieszczonych na odpowiednio przygotowanych kłach szlifierki (rys.1). Tensometry podłączono do mostka pomiarowego MGC firmy Hottinger.

Czujnik pomiarowy sygnału EA typu 8152A2 zamontowano na kłec konika w pobliżu miejsca podparcia obrabianego przedmiotu. W konwerterze RMS typu 5125A1 firmy Kistler sygnał pomiarowy EA został ograniczony przez zespół filtrów pasmowo-przepustowych do zakresu 50–900 kHz, a następnie zamieniony na wartość skuteczną EA_{RMS} . Dodatkowo na kłec konika zamocowano czujnik drgań typu 8652A50 firmy Kistler, którego sygnał wzmacniono i filtrowano pasmowo-przepustowo w zakresie liniowej pracy czujnika (10-8000 Hz) we wzmacniaczu ładunkowym typu 5134. Wszystkie sygnały rejestrowano z wykorzystaniem 16 bitowej karty przetwornika AC typ. DAS 1602 firmy Keitley. Topografię powierzchni przedmiotów obrobionych rejestrowano przyrządem Rank Taylor Hobson (model Talyscan 150).

3. BADANIA DOŚWIADCZALNE

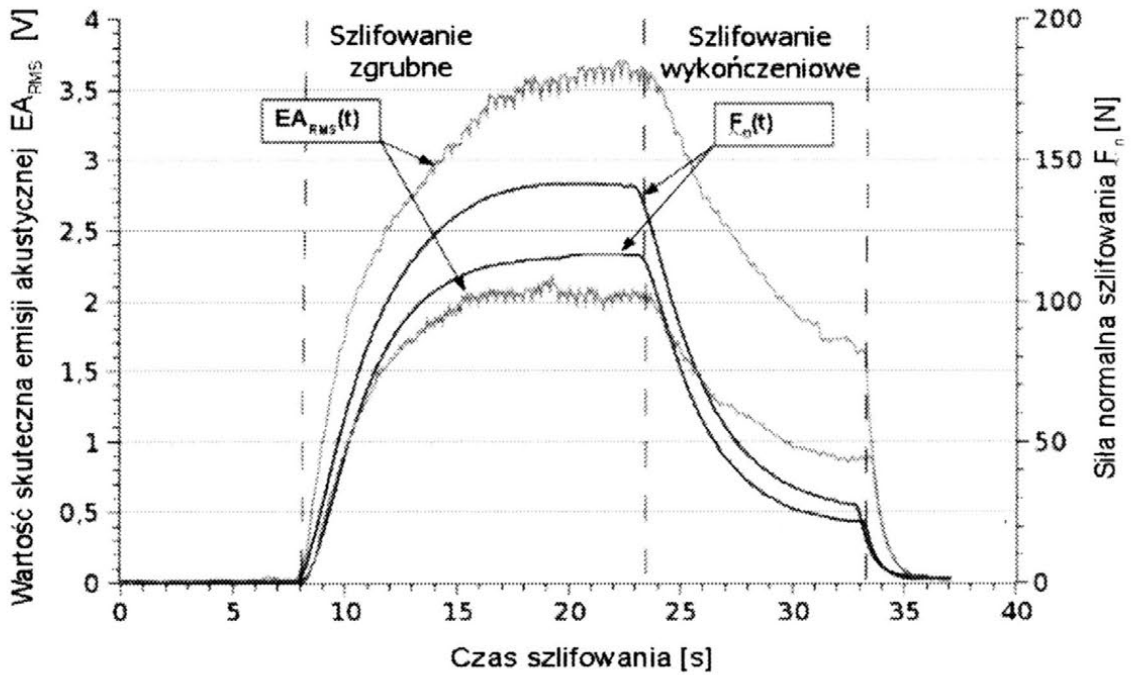
Obrabiane przedmioty to wałki wykonane ze stali 40H (55HRC) o średnicy $d=50\text{mm}$. Szlifowanie prowadzono ze stałą prędkością skrawania $v_s=45\text{ m/s}$. Prędkość obwodowa przedmiotu v_p wynosiła 30 m/min. Do obciążania ściernicy wykorzystano diamentowy obciążacz jednoziarnisty o promieniu ostrza $r=0,6\text{ mm}$.

Wartości obciążania zostały wybrane z zakresu zalecanego przez producenta dosuw $a_{cd}=0,02\text{ mm}$ a posuw osiowy $f_{ad}=0,1\text{ mm/obr}$. Ciecz chłodząco-smarująca to 2% roztwór oleju Castrol dostarczana do strefy szlifowania za pomocą dyszy płaskiej z wydajnością 10 l/min.

Zastosowano typowy, dwustopniowy cykl szlifierski składający się z etapu szlifowania zgrubnego i etapu szlifowania wykończeniowego. Wartości prędkości posuwu v_f wybrano jako typowe: dla etapu szlifowania zgrubnego $v_{fz}=10\text{ }\mu\text{m/s}$, dla etapu szlifowania wykończeniowego $v_{fw}=2\text{ }\mu\text{m/s}$.

W każdej próbie przeszlifowano serię 12 wałków z całkowitymi naddatkami promieniowymi $\Delta r = 0,2\text{ mm}$. Naddatek na szlifowanie wykańczające Δr_w wynosił 0,03mm. Całkowita objętość zeskrwanego materiału wynosiła $V_w=380\text{ mm}^3/\text{mm}$ na serię. Zarejestrowano przebiegi wartości siły normalnej szlifowania $F_n(t)$, wartości skutecznej emisji akustycznej $EA_{RMS}(t)$ oraz amplitudy drgań $U_d(t)$ dla całej serii przedmiotów obrabianych.

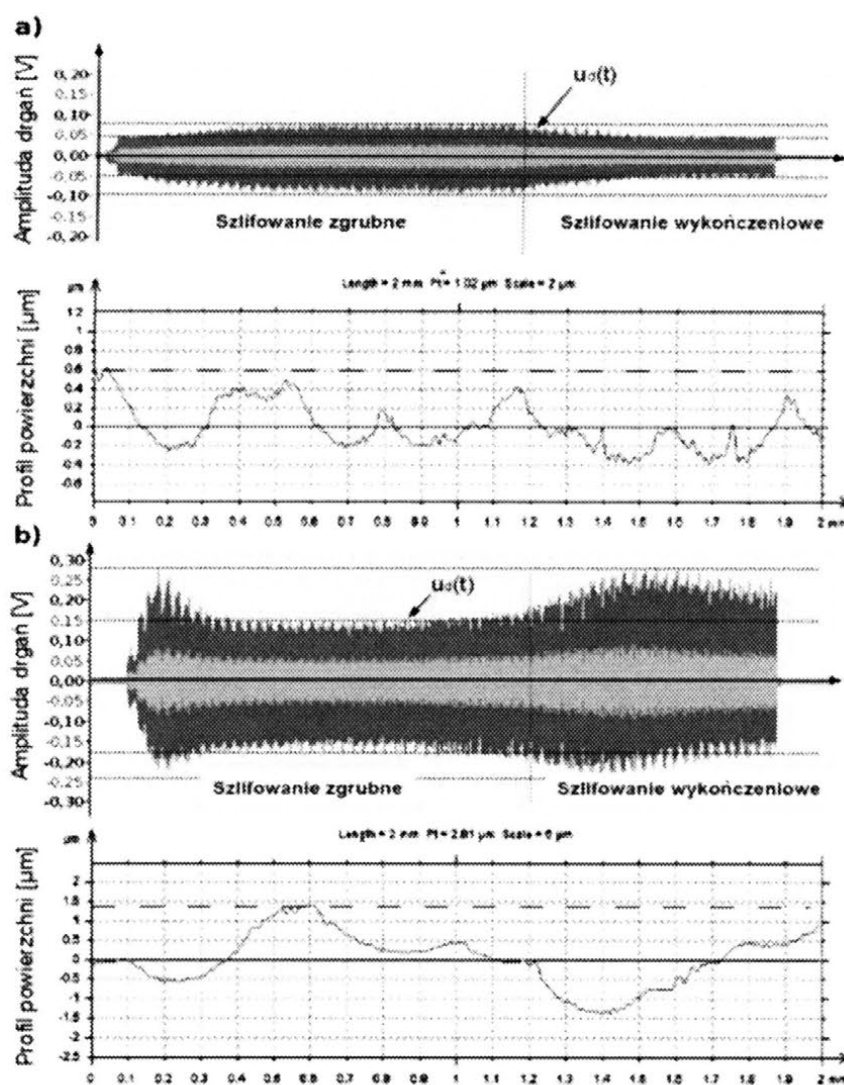
Wykonano profilogramy obrobionych przedmiotów wzdłuż szlifowanego profilu na odcinku 2mm a następnie za pomocą dostępnych w oprogramowaniu Tallymap narzędzi programowych z przebiegu odfiltrowano kształt podstawowy przedmiotu. Dlatego w przedstawionych na rysunku 3 profilogramach można zaobserwować zarówno falistość jak i chropowatość mierzonej powierzchni.



Rys. 2. Przebiegi wartości siły normalnej szlifowania i emisji akustycznej dla pierwszego i ostatniego przedmiotu w serii

Na podstawie zarejestrowanych przebiegów siły normalnej szlifowania F_n dla pierwszego i ostatniego przedmiotu w serii (rys. 2) można stwierdzić, że dominującym typem zużycia jest samoostrzenie ściernicy. W związku z tym obserwuje się niewielki (około 10%) wzrost poziomu siły normalnej szlifowania. Dlatego dla takich parametrów procesu układ nadzorowania oparty o pomiar siły okazuje się nieskuteczny.

Znacznie lepszym sygnałem jest sygnał EA_{RMS} którego zmiany są już znacznie większe (o ok. 60%). Jednak postępująca utrata profilu ściernicy daje największy efekt w postaci znacznego zwiększenia się amplitudy drgań w zakresie akustycznym (rys. 3). Dla etapu obróbki zgrubnej następuje zwiększenie amplitudy drgań o ponad 50%. Jednak największy jej wzrost jest obserwowany dla etapu obróbki wykończeniowej. Przy ostatnim przedmiocie obrobionym w serii poziom drgań był ponad 5-krotnie większy niż dla pierwszego przedmiotu. Doprowadziło to do sytuacji w której poziom drgań podczas obróbki wykończeniowej przekroczył o około 30% poziom drgań dla etapu obróbki wykończeniowej.



Rys. 3. Przebiegi amplitudy drgań $U_d(t)$: a) podczas obróbki pierwszego przedmiotu, b) podczas obróbki ostatniego przedmiotu w serii

O ile początkowym etapie szlifowania głównym źródłem drgań występujących w procesie są błędy kształtu przedmiotu obrabianego, to na etapie obróbki wykończeniowej głównym źródłem są uszkodzenia profilu ściernicy. Efektem tego zjawiska jest wyraźne pogorszenie jakości obrobionej (prawie 3-krotny wzrost maksymalnego odchylenia od linii średniej profilu). Widoczne jest to wyraźnie na przedstawionych profilogramach powierzchni (rys.3). Pozwala to przyjąć jako kryterium ograniczające trwałość ściernicy wartość amplitudy drgań w końcowej fazie etapu obróbki zgrubnej.

4. PODSUMOWANIE

Z przedstawionych badań wynika, że sygnał siły normalnej F_n szlifowania nie umożliwia określenia okresu trwałości ściernicy. Znacznie lepszy do tego celu

jest sygnał E_{RMS} . Jednak najlepszy okazał się sygnał drgań z zakresu częstotliwości akustycznych 10Hz do 8KHz rejestrowany na kłec konika. Wykazuje on największą czułość na zmiany profilu ściernicy i pozwala na jednoznaczne określenie okresu jej trwałości, a tym samym na wyznaczenie czasu, w którym obciążanie ściernicy staje się niezbędne dla zachowania wymaganej jakości powierzchni przedmiotów obrabianych.

Badania realizowane w ramach Projektu "Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym", Nr POIG.01.01.02-00-015/08-00 w Programie Operacyjnym Innowacyjna Gospodarka (PO IG). Projekt współfinansowany przez Unię Europejską ze środków Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego.

5. LITERATURA

- [1] Oczó K., Porzycki J.: *Szlifowanie. Podstawy i technika*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 1968.
- [2] Plichta J., Czuchryta Z.: *Fotometryczna metoda identyfikacji rodzaju zużycia ściernicy*. Mechanik nr. 7, Warszawa 1985.
- [3] Burek J., Babiarczyk R., Żyłka Ł.: *Regulacja adaptacyjna szlifowania promieniowego wałków*. XXX NSOŚ, Rzeszów 2007.

ANALYSIS OF ACOUSTIC EMISSION FOR PROCES CONTROLLING OF CYLINDRICAL GRINDING

ABSTRACT: In the paper investigations are described concerning the run of signals representing normal force in grinding, the root-mean-square value of acoustic emission, the amplitude of vibrations and the roughness of ground workpieces in the function of the volume of material removed by grinding. Obtained results are computed in the next step from the point of view of using them in the criterion of grinding wheel wear.

^{*)} dr hab. inż. Jan BUREK, prof. PRz., Politechnika Rzeszowska, Katedra Techniki Wytwarzania i Automatykacji, ul. W. Pola 2, 35-959 Rzeszów

^{**)} mgr inż. Robert BABIARZ, Politechnika Rzeszowska, Katedra Techniki Wytwarzania i Automatykacji, ul. W. Pola 2, 35-959 Rzeszów

^{***)} mgr inż. Łukasz ŻYŁKA, Politechnika Rzeszowska, Katedra Techniki Wytwarzania i Automatykacji, ul. W. Pola 2, 35-959 Rzeszów

POLEROWANIE STRUKTUR PÓLPRZEWODNIKOWYCH NA BAZIE WĘGLIKA KRZEMU

Marcin Gołąbczak^{*)}, Andrzej Kubiak^{**)}, Witold Szymański^{***)}

STRESZCZENIE: *W pracy przedstawiono technologię gładkościowej obróbki ścierniej próbek z SiC metodą polerowania. Zaprezentowano proces technologiczny obróbki, stanowisko do polerowania oraz wybrane wyniki badań dotyczące oceny mikro- i nanostruktury geometrycznej powierzchni i morfologii warstwy wierzchniej próbek po procesie obróbki.*

1. WSTĘP

Węglik krzemu (SiC) jest materiałem półprzewodnikowym o unikatowych, niezwykle atrakcyjnych, właściwościach fizycznych i elektrycznych. Stwarzają one możliwość wytwarzania przyrządów o parametrach dotychczas nicosięgalnych lub trudnych do uzyskania, wykonywanych z krzemu oraz innych aktualnie dostępnych materiałów półprzewodnikowych [1-5]. Wysokie krytyczne natężenie pola przebicia pozwala na wykonywanie złącz wysokonapięciowych o napięciach przebicia przekraczających 10 kV [6-9]. Duża przerwa energetyczna powoduje, że można z SiC wytwarzać niskoszumowe przyrządy półprzewodnikowe, których temperatura pracy może osiągać wartości przekraczające 700°C [10,11], jak też wykonywać przyrządy optoelektroniczne tzw. „niebieskiej optoelektroniki” [12,13]. Duża prędkość unoszenia elektronów predestynuje węglik krzemu do wytwarzania na jego bazie przyrządów wysokoczęstotliwościowych, o częstotliwościach sięgających THz [14,15]. Dobra przewodność cieplna jest natomiast istotna z punktu widzenia niezawodności (stresy termiczne) oraz problemów odprowadzania ciepła [11,16]. Podstawową trudnością stojącą na przeszkodzie praktycznego wykorzystania węglika krzemu w elektronice są odmienne w porównaniu z krzemem i często ekstremalnie wymagania dotyczące procesów technologicznych związanych z tym materiałem. Powoduje to, że procesy technologiczne i metody charakteryzacji, dobrze poznane

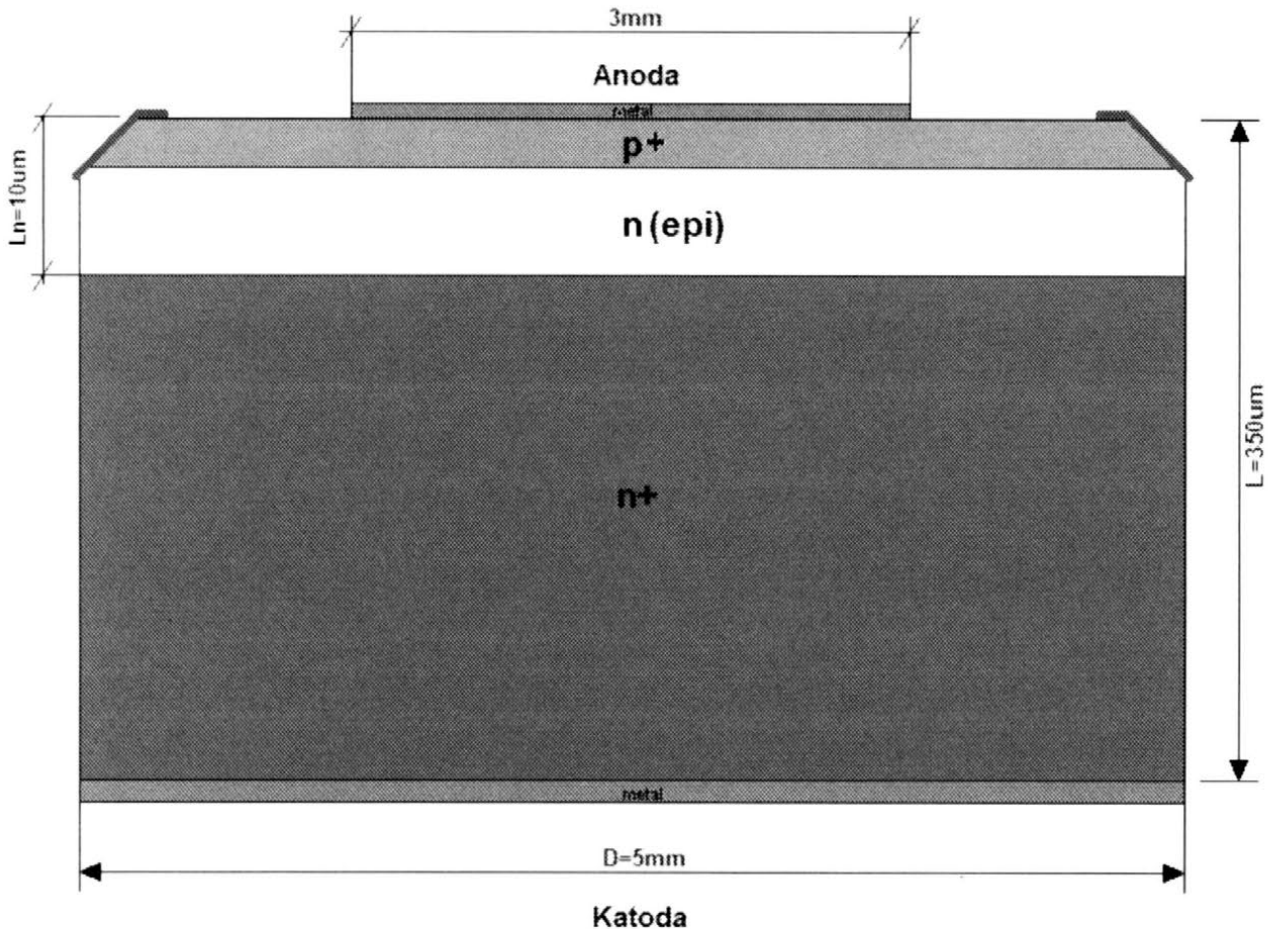
i opanowane dla krzemu, okazują się w tym przypadku nieodpowiednie lub niedostosowane do nowych potrzeb.

Jednym z krytycznych procesów technologicznych węgliku krzemu jest technologia domieszkowania tego materiału. W technologii krzemowej do otrzymywania obszarów o założonym typie i koncentracji domieszki od wielu lat na szeroką skalę jest wykorzystywana technika dyfuzji termicznej. Jest to metoda najprostsza, zapewniająca całkowitą aktywację elektryczną wprowadzanej domieszki, co sprawia, że byłaby ona niezwykle atrakcyjna w aplikacjach bazujących na węgliku krzemu, np. budowie diody p-i-n.

Niestety, natrafia to na poważne problemy. Najważniejszym z nich jest fakt, że dla efektywnego przebiegu procesu dyfuzji domieszek w węgliku krzemu konieczne jest prowadzenie go w temperaturach przekraczających 1800°C, co jest związane z dodatkowymi trudnościami, takimi jak stopniowa degradacja warstw powierzchniowych kryształu SiC, czy też brak możliwości zastosowania typowych dla technologii krzemowej warstw maskujących zapobiegających powstawaniu pasożytniczego obszaru domieszkowanego na spodniej stronie procesowanego podłoża. Z tego względu ilość prób adaptacji technologii dyfuzyjnej dla potrzeb SiC była niewielka, a uzyskane do tej pory efekty nie są zadowalające. Brak takiej technologii dla SiC jest jednym z istotnych elementów wpływających na wciąż niewielką obecność przyrządów z SiC na rynku przyrządów półprzewodnikowych.

Struktura diody p-i-n wytwarzanej w podłożu SiC z wykorzystaniem techniki termicznej dyfuzji domieszek typu p przedstawiona jest na rysunku 1. Przywrócenie niskiej chropowatości wierzchniej powierzchni próbki SiC w celu wykonania kontaktu anody oraz usunięcie kilkumikrometrowej warstwy na spodniej stronie podłoża, w celu utworzenia kontaktu katody po procesach dyfuzji termicznej, jest jednym z istotnych warunków opanowania technologii wytwarzania takiej struktury.

Z względu na dużą twardość (twardość powyżej 9 w skali Mohsa) i odporność chemiczną węgliku krzemu cele te nie mogą zostać osiągnięte przy użyciu szeroko stosowanych w technologii krzemowej procesów trawienia mokrego i suchego. W tej sytuacji jedyną możliwością jest wykorzystanie technik polerowania mechanicznego, z zastosowaniem zawieszin na bazie proszków diamentowych o różnym rozmiarze ziaren.



Rys. 1. Przykładowa konstrukcja diody p-i-n SiC wykorzystująca dyfuzję domieszek w celu uzyskania obszaru p+

2. STANOWISKO DO POLEROWANIA STRUKTÓR NA BAZIE WĘGLIKA KRZEMU

Proces szlifowania i polerowania próbek ze stopu magnezu realizowano na dwutarczowej szlifierko-polerce Phoenix Beta 2 produkcji firmy Wirtz Buehler, znajdującej się w laboratorium Katedry Technologii Maszyn Politechniki Łódzkiej. Tarcze polerskie posiadają bezstopniową regulację prędkości obrotowej w zakresie od 30 do 600 obr/min [17].

Szlifierko-polerka umożliwia realizację zarówno procesu szlifowania próbek papierowymi krążkami ściernymi przy dużej prędkości obrotowej tarczy, jak również ich polerowanie przy małych prędkościach obrotowych. Widok ogólny szlifierko-polerski przedstawiono na rysunku 2. Do szlifowania próbki zastosowano ręczny uchwyt polerski Buehler Manual Target Holder (rys. 3).

Dodatkowo do polerowania wykańczającego wykorzystano półautomatyczną głowicę szlifierską Buehler Vector Power Head zainstalowaną na polerze Buehler

MetaServ, znajdującą się w laboratorium ENSAM (Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers), Cluney - Francja. Głowica posiadała uchwyt Buehler Single Force (4 gniazda \varnothing 25 mm), wraz z adapterem, w której umieszczano próbki uprzednio przyklejone żywicą do stalowych krążków o średnicy \varnothing 25 mm (rys. 4).



Rys. 2. Widok ogólny szlifierko-polerki Phoenix Beta 2 produkcji firmy Wirtz Buehler



Rys. 3. Ręczny uchwyt polerski Buehler Manual Target Holder [18]



Rys. 4. Głowica półautomatyczna szlifierska Buehler Vector Power Head wraz z uchwytem

3. PROCES TECHNOLOGICZNY SZLIFOWANIA I POLEROWANIA PRÓBEK ZE STOPU MAGNEZU

Do badań wykorzystano próbki z węgla krzemu o wymiarze 20 x 20 mm i grubości około 0,5 mm. Technologicznym założeniem było usunięcie kilkudziesięciomikronowej warstwy SiC z jednej powierzchni próbki, a jednocześnie nieuszkodzenie powierzchni drugiej. W tym celu zastosowano balsam kanadyjski-Buehler Canada Balsam w celu przyklejenia próbki do stalowego uchwyty. Balsam ten jest produktem naturalnym i chemicznie nieaktywnym. Utwardza się i jest łatwo usuwalny po podgrzaniu go do temperatury 120 °C. Podstawowym wymaganie procesu technologicznego było przygotowanie próbek o możliwie małej chropowatości powierzchni oraz usunięcie z ich warstwy wierzchniej (WW) produktów zanieczyszczających. W tym celu opracowano proces technologiczny gładkościowej obróbki ściernej, obejmujący następujące operacje szlifowania i polerowania:

- dwuetapowe szlifowanie próbek na polerce uzbrojonej w papierowe krążki ściernie ze ścierniwem diamentowym Buehler UltraPrep; w kolejnych etapach szlifowania różnicowano ziarnistość ścierniwa krążków ściernych, stosując odpowiednio: w pierwszym etapie ziarna diamentowe o wymiarze 74 μm) oraz w drugim etapie ziarna diamentowe o wymiarze 40 μm); szlifowanie odbywało się przy użyciu płynu MetaDi Fluid;
- polerowanie próbek na polerce uzbrojonej w sukno ściernie (TriDent) przy użyciu polikrystalicznej zawiesiny diamentowej MetaDi Supreme o wymiarze ziarna 9 μm oraz 3 μm (rys. 5) ;
- polerowanie wykańczające na suknie ściernym Nylon w obecności zawiesiny ścierniej MiroMet z tlenku ceru o wymiarze ziarna 1 μm ;
- mycie próbek bezwodnym alkoholem etylowym o czystości 99,9% firmy Chem Land w myjce ultradźwiękowej Sonic 1 firmy Polsonic.

Warunki technologiczne realizowanych operacji szlifowania i polerowania próbek przedstawiono w tabeli 1.

Tabela 1

Warunki procesu technologicznego przygotowania próbek z SiC

Etapy procesu	Powierzchnia ścierna	Rodzaj materiału ściernego	Środek smarujący	Czas procesu [min]	Siła docisku [N/cm^2]	V tarczy [m/s]
Szlifowanie płaszczyzny próbki	Tarcza ścierna Buehler UltraPrep red	Diament (ziarna 74 μm)	Roztwór Buehler MetaDi Fluid	5	10	6
	Tarcza ścierna Buehler UltraPrep yellow	Diament (ziarna 40 μm)	Roztwór Buehler MetaDi Fluid	3	5	6
Polerowanie wstępne	Sukno ściernie Buehler TriDent	Diament polikrystaliczny (ziarna 9 μm)	Roztwór polikrystalicznego diamentu Buehler MetaDi Supreme	5	3	3
	Sukno ściernie Buehler TriDent	Diament polikrystaliczny (ziarna 3 μm)	Roztwór polikrystalicznego diamentu Buehler MetaDi Supreme	3	3	3
Polerowanie wykańczające	Sukno ściernie Buehler Nylon	Roztwór tlenku ceru Buehler MiroMet (1 μm)	-	3	2	3



Rys. 5. Ziarna polikrystalicznego diamentu w zawiesinie Buehler Meta Di Supreme (powiększenie 450x) [18]

4. BADANIA DOŚWIADCZALNE

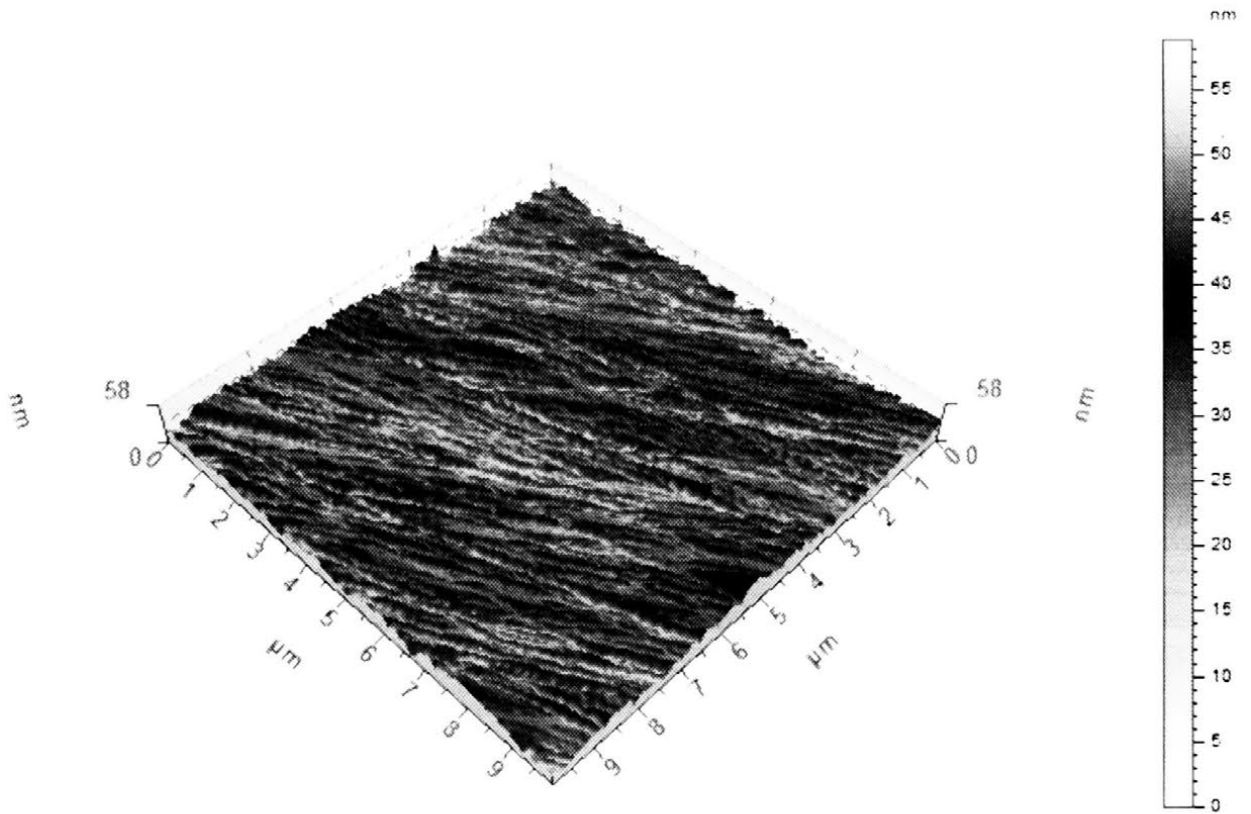
Badania doświadczalne obejmowały ustalenie technologicznych warunków realizowanych operacji szlifowania i polerowania próbek, pomiary struktury geometrycznej powierzchni, ocenę mikro- i nanostruktury powierzchni próbek oraz morfologii warstwy wierzchniej (WW).

4.1. Pomiar mikro- i nanostruktury oraz morfologii powierzchni na bazie węgla krzemu

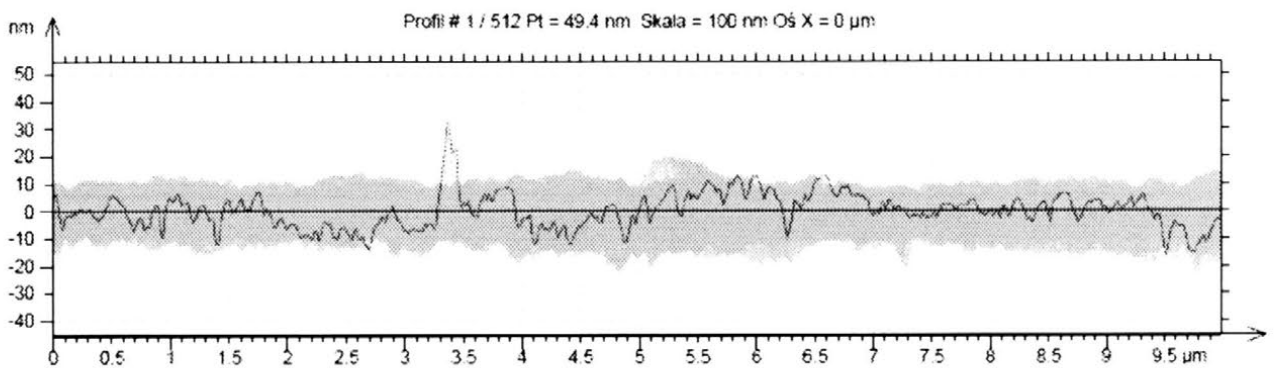
Podstawą do oceny mikro- i nanostruktury WW próbek na bazie węgla krzemu były profilogramy powierzchni w układzie przestrzennym 3D, które uzyskano przy użyciu mikroskopu sił atomowych (AFM) firmy VEECO Multimode 5-USA, będącego na wyposażeniu Instytutu Inżynierii Materiałowej Politechniki Łódzkiej. Mikroskop wyposażony był w sondę skanującą o częstotliwości rezonansowej $f = 325$ kHz i stałej sprężystości $k = 40$ N/m. Akwizycji obrazów dokonano z wykorzystaniem programu Nanoscope 7.3, natomiast do dalszej obróbki obrazów posłużył program MountainsMap 5. Każdorazowo analizowano obszar próbki o wymiarach 10×10 μm . Na podstawie

otrzymanych obrazów AFM wyznaczono parametry chropowości R_a , R_z oraz R_{max} .

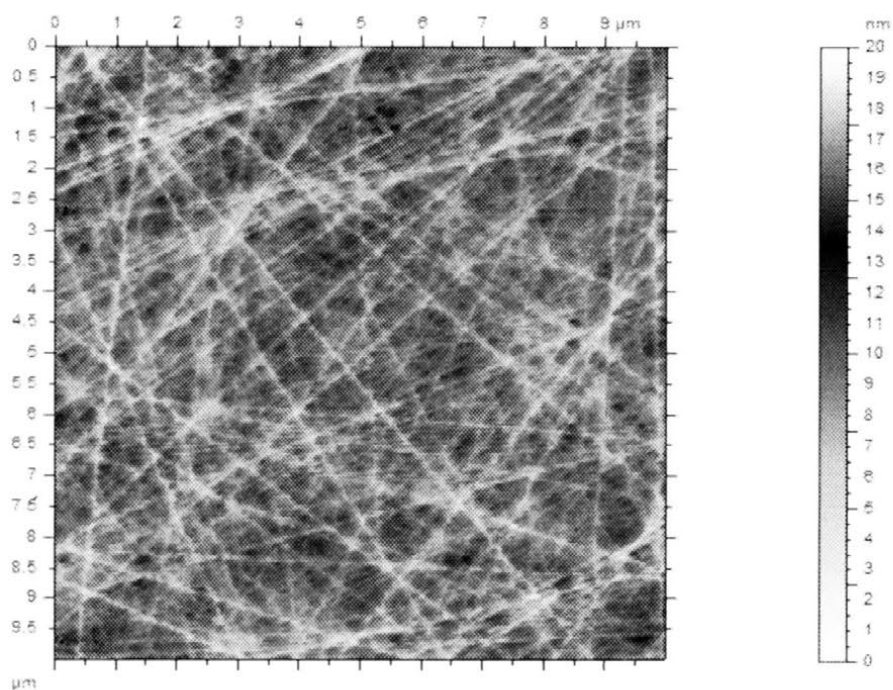
Przykładowe obrazy powierzchni próbek z SiC oraz profilogramy mikro- i nanostruktury po kolejnych etapach szlifowania i polerowania przedstawiono na rysunku 6 - 10.



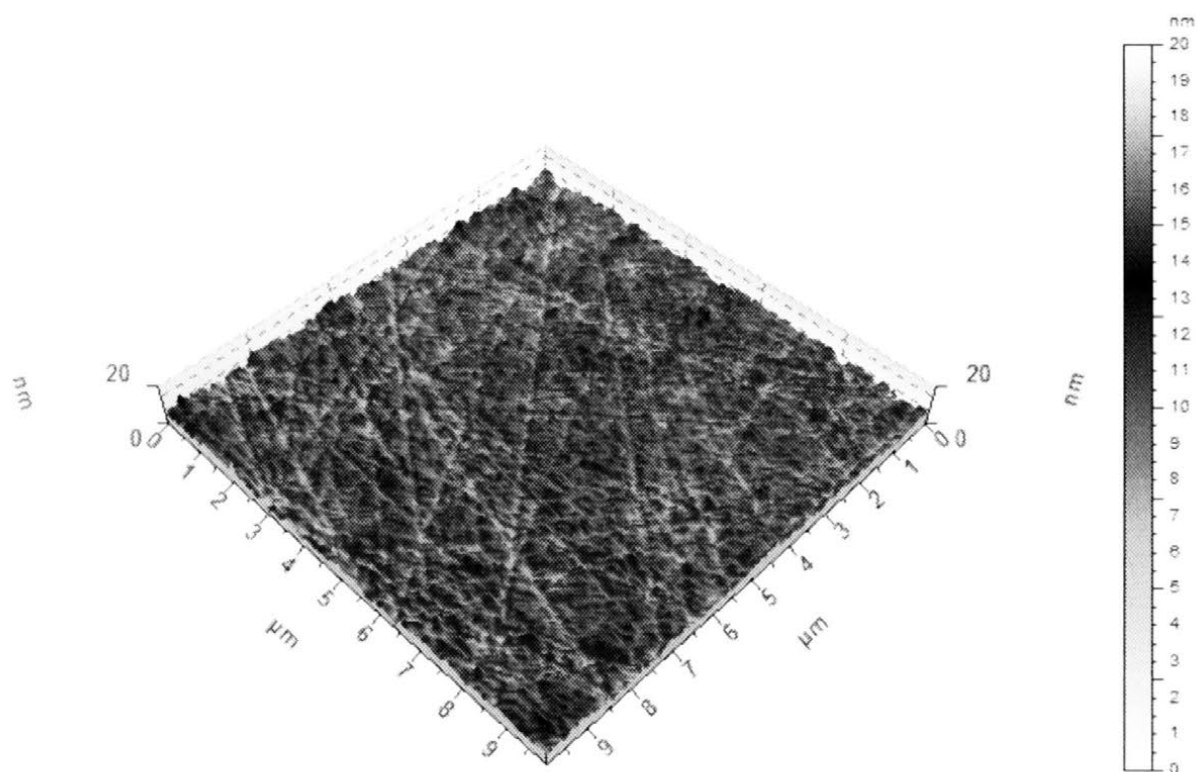
Rys. 6. Obraz powierzchni próbki z SiC w układzie 3D po drugim etapie szlifowania (ziarno diamentowe o wymiarze $40\ \mu\text{m}$)



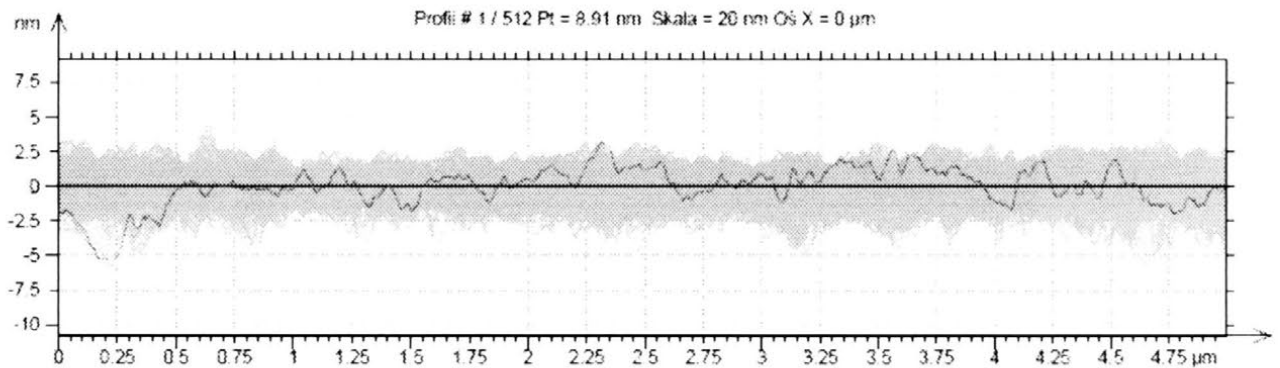
Rys. 7. Profilogram powierzchni próbki z SiC po drugim etapie szlifowania (ziarno diamentowe o wymiarze $40\ \mu\text{m}$); $R_a = 26,15\ \text{nm}$, $R_z = 44,3\ \text{nm}$, $R_m = 78,3\ \text{nm}$



Rys. 8. Obraz powierzchni próbki z SiC po polerowaniu wstępnym (ziarno diamentowe o wymiarze 3 μm); Ra = 11,7 nm, Rz = 17,4 nm, Rm = 18,2 nm



Rys. 9. Obraz powierzchni próbki z SiC w układzie 3D po końcowym etapie polerowania (roztwór tlenku ceru o wymiarze ziarna 1 μm)



Rys. 10. Profilogram powierzchni próbki z SiC po końcowym etapie polerowania (roztwór tlenku ceru o wymiarze ziarna $1\ \mu\text{m}$); $R_a = 5,43\ \text{nm}$, $R_z = 10,7\ \text{nm}$, $R_m = 12,3\ \text{nm}$

5. PODSUMOWANIE

Opracowano i sprawdzono eksperymentalnie technologię przygotowania WW struktur na bazie SiC metodą szlifowania i polerowania, porównano wybrane parametry SGP oraz morfologię WW [19]. Wyniki badań potwierdziły, że po końcowym etapie polerowania próbek ich powierzchnia charakteryzowała się nanometryczną chropowatością i równomierną fakturą. Powierzchnie próbek miały błyszczącą powierzchnię bez widocznych gołym okiem śladów obróbki mechanicznej.

Grubość próbek po końcowym polerowaniu wynosiła około $0,350\ \text{mm}$, a więc usunięto wymagane $150\ \mu\text{m}$ podłoża. Opracowany proces technologiczny zapewnia właściwe przygotowanie próbek w zakresie wymaganej chropowatości powierzchni oraz odpowiedniej jej czystości.

6. LITERATURA

- [1] Wright N.G., Horsfall A. B., Vassilevski K.: *Prospects for SiC electronics and sensors*, Materials Today, vol 11, pp.16-21, Jan-Feb 2008.
- [2] Weitzel Ch., Palmour J., Carter C., Moore K., Nordquist K., Allen S., Thero Ch., Bhatnagar M.: *Silicon Carbide High-Power Devices*, IEEE Transactions on Electron Devices 43 (10), pp. 1732-1738, 1996.
- [3] Bhatnagar M., Baliga B.: *Comparison of 6H-SiC, 3C-SiC and Si for Power Devices*, IEEE Transactions on Electron Devices 40 (3), pp. 645-655, 1993.
- [4] Iwami M.: *Silicon Carbide: Fundamentals*, Nuclear Instruments and Methods in Physics Research A466, pp. 406-411, 2001.

- [5] Sugawara Y.: *Recent Progress in SiC Power Device Developments and Application Studies*, ISPSD April 14-17 2003, Cambridge, UK, 2003.
- [6] Sugawara Y., et al.: *12-19kV 4H-SiC pin diodes with low power loss*, Proceedings of 13th International Symposium on Power Devices and ICs, pp. 27-30, 2001.
- [7] Zhao Jian H., Alexandrov P.: *Demonstration of the First 10-kV 4H-SiC Schottky Barrier Diodes*, IEEE Electron Device Letters, 24, pp. 402-404, 2003.
- [8] Paul Chow T.: *High-Voltage SiC Devices for Power Electronics Applications-Future Prospects*, 10th European Conference on Power Electronics and Application EPE 2003, Toulouse, 2003.
- [9] Paul Chow T.: *High-voltage SiC and GaN power devices* Microelectronic Engineering Volume: 83, Issue: 1, pp. 112-122, January 2006.
- [10] Chalker P.: *Wide band semiconductor materials for high temperature electronics*, Thin Solid Films 343-344, pp. 616-622, 1999.
- [11] Agarwal A., Seshadri S., MacMillan M., Mani S., Casady J., Sanger P., Shah P.: *4H-SiC p-n diodes and gate turnoff thyristors for high power, high-temperature applications*, Solid-State Electronics 44, pp. 303-308, 2000.
- [12] Carter C., Tsvetkov V., Glass R., Henshall D., Brady M., Müller S.: *Progress in SiC: from material growth to commercial device development*, Materials Science and Engineering 61-62, 1-8, 1999.
- [13] Edmond J., Kong H., Suvovrov A., Waltz D., Carter C.: *6H-Silicon Carbide Light Emitting Diodes and UV Photodiodes*, Physica Status Solidi 162, pp. 481-491, 1997.
- [14] Schwierz F., Kittler M., Forster H., Schipanski D.: *The potential of SiC and GaN for application in high speed devices*, Diamond and Related Materials 6, pp. 1512-1514, 1997.
- [15] Agarwal A., Scshardi S., Casady J., Mani S., MacMillan M., Saks N., Burk A., Augustine G., Balakrishna V., Sanger P., Brandt C., Rodrigues R.: *Status of SiC power devices at Northrop Grumman*, Diamond and Related Materials 8, pp. 295-301, 1999.
- [16] Lloyd A., Baranzahi A., Tobias P., Lundstrom I.: *High Temperature Sensors Based on Metal-Insulator-Silicon Carbide Devices*, Physica Status Solidi 162, pp. 493-511, 1997.
- [17] Gołąbczak M.: „*Polerowanie stopów magnezu*”, Współczesne problemy obróbki ściernej, pod redakcją J. Plichty, Politechnika Koszalińska, 2009, str. 517-526.
- [18] *BUEHLER BUYER'S GUIDE 2010-Materials Preparation and Analysis, Consumables, Equipment, Accessories.*

- [19] Banasiak H., Gołabczak A.: „Obróbka skrawaniem ścierna i erozyjna”, Politechnika Łódzka, 1996.

POLISHING OF SEMICONDUCTORED STRUCTURES MADE OF SILICON CARBIDE

***ABSTRACT:** In the paper the technology of honing process of samples made of silicon carbide using grinding and polishing method has been presented. Also the manufacturing process of machining and stand for polishing, selected investigation results concerning assessment of micro- and nanostructure of geometrical surface and morphology of surface layer of samples in this machining process have been depicted.*

^{*)} dr inż. Marcin GOŁĄBCZAK, Politechnika Łódzka, Katedra Technologii Maszyn, ul. Stefanowskiego 1/15, 90 - 924 Łódź, e-mail: marcin.golabczak@p.lodz.pl

^{**)} dr inż. Andrzej KUBIAK, Politechnika Łódzka, Katedra Przyrządów Półprzewodnikowych i Optoelektronicznych, ul. Wólczańska 211/215, 90 - 924 Łódź, e-mail: andrzej.kubiak@p.lodz.pl

^{***)} dr inż. Witold SZYMANSKI, Instytut Inżynierii Materiałowej, ul. Stefanowskiego 1/15, 90 - 924 Łódź, e-mail: witold.szymanski@p.lodz.pl

GLIKOL PROPYLENOWY JAKO CIECZ OBRÓBKOWA PODAWANA Z MINIMALNYM WYDATKIEM W STREFĘ SZLIFOWANIA

Ryszard Wójcik ^{*)}, Radosław Rosik ^{**)}

***STRESZCZENIE:** W pracy opisano fragment badań w którym wykorzystano ciecz obróbkową - glikol propylenowy podawany z minimalnym wydatkiem w strefę szlifowania stopów tytanu, ściernicami XGP i TGP. Badaną ciecz obróbkową porównano z innymi. Przedstawiono wyniki pomiaru sił i rozkładu chropowatości uzyskanych w wyniku procesu szlifowania powierzchni płaskich*

1. WSTĘP

Podawanie cieczy obróbkowej w obszar szlifowania z minimalnym wydatkiem (MQL) jest technologią która pozwala na zmniejszenie kosztów produkcji [1, 2]. Stąd poszukiwania cieczy obróbkowych tanich, a jednocześnie nieszkodliwych dla środowiska.

W procesie szlifowania ważnym elementem jest dobór odpowiedniego smarowania oraz warunków skrawania. Dlatego największą zaletą tego systemu jest dobre odprowadzenie ciepła ze strefy szlifowania oraz dobre smarowanie zmniejszające tarcie, co ma wpływ na jakość powierzchni.

w Instytucie Obrabiarek i Technologii Budowy Maszyn realizowane są badania obejmujące nową ciecz obróbkową- glikol propylenowy który porównano z cieciami obróbkowymi (CO) o nazwach handlowych: Biocut 3000, Mikro 3000, Ecocut 3000 szlifowania.

2. WARUNKI BADAŃ

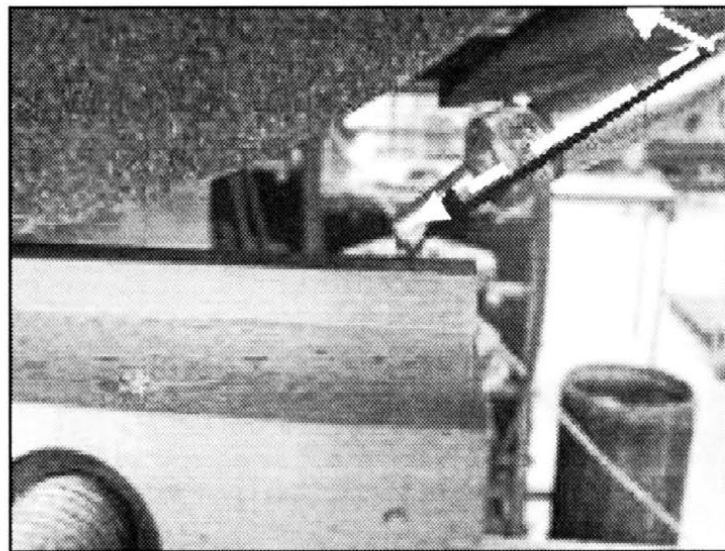
Do badań nowej cieczy obróbkowej (glikolu propylenowego) i jej oddziaływania na szlifowany materiał wykorzystano próbki z stopu tytanu: Tigr5, Ti6Al4V oraz inne CO w celu porównania z glikolem [5]. Porównań dokonano w zakresie sił skrawania, natomiast z parametrów warstwy wierzchniej wybrano

chropowatość powierzchni. Określono również stopień odkształceń spowodowanych procesem szlifowania

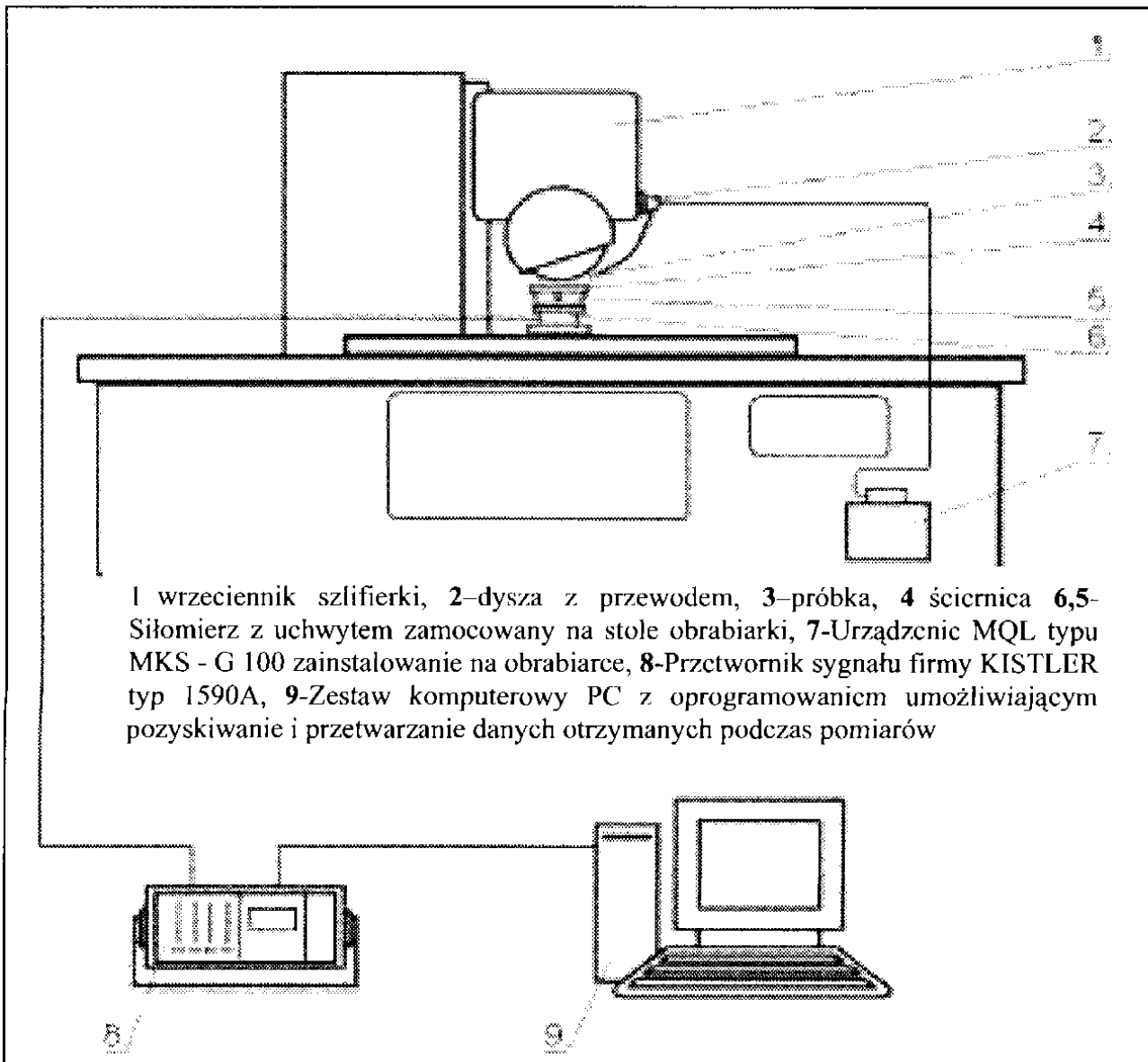
Celem badań było uzyskanie właściwych warunków smarowania, pozwalających uniknąć przypaleń, mikropęknięć powierzchni oraz związanymi z nimi odkształceń zwłaszcza gdy próbki są małej grubości. W pierwszej części badań mierzono rozkład siły i analizowano wielkość odkształceń. W drugiej części badań natomiast mierzono parametr chropowatości powierzchni Ra.

W badaniach procesu szlifowania do pomiaru sił skrawania wykorzystano siłomierz 9321B, na którym zamocowano imadło, wraz z próbką. Sygnał z siłomierza był przesyłany do wzmacniacza 5011A, który połączono z kartą DAS 1602 w komputerze.

Szlifowano ściernicami nowej generacji: 5TGP, 3XGP, materiały trudnoobrabialne – stopy tytanu. Dzięki temu można było porównać zachowanie glikolu propylenowego dla różnych ściernic. Szlifowano powierzchnie płaskie wgłębnie próbki o wymiarach 100 x 10 x 10 mm. Przed każdą próbą szlifowania ściernicę obciążano diamentem jednoziarnistym, stosując posuw diamentu podczas obciążania równy $\sim 0,5$ mm/s (rys 2b), w trakcie regeneracji podawany był glikol propylenowy na czynną powierzchnię ściernicy w strefę regeneracji czynnej powierzchni ściernicy. Ciecz obróbkowa była podawana na powierzchnię próbki pod ciśnieniem $p=0,6$ MPa, wydatek CO 50 ml/godzinę, odległość od powierzchni próbki 4 mm, kąt pochylenia dyszy 25° . Na rysunku 1 przedstawiono poszczególne pozycje położenia dyszy względem ściernicy lub przedmiotu, a na rysunku 2 stanowisko badawcze i sposób połączenia poszczególnych elementów.



Rys. 1. Stanowisko badawcze - sposób podawania cieczy obróbkowej z minimalnym wydatkiem



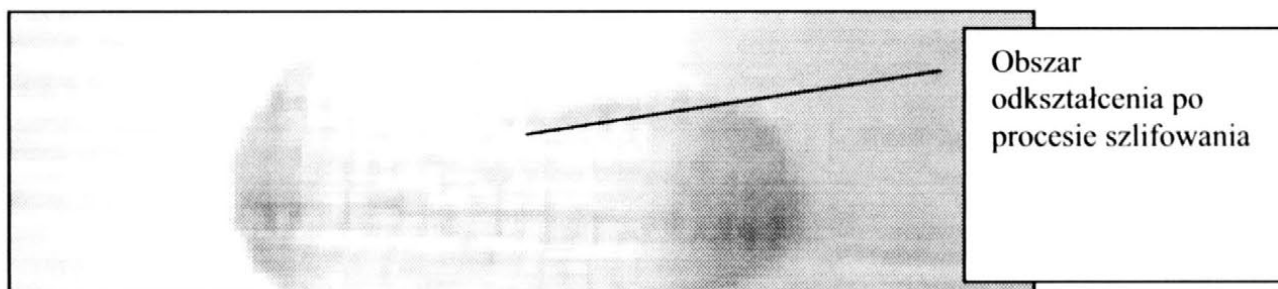
Rys. 2. Stanowisko badawcze

W badaniach wykorzystano próbki ze stopów tytanu: TIGR5 (Tytan Grade 5), o składzie w %: C 0,23; Fe 0,15; Al. 6,5; V 4,4; N 0,017; O 0,13; H 0,0024; Ti reszta. Próbki szlifowano metodą wgłębną na szlifierce do płaszczyzn SPD – 30b firmy JOTES z następującymi parametrami:

- prędkość przedmiotu $v_w = 0,2$ m/s,
- głębokości szlifowania $a_e = 0,02$ mm,
- prędkość ściernicy $v_s = 25$ m/s,
- kierunek szlifowania współbieżny.

Po zakończeniu szlifowania na próbkach w 5-ciu punktach, przeprowadzono pomiar chropowatości powierzchni za pomocą przyrządu firmy MITUTOYO. Na rysunku 3 pokazano odkształcenie próbki spowodowane szlifowaniem

i usuwanie ich skutków po przez zabielenie powierzchni celem określenia wielkości odkształcenia.



Rys. 3. Odkształcenie próbki spowodowane szlifowaniem i usuwanie ich skutków

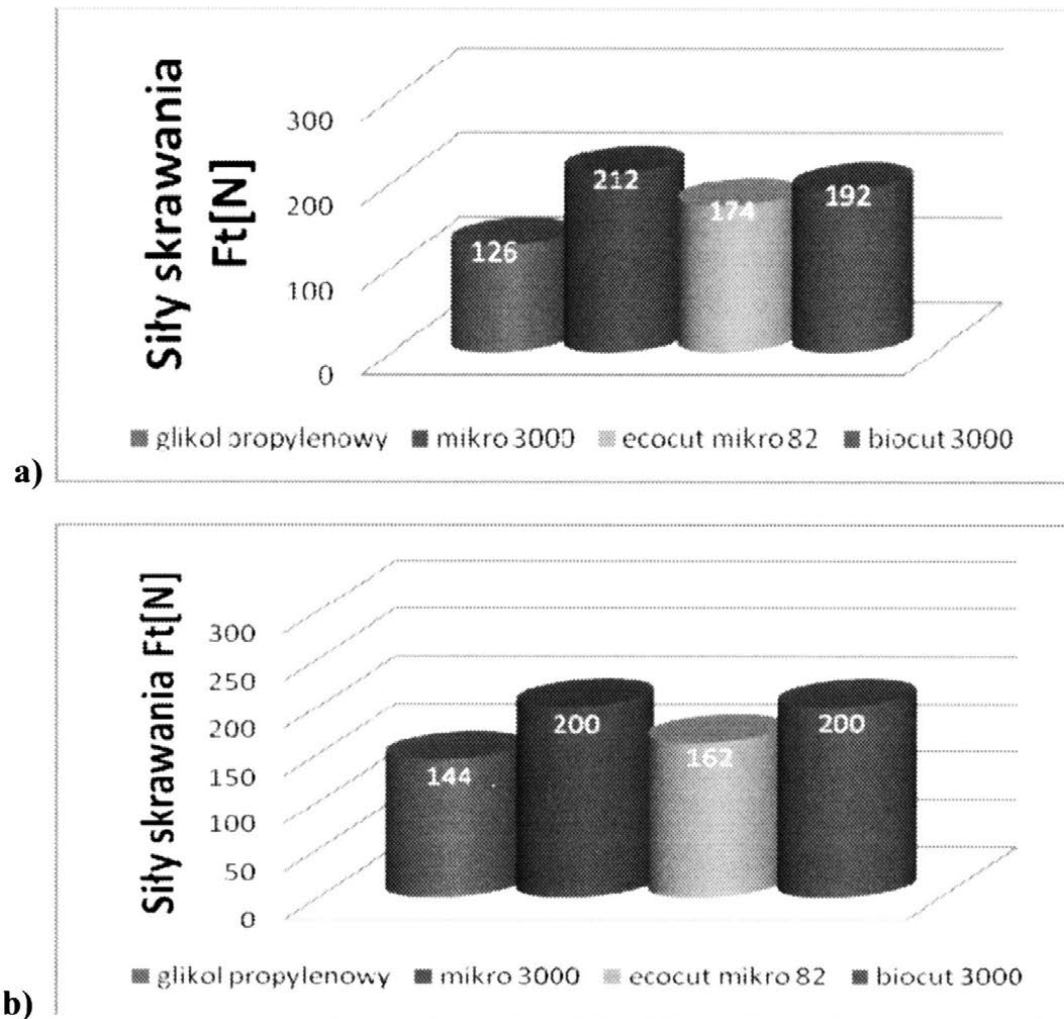
3. WYNIKI BADAŃ

W badaniach zastosowano oznaczenia poszczególnych cieczy obróbkowych w celu łatwiejszego opisu wykresów. Stąd poszczególne ciecze oznaczono następująco:

- GP - Glikol polipropylenowy,
- MC - Micro 3000,
- EC - EcoCut mikro 82,
- BO - Biocut 3000.

Podczas szlifowania stopu tytanu TIGR5 z udziałem cieczy obróbkowej podawanej z minimalnym wydatkiem - glikolu propylenowego uzyskano mniejsze wartości siły skrawania F_t dla wszystkich badanych ściernic. Na rysunku 4a i 4b, porównano wartości sił skrawania podczas szlifowania powierzchni płaskich z udziałem glikolu polipropylenowego, Micro 3000, EcoCut mikro 82 i Biocut 3000.

Porównując ciecze glikol propylenowy i Biocut 3000 różnica wartości siły dla ściernicy 5TGP wyniosła aż 66 N (192-126) na korzyść glikolu. Dla ściernicy 3XGP przy zastosowaniu glikolu siły uzyskano także mniejsze, różnica wynosi 56 N (200-144). Przy zastosowaniu glikolu propylenowego jako CO podawanej z minimalnym wydatkiem, nie zaobserwowano uszkodzeń w postaci przypaleń materiału w porównaniu innych cieczy.



Rys. 4. Siły skrawania podczas szlifowania stopu tytanu TIGR5 z udziałem cieczy obróbkowych podawanych z minimalnym wydatkiem w strefę skrawania, ściernicami: a) 5TGP, b) 3XGP

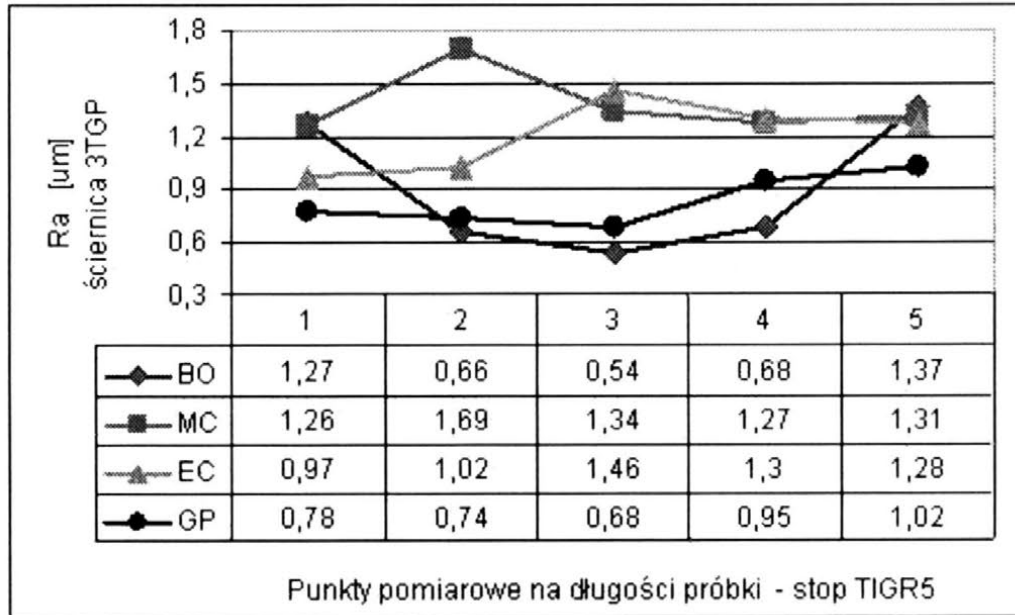
Po jednym przejściu wgłębnym na głębokość 0,02 mm mierzono chropowatość powierzchni w pięciu punktach pomiarowych prostopadle do kierunku szlifowania.

Analizując chropowatość powierzchni, należy podkreślić że jest ona korzystna (najmniejsze R_a) na całej długości szlifowanej próbki w przypadku zastosowania glikolu propylenowego i porównywalna do biocut'a 3000 w środkowej części obszaru mierzonej próbki podczas szlifowania ściernicą 5TGP, rys. 5. Pozostałe ciecze obróbkowe stosowane w procesie szlifowania stopu tytanu TIGR 5 wypadły poniżej oczekiwań.

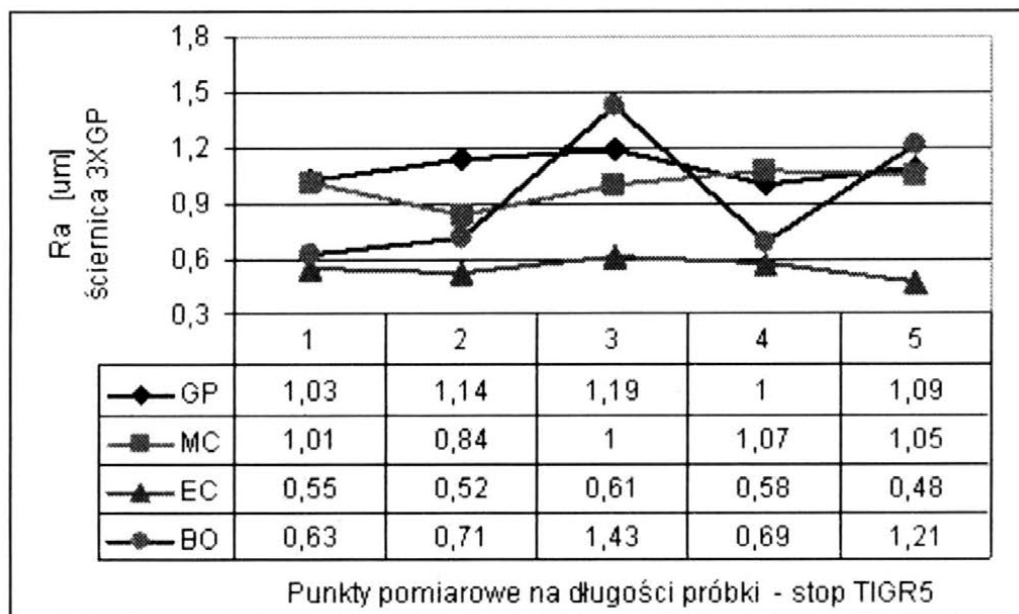
W badaniach szlifowania z udziałem ściernicy 3XGP (rys. 6) stopu tytanu, wszystkich badanych cieczy obróbkowych, najkorzystniejszy rozkład chropowatości R_a uzyskano dla CO oznaczonej EC - EcoCut mikro 82,

chropowość mieściła się w przedziale wartości od 0,48 – 0,55 μm i znacznie odbiegała od pozostałych badanych cieczy obróbkowych, dla porównania:

- GP - Glikol polipropylenowy $R_a=1,00 - 1,19 \mu\text{m}$,
- MC - Micro 3000, $R_a=1,00 - 1,07 \mu\text{m}$,
- BO - Biocut 3000, $R_a=0,63 - 1,43 \mu\text{m}$.



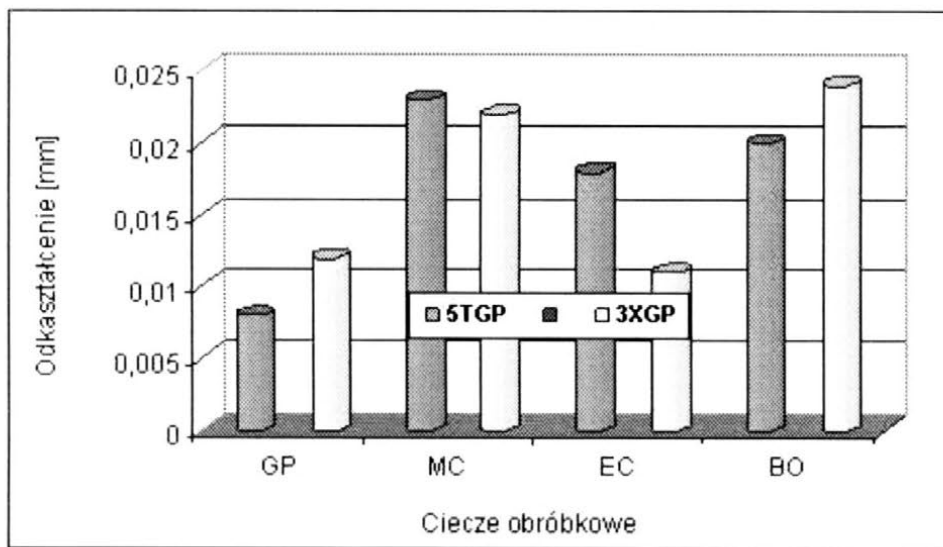
Rys. 5. Rozkład chropowości dla różnych cieczy obróbkowych podczas szlifowania stopu tytanu TIGR5 ściernicą 5TGP



Rys. 6. Rozkład chropowości dla różnych cieczy obróbkowych podczas szlifowania stopu tytanu TIGR5 ściernicą 3XGP

Podczas procesu szlifowania starano się określić wielkość odkształceń które powstawały w trakcie procesu szlifowania próbek płaskich o kształcie prostokątnym. W zależności od zastosowanej cieczy obróbkowej (CO), próbki ulegały odkształceniu (wygięciu). Proces szlifowania wykorzystano w następujący sposób do określenia wielkości odkształcenia. Po uzyskaniu przez próbki temperatury otoczenia powtórnie szlifowano z głębokością $a_e=0,005$ mm, chłodząc ją emulsją do całkowitego zabielenia powierzchni szlifowanej (rys.3). W ten sposób starano się określić wielkość odkształcenia próbki, co zaprezentowano na rysunku 5 dla procesu szlifowania ściernicą 5TGP i 3XGP z udziałem badanych CO.

Najmniejsze odkształcenie próbki płaskiej uzyskano szlifując ściernicą 5TGP stop tytanu TIGR5 (rys.7) z udziałem cieczy obróbkowej oznaczonej jako GP – 0,008 mm, największe dla cieczy obróbkowej MC – 0,022 mm. Dla ściernicy 3XP w procesie szlifowania GP – 0,012 mm a największe odkształcenie dla CO oznaczonej BO – 0,023 mm.



Rys.7. Odkształcenia próbek płaskich podczas szlifowania ściernicami 5TGP i 3XGP

3. WNIOSKI

Z badań wynika, że nowo zaproponowana ciecz obróbkowa - glikol propylenowy - może być stosowany jako płyn smarujący w procesie szlifowania podawany z minimalnym wydatkiem od 10-50 ml/godzinę, zwłaszcza materiałów trudnoobrabialnych – stopów tytanu.

Glikol propylenowy jest znacznie tańszy i łatwiej dostępny od cieczy obróbkowych stosowanych dotychczas w procesie szlifowania, nie jest szkodliwy

dla zdrowia i środowiska, posiada lepsze właściwości smarujące od klasycznych cieczy obróbkowych. Dzięki lepszym właściwościom smarującym jego zużycie podczas szlifowania jest znacznie mniejsze niż płynów obróbkowych dotychczas stosowanych. Ponadto szlifowanie z jego udziałem prowadzi do zmniejszenia sił skrawania w porównaniu do innych cieczy obróbkowych sprawdzanych w badaniach, zmniejsza się zagrożenie zmiany kształtu i uszkodzenia warstwy wierzchniej przedmiotów o małej grubości podczas szlifowania. Z badań wynika, że nie dla wszystkich ściernic nowej generacji można uzyskać właściwy stan warstwy wierzchniej i odkształceń.

4. LITERATURA

- [1] Oczóś K. E.: *Doskonalenie strategii chłodzenia i smarowania w procesach obróbkowych*. Mechanik 2004/10, str. 597-649.
- [2] Wójcik R., Kruszyński B.: *Szlifowanie powierzchni płaskich z zastosowaniem minimalnego smarowania (minimum quantity lubrication - mql)*. XXVII Naukowa Szkoła Obróbki Ściernej, Kraków- 2003.
- [3] Kruszyński B., Wójcik R.: *Residual Stress in Grinding*. Journal of Materials Processing Technology, 2002.
- [4] Oczóś K. E.: *Rozwój innowacyjnych technologii ubytkowego kształtowania materiałów, część II Szlifowanie*. Mechanik 75(2002),10.
- [5] Rosik R.: zgłoszenie patentowe „*Nowe zastosowanie glikolu propylenowego*,” nr P-390424.

PROPYLENE GLYCOL CUTTING FLUID SUPPLIED INTO GRINDING ZONE WITH MINIMUM QUANTITY LUBRICATION TECHNIQUE

ABSTRACT: *In the paper excerpt of investigation concerning propylene glycol applied as cutting fluid supplied into workpiece/grinding wheel interface with MQL technique. Difficult to cut material such as titanium alloys ground by means of new generation XGP and TGP grinding wheels were taken into consideration. Also influence of different types of cutting fluids application were presented.*

^{*)} dr hab. inż. Ryszard WÓJCIK, Politechnika Łódzka, Instytut Obrabiarek i TBM, ul. Stefanowskiego 1/15, 94-924 Łódź

^{**)} mgr inż. Radosław ROSIK, Politechnika Łódzka, Instytut Obrabiarek i TBM, ul. Stefanowskiego 1/15, 94-924 Łódź

WŁAŚCIWOŚCI POWIERZCHNI PO OBRÓBCE ŚCIERNEJ

ANALYSIS OF THE POSSIBLE INFLUENCE IN DETERMINING OF THE ROUGHNESS PROFILE IN REAL NON-PERIODIC SURFACES BY APPLICATION OF GAUSSIAN AND 2RC FILTERS

Mite Tomov^{*)}, Piotr Cichosz^{**)}, Mikolaj Kuzinovski,^{*)}
Neven Trajčevski^{***)}

ABSTRACT: *Non-periodic real etalon surfaces representative of grinding and lapping process are measured and considered. The function of Gaussian and 2RC filter in determining the roughness profile from the measured (total) profile are represented. The metrological characteristics are noticed on both filters. Comparisons of the roughness profile obtained by filtering by use of the Gaussian and 2RC filter are introduced. Imperfection and limitations of Gaussian filter and possible influences to determine of roughness profile for non-periodic real surfaces are analyzed. Emphasized is the phase distortion of filter mean line obtained using 2RC filter and its possible influences to determine of roughness profile for non-periodic surfaces. Influence of filtering process according to ISO 13565-1:1996 for roughness profile with have deep valleys for measured surfaces are analyzed. Advert to the new filtering techniques in surface metrology developed to overcome limitations arising from the use of Gaussian and 2RC filters.*

1. INTRODUCTION

Geometric structure of engineering surfaces can be reviewed on macro, medium and micro plan. Surface review on macro plan provides determination of deviations from desired form and dimensions. Surface waviness can be gained by review of surface on medium plan, while as roughness on micro plan. Review of geometric structure of surface of a surface layer as deviation from form, waviness and roughness is widely accepted and standardized [1,2,3]. The idea for such surface review comes from the fact that roughness, waviness and form have

various effects upon part functionality in many aspects. However, this review, imposes a dilemma where is the real boundary between roughness, waviness and form. Separation of roughness, waviness and form from measured total profile is provided by means of a filtration process. Two filtration methods are developed, known as E filtration system and M filtration system [4]. Implemented and defined are three types of profile filters λ_s , λ_c and λ_f . Procedure for obtaining roughness and waviness profiles and sequence of application of profile filters is standardized in ISO 4287:1997[5]. It should be underlined that the American national standard ASME B46.1-2002[6] does not define filter λ_f , i.e. it is considered that length at which roughness profile is determined is small in order to determine its form, as well. Division of filters into low-pass and high-pass ones is found in literature. As low-pass filter is considered the profile filter λ_s , while as λ_c is considered as a high-pass one [4].

2. METROLOGY CHARACTERISTICS OF GAUSSIAN AND 2RC FILTERS

2.1. 2RC filter

Analogic (hardware) 2RC filter is a electrical network of two capacitors and two resistors and is the oldest filter used in construction of analogue profilometers for measuring surface topography. With the occurrence of digital profilometers, Whitehouse and Reason in 1965 [4], a software solution is implemented as replacement for hardware 2RC filter. Basic metrology characteristics of digital high-pass 2RC profile filter are weighting function and transfer characteristic, standardized in ASME B46.1 -2002 [6]. In [6] are given graphic interpretations of weighting function and transfer characteristic. Nowadays, 2RC profile filter is discarded from International ISO standards. Weighting function of 2RC filter is given with [6]:

$$S(x) = \frac{A}{\lambda_c} \left(2 - A \frac{|x|}{\lambda_c} \right) \exp \left(-A \frac{|x|}{\lambda_c} \right) \quad (1)$$

where: $A=3,64$ for 75 % transmission at λ_c , x is the position in millimeters from the origin of the weighting function ($-\infty < x < 0$), and λ_c is the long wavelength roughness cut-off.

Roughness profile could be gained by subtracted of filter mean line from primary profile. 2RC filter mean line is gained by convolving the primary profile with weighing function given in equation (1). Weighting function is generated in

interval $-2\lambda_c \leq x \leq 0$, since a nonsymmetrical filter is in question in terms of the start of profile filter [4,7].

Then, filter mean line of primary profile determined by using 2RC filter does not represent the waviness profile [4,7]. 2RC filter is characterized with some disadvantage that may limit its application. Its non-linear phase as a result of which a phase distortion of filter mean line in terms of primary profile occurs is the most mentioned disadvantage of 2RC filter. The phase distortion is mostly expressed by increase of cut-off length and contributes to occurrence of fictitious characteristic of roughness profile. Sensitivity of 2RC filter on deep valleys of primary profile causes pulled down of filter mean line from mean portion of profile towards the valley. Distortions of filter mean line towards ends of primary profile are also characteristics that could be considered as 2RC filter disadvantage. Due to this occurrence shortening of part of primary profile is practiced in length of $2\lambda_c$ from its start [4], which contributes to inapplicability of 2RC filter when measuring very short profiles.

2.2. Gaussian filter

Incomparably, nowadays most commonly used profile filter in surface metrology is the phase-correct Gaussian filter with metrology characteristics standardized in ISO 11562:1996 [8] and ASME B46.1 -2002 [6]. In [6,8] are given graphic interpretations of weighting function and transfer characteristic. Weighting function of Gaussian filter is given with [6,8]:

$$S(x) = \frac{1}{\alpha\lambda_c} \exp \left[-\pi \left(\frac{x}{\alpha\lambda_c} \right)^2 \right] \quad (2)$$

where $\alpha = \sqrt{\ln 2 / \pi} = 0.4697$, x is the position from the origin of the weighting function and λ_c is the long-wavelength roughness cut-off.

Roughness profile is gained as a difference between primary profile and filter mean line determined with Gaussian profile filter. Against ASME B46.1 - 2002 filter mean line, determined with Gaussian profile filter, presents the waviness profile.

Gaussian filter has a linear phase and does not cause phase distortion of filter mean line in terms of primary profile and therefore is mostly called phase-correct profile filter. Filter mean line determined with Gaussian filter has distortion on profile ends as a result of the openness of primary profile which is not the case when it is applied on closed profiles. The effect of this deviation of Gaussian filter mean line is removed by shortening roughness profile in terms of primary profile

for one length of λ_c , i.e. per one half of λ_c on both profile ends. Shortening parts of roughness profile in value of one λ_c makes Gaussian filter inapplicable when measuring very short profiles, which could be considered as its disadvantage. Sensitivity to deep valleys on primary profile results into pulled down of filter mean line from mean portion of primary profile towards the valley, and later on by creating a fictitious characteristic of roughness profile in valley proximity again another negative characteristic of Gaussian filter. For overcoming this disadvantage ISO 13565-1:1996 [9] foresees special filtration mode for primary profiles with deep valleys. The filtration process according to [9] is developed in several stages. Initially a filter mean line is determined for the primary profile by means of a phase-correct filter (Gaussian profile filter). Then, valleys of primary profile are removed below filter mean line thereby obtaining a new primary profile. A new filter mean line is determined on that new gained profile, which filter mean line participates in determination of roughness profile. It is significant to mention that standard ISO 13565-1:1996 provides much freedom in application of this filtration mode. Only condition for application of this filtration mode is primary profile to have deep valleys without precise defining how many should be in number in certain measuring length or how much should be the value of valleys in order to apply this process.

3. DETERMINATION OF FILTER MEAN LINES AND ROUGHNESS PROFILES ON REAL ETALON SURFACES BY APPLICATION OF MATLAB (R2009B)

It is clear that for forms of profiles wherein waviness and form profiles participate in high extent, disadvantage and limitations of Gaussian and 2RC filter are extremely expressed and their effects upon roughness profile are visually visible.

Usage of contact (stylus) profilometers, which have pick-up with skid provide obtaining primary profiles on which skid has already did mechanical filtration, wherein waviness and form profiles are removed from measured profile [10]. There of need is imposed for determining effects of disadvantage and limitations of Gaussian and 2RC filter on primary profiles gained by measuring real surfaces where waviness and form are not expressed. For the purpose real non-periodic etalon surfaces representatives of machining with grinding and lapping are measured. Stylus profilometer Surtronic 3+ with pick-up TYPE 112-2672 (DCN 001) with stylus radius of 2 μm and skid radius of 8.7 mm is used for measurements on real surfaces. Coordinates of points on primary profiles are gained by means of software TalyProfile, Version 3.1.4. Software TalyProfile is professional commercial software of closed type with fitted recommendations

against International standards, in which user does not have ability for overview and correction. Therefore software TalyProfile can not be used for determining roughness or waviness profile, which is going to have length equal to primary profile. Other limitation comes from the point that TalyProfile does not provide overview of filter mean lines gained by using profile filters, but only of waviness profile, which is not the same. Automatic filtration when calculating roughness parameters by means of Gaussian filter, without taking into account whether measured profile is gained with a profilometer with or without a skid is also a significant limitation of TalyProfile. In these researches, software package Matlab (R2009b) is used for simulating filtration process by means of Gaussian and 2RC profile filters and obtaining profile mean lines and roughness profile. Weighting functions of Gaussian and 2RC filter provided with equations (1) and (2) are used for obtaining filter mean lines. Primary profiles, filter mean lines and roughness profiles gained from non-periodic real etalon surfaces are presented on Fig. 1,2,3 and 4.

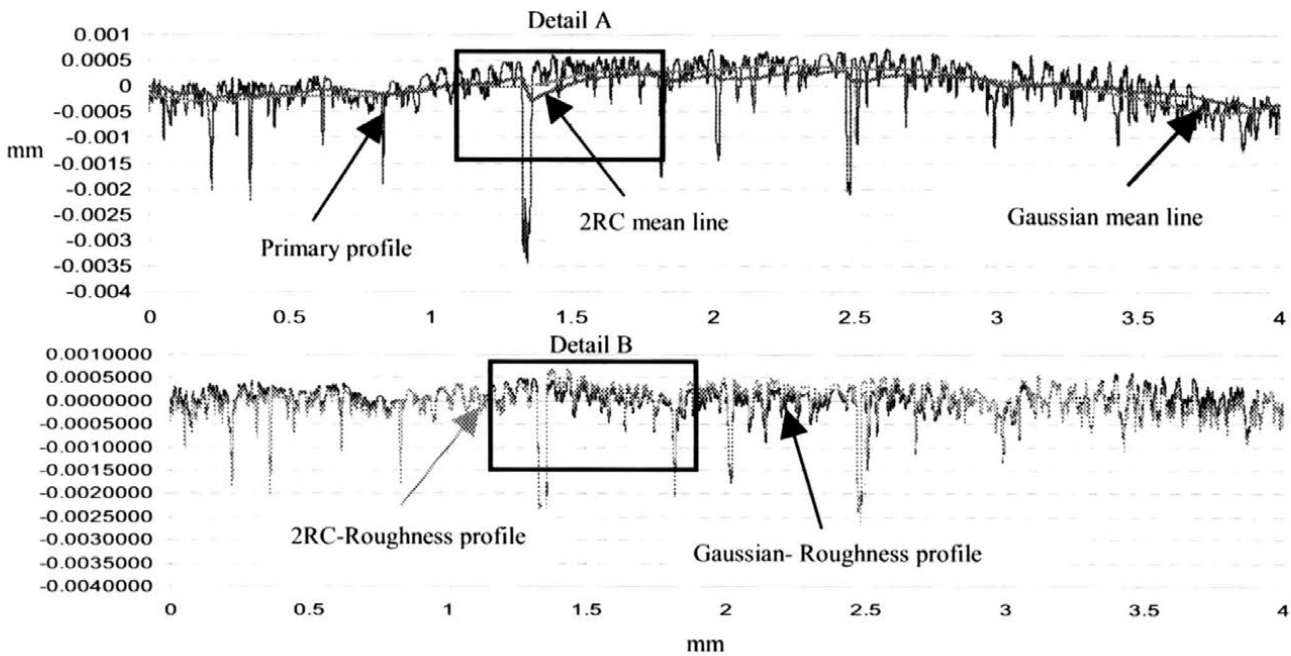


Fig. 1. Primary profile, filter mean lines and roughness profiles gained from non-periodic real surface- machining with grinding, with $R_a=0.2 \mu\text{m}$

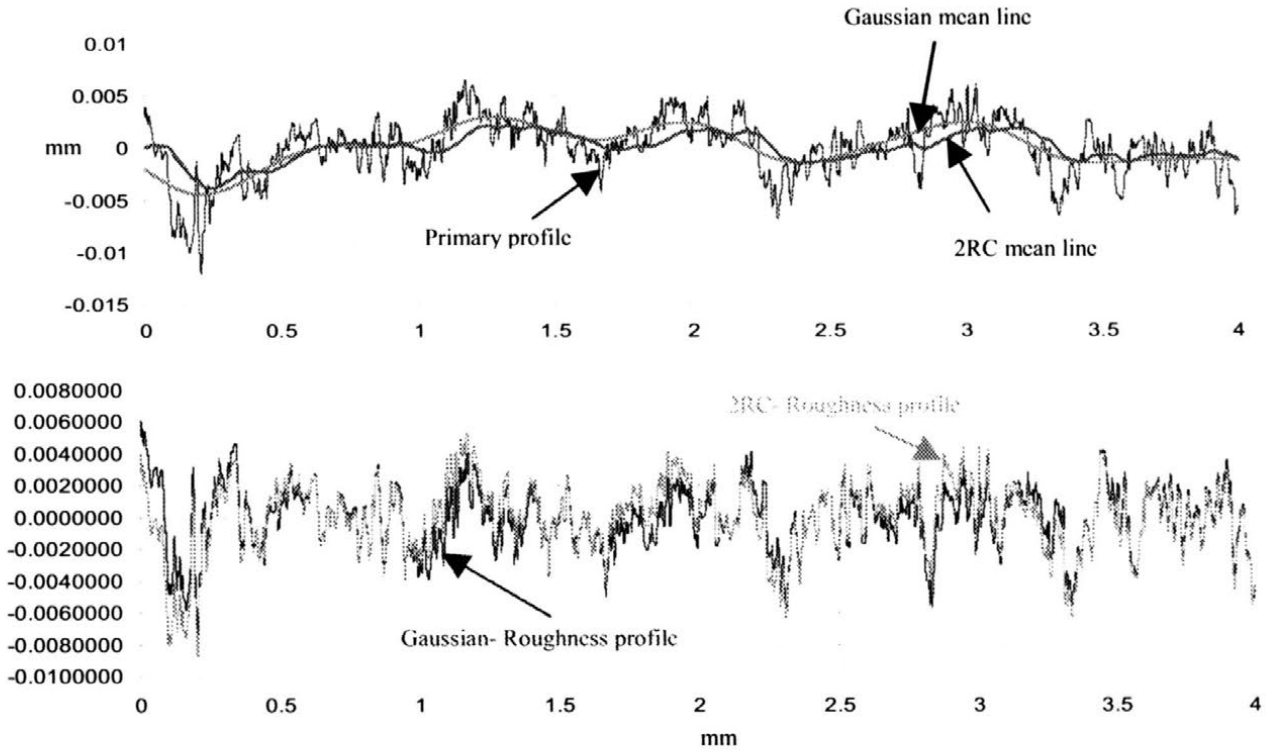


Fig. 2. Primary profile, filter mean lines and roughness profiles gained from non-periodic real surface- machining with grinding, with $R_a=1.6 \mu\text{m}$

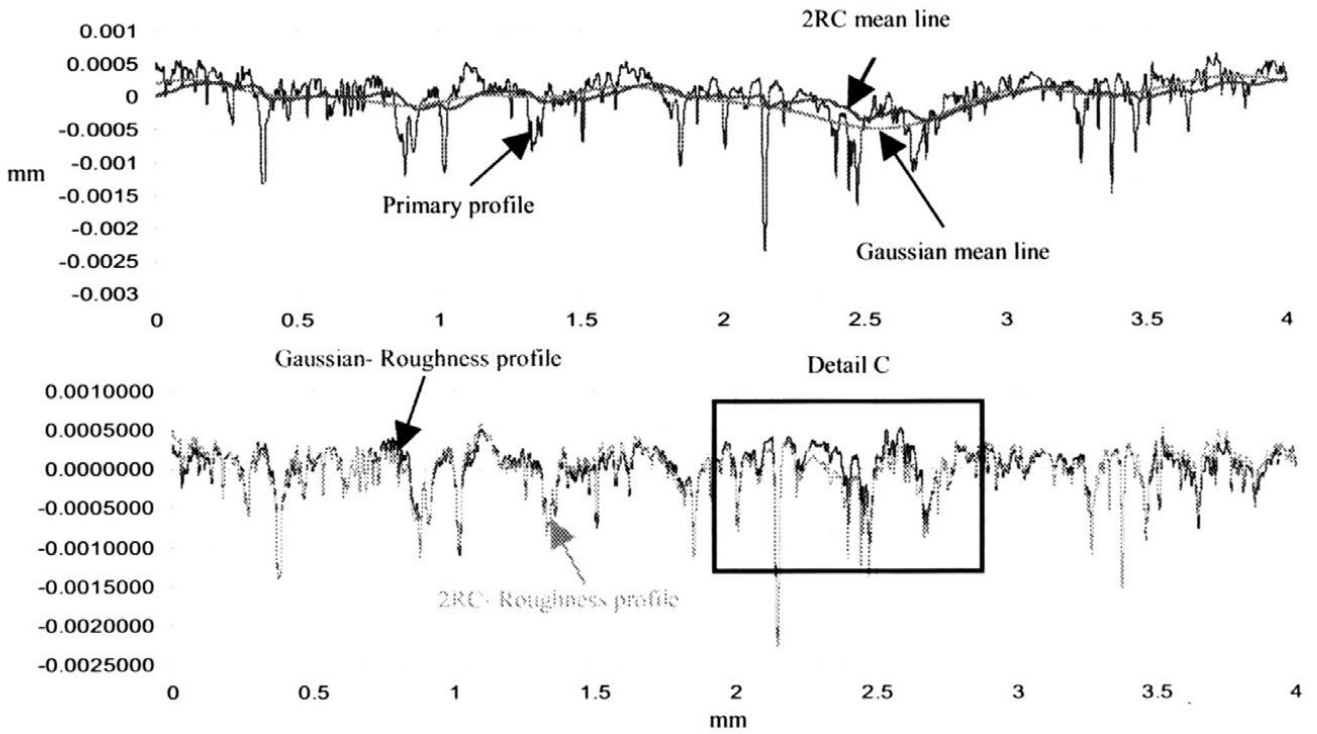


Fig. 3. Primary profile, filter mean lines and roughness profiles gained from non-periodic real surface- machining with lapping, with $R_a=0.2 \mu\text{m}$

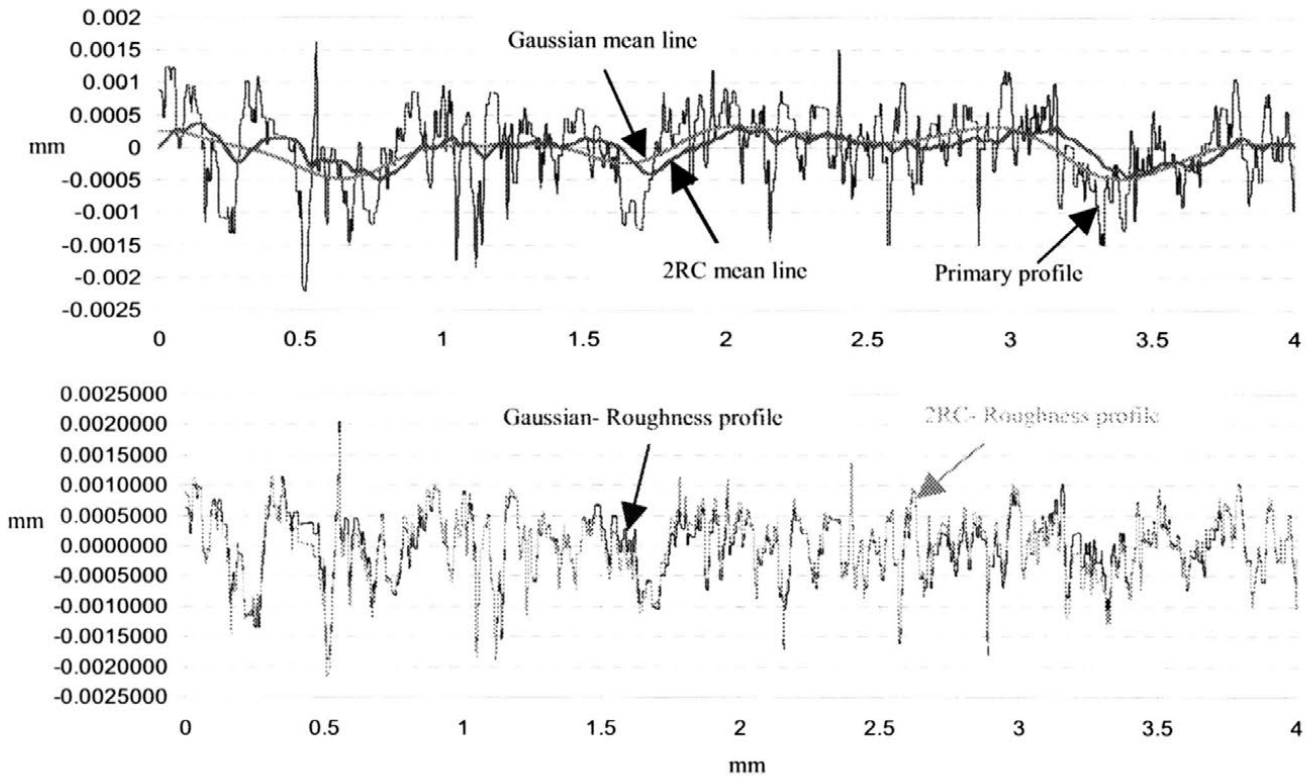


Fig. 4. Primary profile, filter mean lines and roughness profiles gained from non-periodic real surface- machining with lapping, with $R_a=0.4 \mu\text{m}$

4. ANALYSIS OF INFLUENCE OF PROFILE FILTER CHARACTERISTICS UPON GAINED ROUGHNESS PROFILES

Non-periodic primary profiles gained by measuring real etalon surfaces-representatives of machining with grinding with various values of R_a are presented on Fig. 1 and 2. The fact that the form of these profiles is non-periodic against whole profile length permits to see and conclude that disadvantage of Gaussian and 2RC profile filters shall be differently expressed against profile length. Primary profile on Fig. 1 characterizes with small presence of waviness and expressed individual valleys. Due to waviness absence and the position at start and end of primary profile around zero value per z-axis, distortions of mean filter lines on profile ends shall not have much effect therefore shortening of roughness profile in terms of primary profile is not of significant importance. Here, the high sensitivity of 2RC profile filter on individual valleys of primary profile, detail A, Fig. 1, has to be underlined, which results in pulled down of filter mean line from mean portion of primary profile towards the valley. This pulled down of mean line later on cause's distortion of roughness profile in valley proximity and creation of fictitious characteristic of roughness profile, detail B Figure 1. It can be also seen on same

Fig. that distortion in valley proximity is going to occur also when using Gaussian profile filter, however shall be smaller because filter mean line is not phase dislocated in terms of primary profile i.e. valley. Comparison of roughness profiles gained by Gaussian and 2RC profile filters indicates that there are segments of profiles wherein they overlap and segments wherein they differ. Roughness profile gained by Gaussian profile filter is already “smooth” in terms of zero value per z-axis. Differences of profile forms in some segments contribute to various location of mean line, with which roughness parameters are determined.

Expressed waviness per whole length of primary profile is present on profile presented on Fig. 2. In such case the effect of disadvantage of Gaussian and 2RC profile filters is obvious. Distortion at start of 2RC filter mean line is extremely expressed. Still, crucial role for discrepancy of roughness profiles against their whole length has the phase distortion of 2RC filter mean line. Here it can be also seen that roughness profile gained with Gaussian profile filter is more “smooth” in terms of zero value per z-axis.

Roughness profiles representatives of machining with lapping are characterize with deep valleys, Fig. 3 and 4. For such primary profile forms, sensitivity of filter mean lines on Gaussian and 2RC filters on deep valleys and phase distortion of 2RC mean line are main disadvantage that contribute to creation of fictitious characteristics of roughness profile, excessively expressed on detail C Fig. 3.

4.1. Filtration according to ISO 13565-1:1996

Presence of deep individual valleys on non-periodic profile, presented on Fig. 1, provides application of filtration process according to ISO 13565-1:1996 [9].

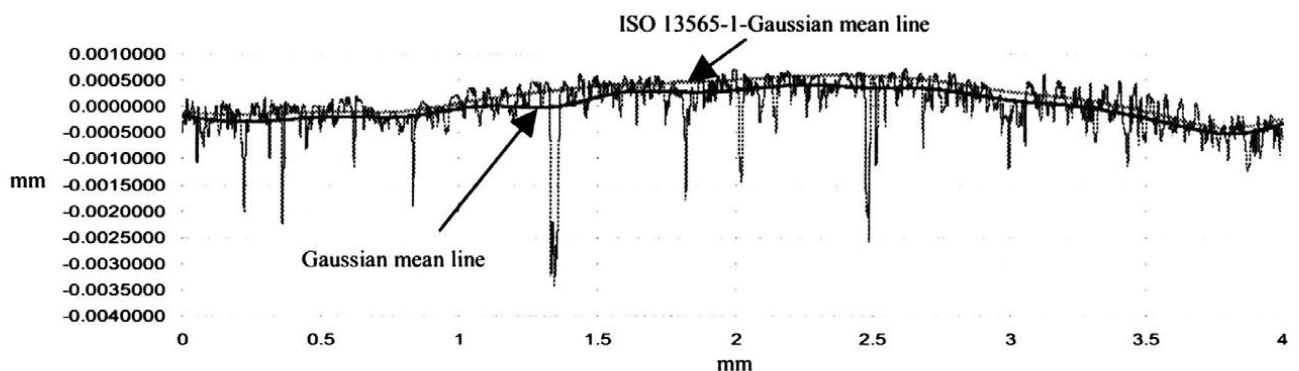


Fig. 5. Primary profile with Gaussian filter mean line and mean line determined by filtration process according to ISO 13565-1:1996

Fig. 5 clearly presents that a difference exists between filter mean line determined with Gaussian filter and filter mean line determined according to ISO 13565-1:1996. Therefore, roughness profiles determined with Gaussian filter i.e. against ISO 13565-1:1996 differ significantly. Filtration process according to ISO 13565-1:1996 provides obtaining “smooth” roughness profiles in terms of zero value per z-axis. Since roughness profiles are in question that do not coincide per their whole length, it can be concluded that there are two fully new and various profiles with different mean line in terms of which roughness parameters are expressed. In such cases a change can be expected almost on all roughness parameters. This indicates that filtration process according to ISO 13565-1:1996 maybe provides more real roughness profile when waviness is not present, however the large difference in roughness profile forms imposes a dilemma whether procedure should be applied or not. Maybe the dilemma is larger since on some professional software, as TalyProfile is, possibility for filtration against ISO 13565-1:1996 is not given. Mean line determined against recommendations in ISO 13565-1:1996 is also called Rk (Gaussian) filter mean line [4,7].

Besides Gaussian and 2RC filter, new filtration techniques used in surface metrology can be found in literature [4,7]. These new filtration techniques are developed for to overcome of disadvantages of Gaussian and 2RC profile filters and their unwanted effects upon form of roughness profile. Against [4], many of new filtration techniques shall be included in the International standards in future.

5. CONCLUSION

Analyzed literature and gained filter mean lines and roughness profiles impose following conclusions:

- Claim that filtration process has main and crucial role in determining roughness profile form was verified. Analysis of non-periodic profiles showed that classification of surface as “non-periodic” is not sufficient when determining effects of Gaussian and 2RC profile filters.

- It was indicated that if primary profile characterizes with deep valleys then distortion of filter mean line from profile core occurs when using both filters. Additional deviation and obtaining fictitious characteristic of gained roughness profile shall cause phase distortion of 2RC filter mean line.

- It was confirmed that roughness profile gained by filtration process according to ISO 13565-1:1996 differs per its whole length from roughness profile gained only by using Gaussian filter.

- Presence of waviness per whole length of primary non-periodic profile provides to underline all disadvantages of Gaussian and 2RC profile filters. Large deviations and creation of fictitious characteristics on roughness profile occur when

using 2RC profile filter. Therefore, this analysis provides conclusion that the application of Gaussian filter when obtaining roughness profile from non-periodic surface is justified.

- In future maybe researches are needed wherein the effect of profile filter size (cut-off) will be included for reduction of undesired consequences by the change of Gaussian and 2RC profile filters on non-periodic surfaces.

6. REFERENCES

- [1] BS 1134-1. *Assessment of surface texture. Methods and instrumentation*, 1988.
- [2] BS 1134-2. *Assessment of surface texture. Guidance and general information*, 1990.
- [3] DIN 4760. *Gestaltabweichungen. Begriffe*. Ordnungssystem, Juni, 1982.
- [4] B. Muralikrishnan, J. Raja.: *Computational Surface and Roughness Metrology*. ISBN 978-1-84800-296-8, Springer, London 2009.
- [5] ISO 4287:1997. *Geometrical Product Specifications (GPS) - Surface texture: Profile method - Terms, definitions and surface texture parameters*.
- [6] ASME B46.1-2002. *Surface Texture (Surface Roughness, Waviness, and Lay)*. The American Society of Mechanical Engineers.
- [7] J. Raja, B. Muralikrishnan, Shengyu Fu.: *Recent advances in separation of roughness, waviness and form*. JISPEN 26 (2002), pp. 222–235.
- [8] ISO 11562:1996; *Geometrical Product Specifications (GPS) - Surface texture: Profile method - Metrological characteristics of phase correct filters*.
- [9] ISO 13565-1:1996; *Geometrical Product Specifications (GPS) - Surface texture: Profile method; Surfaces having stratified functional properties - Part 1: Filtering and general measurement conditions*.
- [10] ISO 3274:1996; *GP) - Surface texture: Profile method - Nominal characteristics of contact stylus instruments*.

^{*)} MSc. Mite TOMOV, prof. Mikołaj KUZINOVSKI, "Ss. Cyril and Methodius" University in Skopje, Faculty of Mechanical Engineering -Skopje, Karpoš II. bb, P.BOX 464, 1000 Skopje Macedonia, e-mails: mitetomov@mf.edu.mk, mikolaj@mf.edu.mk

^{**)} prof. Piotr CICHOSZ, Institute of Production Engineering and Automation of the Wrocław University of Technology, Lukasiewicza 3/5, 50-371 Wrocław, Poland, e-mail: piotrc@itma.pwr.wroc.pl

^{***)} MSc. Neven TRAJČEVSKI, Military Academy - Skopje, Macedonia, e-mail: neven.trajchevski@gmail.com

BADANIA NAD ZASTOSOWANIEM DOCIERANIA DO USUWANIA WW PODCZAS POMIARÓW NAPRĘŻEŃ WŁASNYCH METODĄ PHILLIPSA – WAISMANA

Anna Arasimowicz^{*)}, Bogdan Nowicki^{**)}, Andrzej Stefko^{***)}

STRESZCZENIE: W referacie zaprezentowano wyniki badań dotyczących zastosowania docierania do usuwania warstw wierzchnich podczas pomiarów naprężeń własnych w WW metodą Phillipsa - Waismana. Może ono być alternatywną metodą usuwania WW podczas pomiarów naprężeń w WW zwłaszcza o znacznej niejednorodności. Badania obejmowały docieranie ziarnem swobodnym i tarczami z segmentami ściernymi przy pomocy ziaren ściernych z elektrokorundu, karborundu i diamentu, zmiennych nacisków oraz wielkość ziaren i ośrodków.

1. WSTĘP

Właściwości eksploatacyjne wyrobów determinowane są przez stan ich warstwy wierzchniej, do której głównych cech należą naprężenia residualne. Naprężenia te podlegają badaniom między innymi w przypadku funkcjonalnie ważnych elementów maszyn, szczególnie narażonych na zmienne obciążenia oraz przy opracowywaniu nowych technologii.

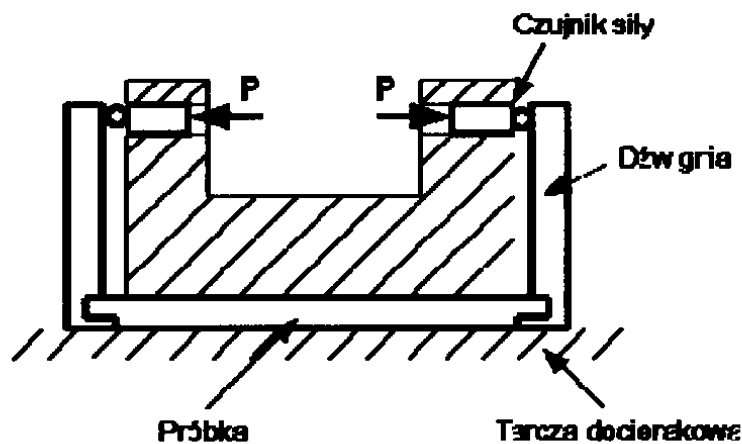
Do podstawowych metod oceny naprężeń własnych w technologicznych warstwach wierzchnich (WW) należą metoda usuwania warstw (Phillipsa - Waismana) i metoda dyfrakcji rentgenowskiej. Metoda dyfrakcji rentgenowskiej umożliwia lokalny pomiar wartości naprężeń własnych zarówno pierwszego, drugiego jak i trzeciego rodzaju [5, 6]. Pomiar realizowany jest na niepreparowanej po obróbce powierzchni lub zgładzie metalograficznym skośnym. Metoda ta wymaga stosowania drogiej, unikalnej aparatury i używana jest głównie w badaniach z zakresu inżynierii materiałowej.

Metoda usuwania warstw umożliwia wyznaczenie rozkładów uśrednionych naprężeń własnych pierwszego rodzaju w WW w funkcji odległości od

powierzchni [3, 4]. Stosowana jest głównie w badaniach technologicznych oraz służy do wzorcowania innych, pośrednich metod oceny naprężeń w WW.

Ocena rozkładu naprężeń w WW metodą usuwania warstw opiera się na stopniowym usuwaniu WW, pomiarze grubości usuwanej warstwy i związanych z nią zmian strzałki ugięcia.

W opracowanej przez autorów zmodyfikowanej metodzie usuwania warstw, warstwa wierzchnia usuwana jest z wyprostowanej w specjalnym przyrządzie próbki, pomiarze grubości usuwanej warstwy oraz siły niezbędnej do utrzymania próbki w stanie wyprostowanym (rys. 1) lub strzałki ugięcia próbki po jej odmocowaniu z tego przyrządu [1].



Rys. 1. Schemat przyrządu do pomiaru naprężeń własnych przez usuwanie WW docieraniem z wyprostowanej próbki

Na niedokładność pomiarów rozkładów naprężeń w tej metodzie największy wpływ mają:

- niedokładność pomiarów grubości usuwanej warstwy;
- nierównomierność grubości usuwanej warstwy na całej czynnej powierzchni próbki;
- jednoznaczne zdefiniowanie grubości usuwanej podwarstwy i położenia analizowanej podwarstwy względem powierzchni początkowej bądź granicy między WW a materiałem rdzenia;
- zakłócenia stanu naprężeń WW w próbce przez naprężenia wprowadzane przez proces usuwania WW;
- niedokładność pomiarów strzałki ugięcia bądź sił niezbędnych do utrzymania próbki w stanie wyprostowanym.

W metodzie Phillipsa - Waismana usuwanie warstwy może być realizowane przez:

- obróbkę skrawaniem; stosowaną w przypadku bardzo grubych warstw wierzchnich (o grubości rzędu milimetrów), występujących na prostych elementach, np. w szynach kolejowych itp. [7];

- roztwarzanie elektrochemiczne, stosowane w przypadku pomiarów rozkładów naprężeń w WW o grubościach od kilkudziesięciu do kilkuset μm . Wadami są zakłócenia pomiarów związane z wydzielaniem ciepła na powierzchni próbki podczas roztwarzania elektrochemicznego oraz nierównomierne roztwarzanie powierzchni w przypadku niejednorodnych warstw wierzchnich, np. po obróbkach erozyjnych, laserowych itp. Ponadto zastosowanie stężonych kwasów jako elektrolitów stwarza zagrożenie dla środowiska [8];
- trawienie chemiczne, stosowane w przypadku pomiarów rozkładów naprężeń w cienkich warstwach wierzchnich (od kilku do kilkudziesięciu μm). Metoda ta uważana jest za najlepszą z punktu widzenia wprowadzania dodatkowych naprężeń własnych i zakłóceń procesu pomiaru;
- obróbkę ścierną, która może być stosowana do usuwania WW o grubościach od kilkunastu do kilkuset μm z prostych próbek. Brak jest konkretnych informacji o efektach tej obróbki z punktu widzenia jej zastosowań do usuwania WW podczas pomiarów naprężeń w technologicznych warstwach wierzchnich.

Do najważniejszych cech obróbki ścierniej stosowanej do usuwania TWW podczas pomiarów naprężeń należy zaliczyć:

- stan naprężeń własnych wprowadzanych przez obróbkę ścierną;
- wydajność obróbki;
- strukturę geometryczną obróbjonej powierzchni.

Naprężenia własne wprowadzane przez obróbkę ścierną podczas usuwania WW stanowią błąd systematyczny metody pomiaru naprężeń własnych metodą usuwania warstw i powinny być minimalizowane bądź eliminowane. Wartość tego błędu możliwa jest do oszacowania metodami oceny naprężeń w bardzo cienkich warstwach np. dyfrakcji rentgenowskiej lub metodą Philipsa - Waismana z zastosowaniem chemicznego trawienia WW.

Względna intensywność tych naprężeń w docieranych próbkach można oszacować, zgodnie z normą US military specification MIL-R-81841 [2], na podstawie pomiarów strzałki ugięcia próbki Almena, która jest funkcją wartości naprężeń WW i głębokości ich zalegania, lub można ją określić na podstawie rozkładów naprężeń w WW.

W zależności od zakładanej dokładności pomiarów naprężeń w WW można przyjąć, że stosunek strzałki ugięcia próbki Almena, wywołanej naprężeniami wprowadzonymi dodatkowo do WW przez obróbkę ścierną podczas usuwania WW tą obróbką, do strzałki ugięcia próbki Almena spowodowanej naprężeniami technologicznymi powinien wynosić:

- dla pomiarów dokładnych – 0,01;
- dla pomiarów średniokładnych – 0,05;

- przy ocenie jakościowej około 0,1.

Typowe wartości strzałek ugięcia próbek Almena typ A (o grubości $h = 1,3$ mm) po obróbce powierzchniowej zgniotem (roto peen) zawarte są w przedziałach 0,5 – 2 mm (osiągane grubości WW; $g = 100 - 300 \mu\text{m}$), a po elektroiskrowej zawierają się w przedziale 0,5 – 1 mm (grubości WW; $g = 20 - 100 \mu\text{m}$). Z danych tych wynika, że dopuszczalne wartości strzałek ugięcia próbek Almena, spowodowane naprężeniami wprowadzonymi dodatkowo do WW przez obróbkę ścierną podczas usuwania TWW, nie powinny przekraczać wartości $f_s = 1 - 30 \mu\text{m}$. Przy założeniu, że badania jednej pary próbek mają trwać nie dłużej niż 60 minut, wydajność obróbki powinna wynosić 1 - 5 $\mu\text{m}/\text{min}$. Dla typowych parametrów obróbki chropowatość powierzchni docieranych wynosi zwykle $R_a < 0,1 \mu\text{m}$, a płaskość powierzchni poniżej jednego μm . Wartości te są kilkakrotnie niższe od osiągniętych roztwarzaniem elektrochemicznym i w pełni satysfakcjonujące w przypadku usuwania TWW podczas pomiarów naprężeń w WW.

2. PRZEBIEG BADAŃ

Podczas docierania stan WW generowany jest przy:

- niskich naciskach jednostkowych;
- niskich temperaturach (praktycznie na zimno);
- oddziaływaniu dużej liczby ziaren o małych wymiarach.

Dzięki temu możliwe jest uzyskiwanie:

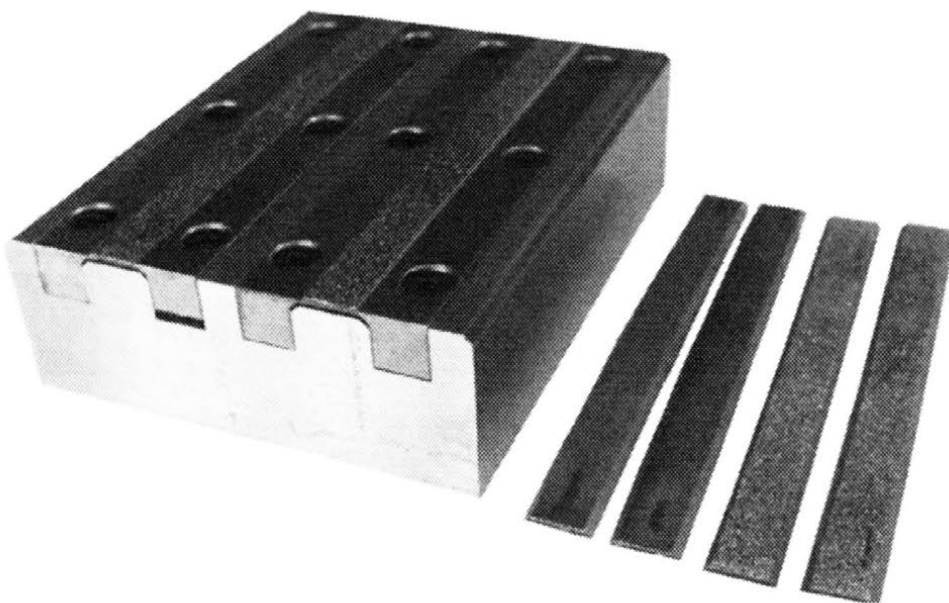
- bardzo małych głębokość strefy zmienionej w skutek odkształceń plastycznych;
- wysokiej gładkości;
- względnie dużej wydajności;
- małej głębokości strefy naprężeń w WW i małych ich wartości.

Z tych względów podjęto badania dotyczące zastosowania docierania do usuwania WW podczas pomiarów naprężeń metodą Phillipsa - Waismana z próbek o niejednorodnych WW, np. po obróbce elektroerozyjnej, laserowej, nagniataniu powierzchniowym itp.

Badania procesu usuwania WW metodą docierania obejmowały:

- docieranie ziarnem swobodnym i tarczami z segmentami ściernymi;
- ziarna ściernie z elektrokorundu, karborundu i diamentu;
- warunki docierania (naciski, wielkość ziaren i ośrodek).

Zostały zrealizowane na docierarce jednotarczowej, typ: Montasupal, wyposażonej w tarcze z żeliwa sferoidalnego. Próbki, o przekroju trapezowym, mocowano w przyrządzie (rys. 2), umożliwiającym prostowanie oraz docisk próbek specjalnymi listwami.



Rys. 2. Fotografia przyrządu do usuwania WW docieraniem z wyprostowanych próbek [1]

Badania wpływu warunków docierania na stan naprężeń szczątkowych i wydajność obróbki realizowano ziarnem ściernym z elektrokorundu i karborundu o wielkości od 9 do 37 μm w ośrodku oleju z naftą oraz diamentu 9 – 34 μm . Za intensywność naprężeń w WW przyjęto strzałkę ugięcia próbek Almena, a za wydajność obróbki ubytek grubości próbki w jednostce czasu. Badania realizowano zgodnie z zasadami eksperymentu planowanego dwuczynnikowego trójpoziomowego.

Zastosowano ziarno o granulacji (a): F 600/9, F 360/23, F 280/37; jako ośrodek smarująco-chłodzący w przypadku ziarna z elektrokorundu – naftę; a podczas docierania z zastosowaniem ziaren z karborundu – naftę z olejem (w proporcjach 2 : 1). Stosowano trzy wartości nacisku jednostkowego (p): 9 kPa; 18 kPa, 36 kPa. Prędkość obrotowa tarczy wynosiła 150 obr/ min; czas trwania pojedynczej próby – 10 min.

Po docieraniu mierzona była strzałka ugięcia (f) oraz grubość usuniętej warstwy materiału (s), na podstawie której wyznaczono wydajność obróbki (q).

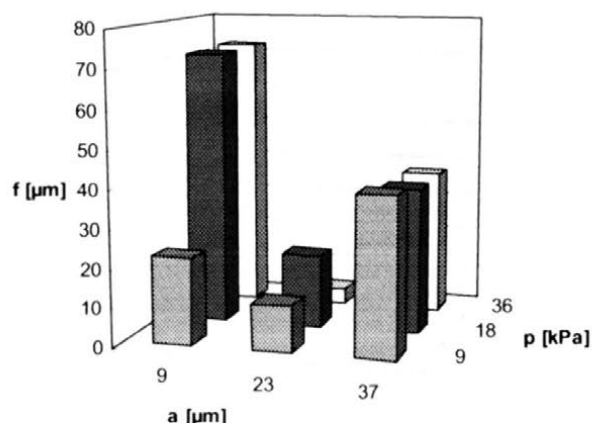
3. WYNIKI

W tabeli 1 zostały zestawione wyniki pomiarów próbek docieranych ziarnem z karborundu. Na wykresach zilustrowano zależność strzałki ugięcia od warunków obróbki tj. nacisku jednostkowego i wielkości ziarna (rys. 3) oraz wydajność procesu docierania od nacisku jednostkowego i wielkości zastosowanego ziarna (rys. 4).

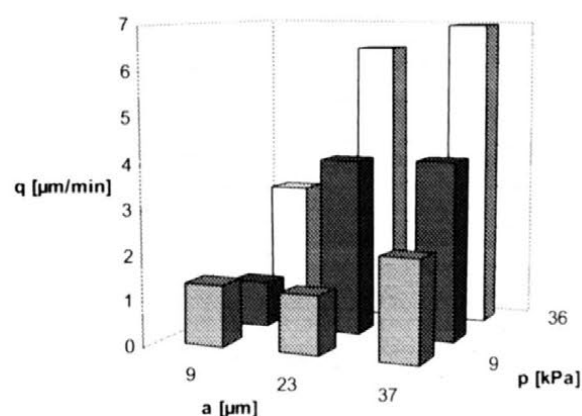
Tabela 1

Wyniki pomiarów strzałek ugięcia i wydajności procesu docierania ziarnem z karborundu (SiC)

a [μm]	p [kPa]	s [μm]	f [μm]	q [$\mu\text{m}/\text{min}$]
9	9	13,5	22,5	1,35
	18	10	72	1,00
	36	29,5	72,5	2,95
23	9	13	12	1,30
	18	39,5	19	3,95
	36	64	4	6,40
37	9	22,5	41	2,25
	18	40	38	4,00
	36	69,5	38	6,95



Rys. 3. Ugięcie próbki Almena w zależności od nacisku jednostkowego i wielkości zastosowanego ziarna z karborundu (SiC)



Rys. 4. Wydajność procesu docierania próbki Almena w zależności od nacisku jednostkowego i wielkości zastosowanego ziarna z karborundu (SiC)

Otrzymane wyniki wykazały, że w zakresie badanych parametrów możliwe jest otrzymanie wydajności od około 1 $\mu\text{m}/\text{min}$ do około 6 $\mu\text{m}/\text{min}$ przy strzałkach ugięcia próbek od 7 do 70 μm . Akceptowalne z punktu widzenia zastosowań docierania w pomiarach naprężeń własnych są ziarna ściernie o wymiarze 23 μm .

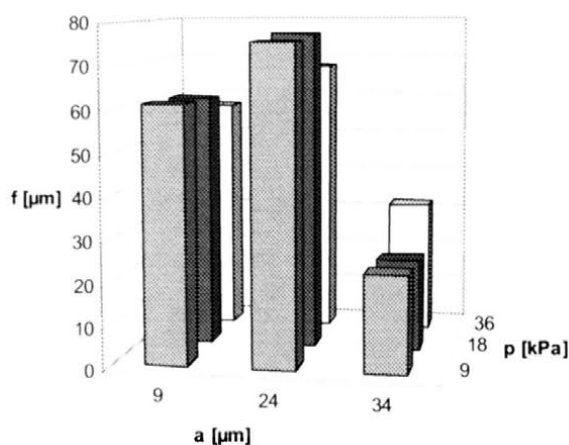
Wydajność procesu jest zadowalająca, jednak wyniki te nie spełniają w pełni oczekiwań w stosunku do strzałki ugięcia (do 20 μm). Ponadto efekty docierania charakteryzują się znaczną losowością.

W tabeli 2 zestawiono wyniki badań docierania ziarnem diamentowym w podobnych warunkach (rys. 5 i 6). Ośrodek – nafta, ziarna o wielkości 10/7, 28/20, 40/28.

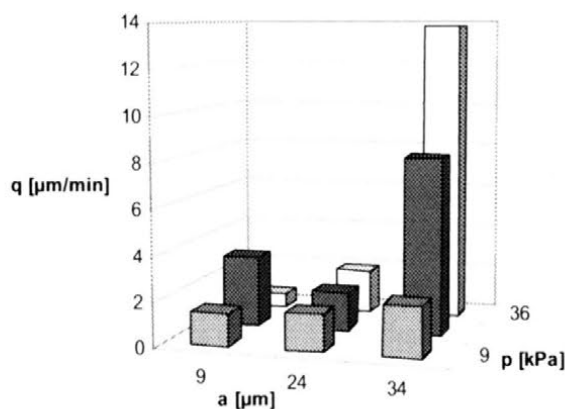
Tabela 2

Wyniki pomiaru strzałki ugięcia i wydajności procesu docierania ziarnem z diamentu syntetycznego

a [μm]	p [kPa]	s [μm]	f [μm]	q [$\mu\text{m}/\text{min}$]
9	9	14,5	61,5	1,45
	18	32	61	3,20
	36	6,5	57,5	0,65
24	9	16,5	76	1,65
	18	17,5	77	1,75
	36	20	68	2,00
34	9	22,5	23	2,25
	18	80	22	8,00
	36	138	32	13,80



Rys. 5. Ugięcie próbki Almena w zależności od nacisku jednostkowego i wielkości zastosowanego ziarna z diamentu syntetycznego



Rys. 6. Wydajność procesu docierania próbki Almena w zależności od nacisku jednostkowego i wielkości zastosowanego ziarna z diamentu syntetycznego

Stosując docieranie ziarnem diamentowym o wielkości a z zakresu 9 – 34 μm możliwe jest uzyskanie satysfakcjonujących wydajności, jednak intensywność naprężeń należy uznać za zbyt dużą w zastosowaniu do pomiarów naprężeń w WW dokładnych bądź średniokładnych.

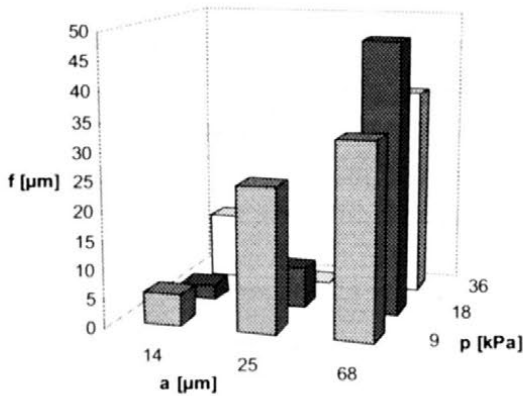
Analizując najnowsze trendy w zakresie precyzyjnej obróbki docieraniem, między innymi płytek krzemowych stosowanych w elektronice (wafer), zwrócono uwagę na docieranie tarczami ściernymi wyposażonymi w diamentowe segmenty ściernie. Przeprowadzono badania również tym sposobem obróbki. Zgodnie z zaleceniami producenta tarcz, proces realizowano w ośrodku wodnym.

Badania obejmowały trzy wielkości diamentowych ziaren ściennych ($a = 14 \mu\text{m}$; $25 \mu\text{m}$; $68 \mu\text{m}$) oraz trzy naciski $p = 9 \text{ kPa}$; 18 kPa ; 36 kPa .

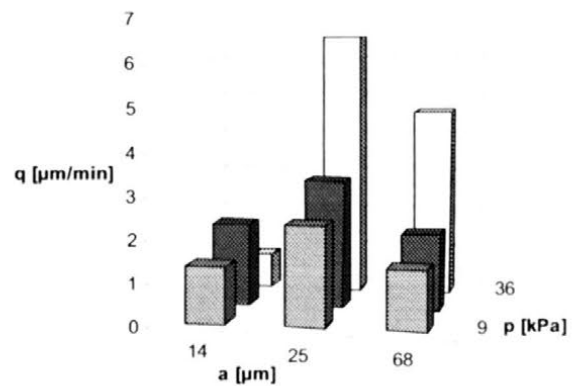
Tabela 3

Wyniki pomiaru strzałki ugięcia i wydajności procesu docierania spojonym ziarnem z diamentu

a [μm]	p [kPa]	s [μm]	f [μm]	q [$\mu\text{m}/\text{min}$]
14	9	13,5	5,5	1,35
	18	20	2,5	2
	36	8,5	11,5	0,85
25	9	23,5	25	2,35
	18	31	7	3,1
	36	65,5	2	6,55
68	9	14	33,5	1,4
	18	18,5	47,5	1,85
	36	46,5	36,5	4,65



Rys.7. Ugięcie próbki Almena w zależności od nacisku jednostkowego i wielkości zastosowanego spojonego ziarna z diamentu

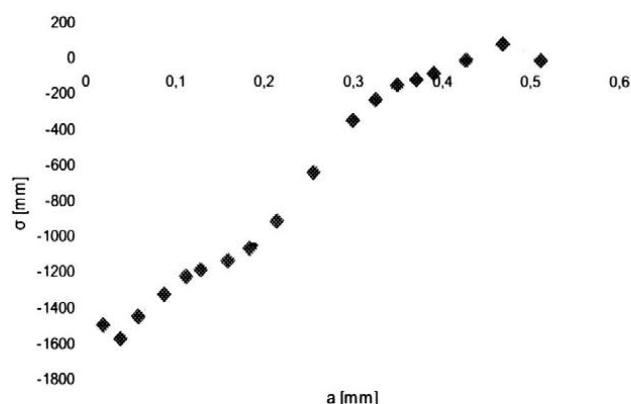
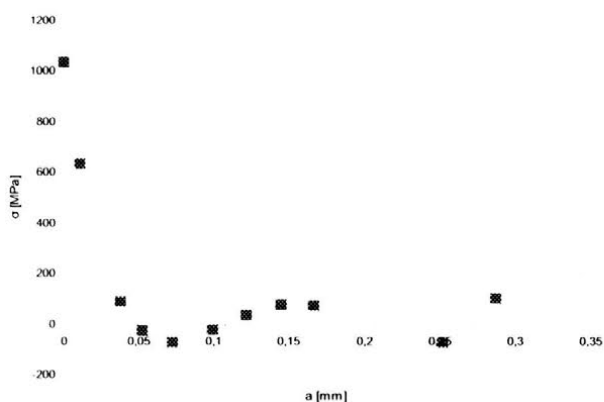


Rys.8. Wydajność procesu docierania próbki Almena w zależności od nacisku jednostkowego i wielkości zastosowanego spojonego ziarna z diamentu

Uzyskane wyniki badań intensywności naprężeń w WW i wydajności obróbki docieraniem tarczami z segmentami ściernymi z ziarnem diamentowym wskazują, że tym sposobem obróbki można uzyskiwać kilkakrotnie wyższe wydajności i niższe naprężenia w WW niż klasycznym docieraniem i że spełnia on wymagania stawiane obróbce ścierniej przeznaczonej do usuwania WW podczas pomiaru rozkładów naprężeń w tych warstwach (tab. 3, rys. 7 i 8).

Opisaną metodą stopniowego usuwania WW docieraniem z wyprostowanej próbki i pomiaru strzałki ugięcia po odmocowaniu próbki, wyznaczono naprężenia

w warstwach powstałych po obróbce elektroerozyjnej (EDM) i zgniotem powierzchniowym (roto peen). (rys. 9 i 10).



Rys. 9. Naprężenia własne po obróbce EDM ($T_i = 100 \mu s$, $U = 160 V$, $I = 6 A$)

Rys. 10. Naprężenia własne WW po obróbce roto peen ($n = 7000 \text{ obr/min}$, $t = 5 \text{ min/cm}^2$)

Wyniki tych pomiarów przedstawiono na rysunkach 9 i 10. Są one zgodne z typowymi rozkładami naprężeń w WW w funkcji odległości od powierzchni dla tych obróbek. Kilkakrotne pomiary naprężeń w WW po tych obróbkach wykazały wysoką powtarzalność uzyskiwanych wyników rozkładów naprężeń w WW w funkcji odległości od powierzchni oraz dobrą korelację głębokości ich występowania z pomiarami rozkładów mikrotwardości WW.

4. WNIOSKI

- Docieranie tarczami z segmentami z ziarnem diamentowym zapewnia niższe naprężenia WW niż docieranie klasyczne oraz wyższą wydajność obróbki i powtarzalność wyników.
- Najlepsze efekty w zakresie intensywności naprężeń i wydajności obróbki uzyskano przy zastosowaniu tarcz z segmentami zawierającymi ziarna ściernie diamentowe o wymiarze $a = 25 \mu m$ przy naciskach $p = 36 \text{ kPa}$.
- Docieranie może być alternatywną, w stosunku do roztwarzania elektrochemicznego, metodą usuwania niejednorodnych warstw wierzchnich podczas pomiarów naprężeń metodą Phillipsa - Waismana oraz metodą usuwania WW i pomiaru sił niezbędnych do utrzymania próbki w stanie wyprostowanym.

5. LITERATURA

- [1] Arasimowicz A., Nowicki B.: *Nowy sposób pomiaru naprężeń własnych metodą usuwania warstw w niejednorodnych warstwach wierzchnich*. Inżynieria Maszyn, 12/2-3: 5-14, 2009.
- [2] Bailey P. G.: *Manual peening with the rotary flap process*. The 7th International Conference on Shot Peening, 405-414, 1999.
- [3] Birger I. A.: *Ostatočnye naprâženiâ*, Mašgiz. Moskva, 1963.
- [4] Ekmekci B., Ekmekci N., Erden A., Tekkaya A. E.: *Residua stress measurement with layer removal method*. The 1st Cappadocia International Mechanical Engineering Symposium, 2004.
- [5] Górecka R., Polański Z.: *Metrologia warstwy wierzchniej*. WNT, Warszawa, 1983.
- [6] Senczyk D.: *Klasyfikacja naprężeń na podstawie badań metodami dyfrakcji promieniowania rentgenowskiego*. Zeszyty Naukowe Politechniki Poznańskiej. Mechanika, 48: 91-97, 2002.
- [7] Tracz M., Źochowski M.: *Investigation of residual stress distribution in a rail head*. Journal of Strain Analysis, 29/1: 73-78, 1994.
- [8] Waisman J. L., Phillips A.: *Simplified Measurement of Residual Stresses*. Proc. of the Society Experimental Stress Analysis, 11/2: 102, 1952.

RESEARCH ON USING OF LAPPING TO REMOVE SURFACE LAYER IN RESIDUAL STRESS MEASUREMENT BY PHILLIPS – WAISMAN METHOD

ABSTRACT: *The results of research on application of the lapping process for removing material surface layer during stress measurement in surface layer by Phillips – Waisman method have been presented in this paper. The lapping process could be an alternative method of surface layer removal during stress measurement in surface layer and particularly in the case of non-homogeneous structure of surface layer.*

^{*)} mgr inż. Anna ARASIMOWICZ, Politechnika Warszawska, ITW, Zakład Obróbek Wykańczających i Erozyjnych, al. Niepodległości 222, 00-663 Warszawa

^{**)} prof. dr hab. Bogdan NOWICKI, Politechnika Warszawska, ITW, Zakład Obróbek Wykańczających i Erozyjnych, al. Niepodległości 222, 00-663 Warszawa

^{***)} dr inż. Andrzej STEFKO, Politechnika Warszawska, ITW, Zakład Obróbek Wykańczających i Erozyjnych, al. Niepodległości 222, 00-663 Warszawa

KSZTAŁTOWANIE NOŚNOŚCI POWIERZCHNI OTWORÓW PIERŚCIENI ŁOŻYSKOWYCH W CZASIE SZYBKOOBROTOWEGO SZLIFOWANIA CERAMICZNYMI ŚCIERNICAMI Z REGULARNEGO AZOTKU BORU

Piotr Kochaniewicz^{*)}

STRESZCZENIE: W pracy przedstawiono wyniki badań doświadczalnych kształtowania mikrogeometrii powierzchni otworów pierścieni łożyskowych dla przypadku szlifowania ściernicami na spoiwie ceramicznym z ziarnem mikro i monokrystalicznym CBN. Mikrogeometrię powierzchni charakteryzowano za pomocą takich parametrów jak: R_a , S , r_{sr} , krzywej prognozowanego styku KPS w funkcji v_s , v_{fd} , a_c . Opisano charakterystyczne cechy powierzchni otrzymanych po szlifowaniu przez każdą z użytych ściernic, które wpływają na ich właściwości nośne.

1. WSTĘP

Najnowsza generacja ściernic ceramicznych, w tym również ściernic z mono- i mikrokryształicznym ziarnem CBN, dzięki bardzo dobrym właściwościom eksploatacyjnym [2, 7, 10], stanowi doskonały obiekt do badań jakości powierzchni przez nie otrzymanych. Podczas szlifowania tymi ściernicami, w porównaniu do ściernic konwencjonalnych, ma miejsce w procesie szlifowania odmienny mechanizm formowania mikrostruktury tworzonej powierzchni [1, 2, 4]. Należy więc oczekiwać, że ukształtowana w tym przypadku powierzchnia przedmiotu obrabianego będzie posiadała znacznie lepsze właściwości nośne.

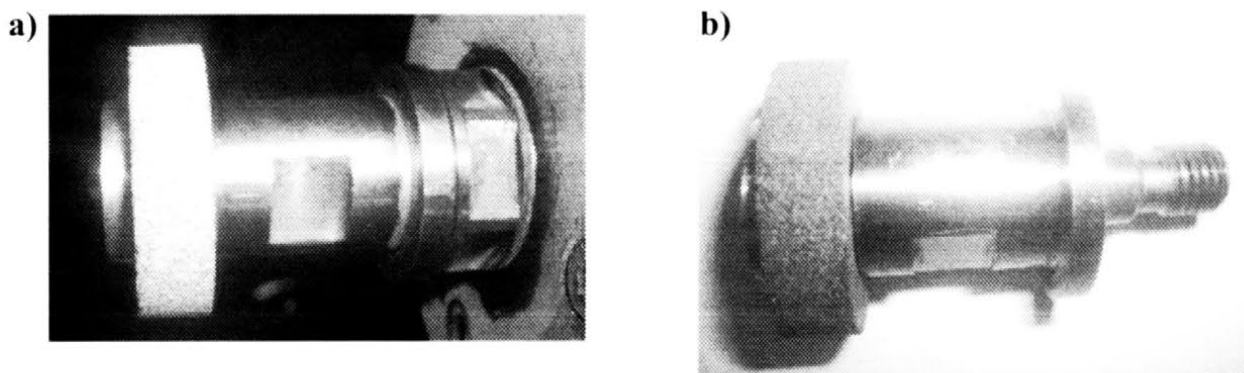
2. CEL I ZAKRES BADAŃ

Celem niniejszych badań było porównanie nośności powierzchni szlifowanych pierścieni łożyskowych ściernicami z regularnego azotku boru z ziarnem mono i mikrokryształicznym.

Badania przeprowadzono przy zmianie następujących parametrów obróbkowych: prędkości szlifowania v_s , prędkości posuwu posiowego v_{fa} i dosuwu wglębnego a_e . Oceniono wpływ powyższych parametrów na wysokościowy parametr chropowatości R_a , horyzontalny S , kształtu r_{sr} i krzywą prognozowanego styku KPS , rozpatrując jej strefę górną U , środkową M i dolną B .

3. METODYKA BADAŃ

Podczas badań pomierzono parametry chropowatości i moc szlifowania dla pięciu różnych wartości, każdego z parametrów szlifowania (v_s , v_{fa} , a_e) z pięciokrotnym ich powtórzeniem. Program obejmował dwie ściernice z mono i mikrokryształycznym ziarnem CBN (rys. 1).

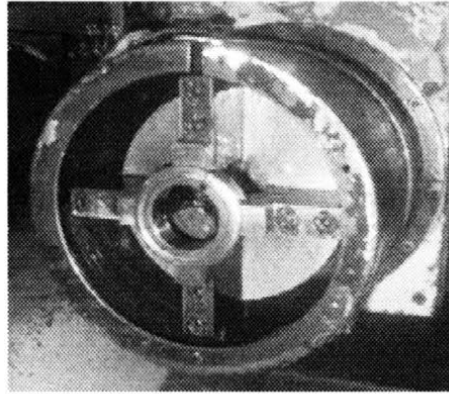


Rys. 1. Ściernice użyte w badaniach: a) z mikrokryształycznym ziarnem CBN - typ 3B, b) z monokryształycznym ziarnem CBN - typ 1B

Koncentracja ziarna ściernego w ściernicach wynosiła 100. Ściernicę mikrokryształiczną wykonano z mieszaniną submikrokryształicznego korundu pęcherzykowego spiekane (SG150). Powstały one w krakowskim ośrodku IOS na spoiwie ceramicznym Pb24 K (dewitryfikat szkła wieloskładnikowego zawierający Li_2O i PbO) z domieszką elektrokorundu pęcherzykowego KKW firmy Treibacher – 15%. Średnia ich twardość wynosiła 85 HRB. Posiadały strukturę średniootwartą. Jako próbek użyto pierścieni łożyskowych (rys. 2) ze stali ŁH 15, których twardość wynosiła 64 ± 2 HRC.

Pierścień łożyskowy został ustalony w tulei samocentrującej. Tuleję zamocowano w uchwycie trójszczękowym, w którym przeszlifowano szczęki na wymiar jej średnicy zewnętrznej.

Badanie zostało przeprowadzone na szlifierce RUP 28P, uzbrojonej w wrzeciono firmy FISCHER typ EV-70/70-2WB o mocy 5,2 kW, o maksymalnej prędkości obrotowej 60.000 obr./min, przy następujących parametrach obróbkowych:



Rys .2. Ustalenie pierścienia łożyskowego w przestrzeni obróbkowej szlifierki RUP 28P

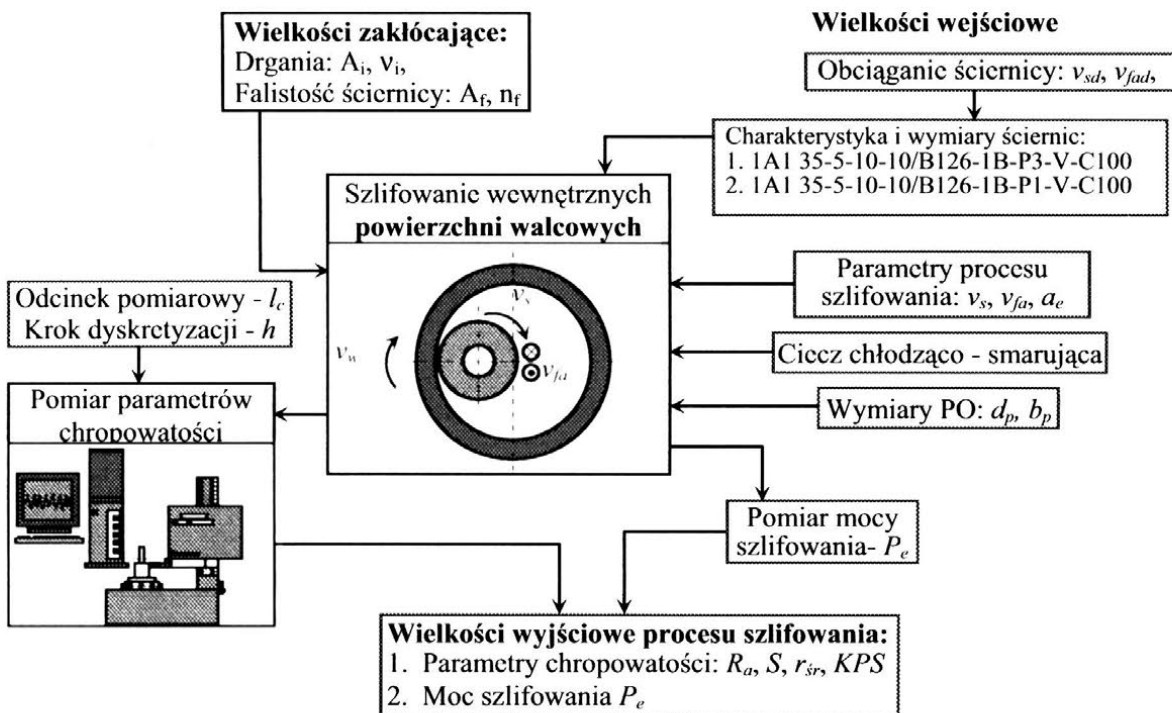
- prędkość obwodowa ściernicy - $v_s = 26; 35; 43; 52; 61$ m/s,
- prędkość posuwu poosiowego - $v_{fa} = 1; 1.25; 1.5; 2$ m/min,
- głębokość szlifowania - $a_e = 10; 20; 30; 40; 50$ μm .

Dodatkowo przyjęto:

- naddatek na obróbkę zgrubną - $g_g = 0.08$ mm,
- liczba przejść przy dosuwie wgłębnym - do wyiskrzenia.

Proces szlifowania pierścieni łożyskowych ściernicami CBN odbywał się przy użyciu oleju obróbkowego Polgrind 1A.

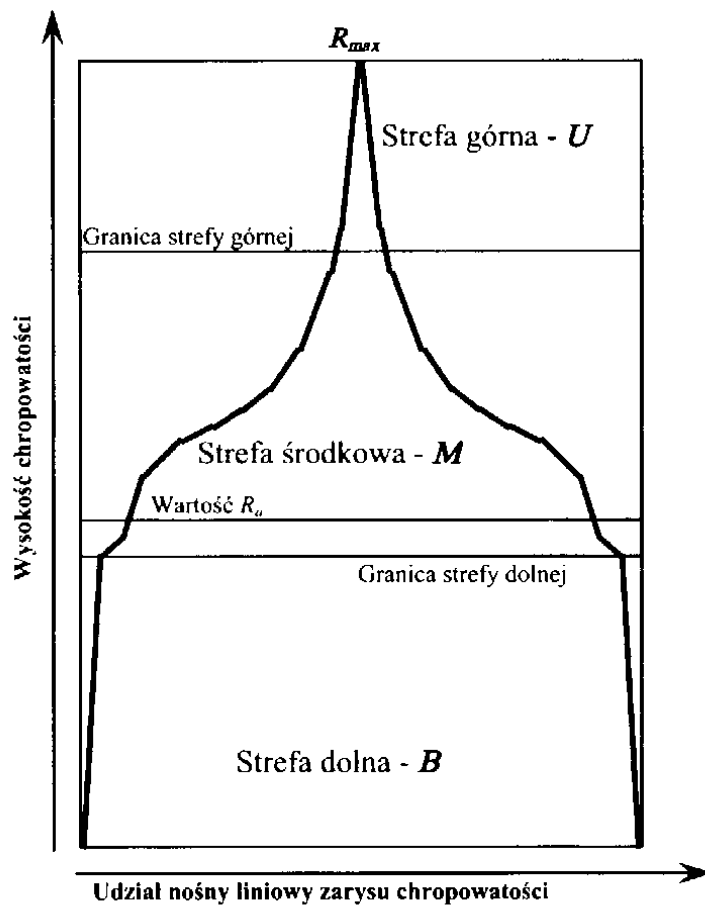
Schemat badań doświadczalnych przedstawiono na rysunku 3.



Rys. 3. Schemat badań doświadczalnych szlifowania otworów

Za wielkości zależne obrano następujące parametry chropowatości: wysokościowy R_a , horyzontalny S , parametry kształtu r_{sr} . W badaniach przeprowadzono również pomiar funkcji krzywej prognozowanego styku KPS i mocy szlifowania.

Na uwagę zasługuje nowe przedstawienie funkcji nośności jako krzywej prognozowanego styku [3, 4] utworzoną w ten sposób, że każdą długość odcinka będącą wartością zbliżeniem a udziału nośnego, dla danej wysokości chropowatości, odklada się symetrycznie względem osi przechodzącej przez wartość 50 % udziału nośnego (rys. 4).

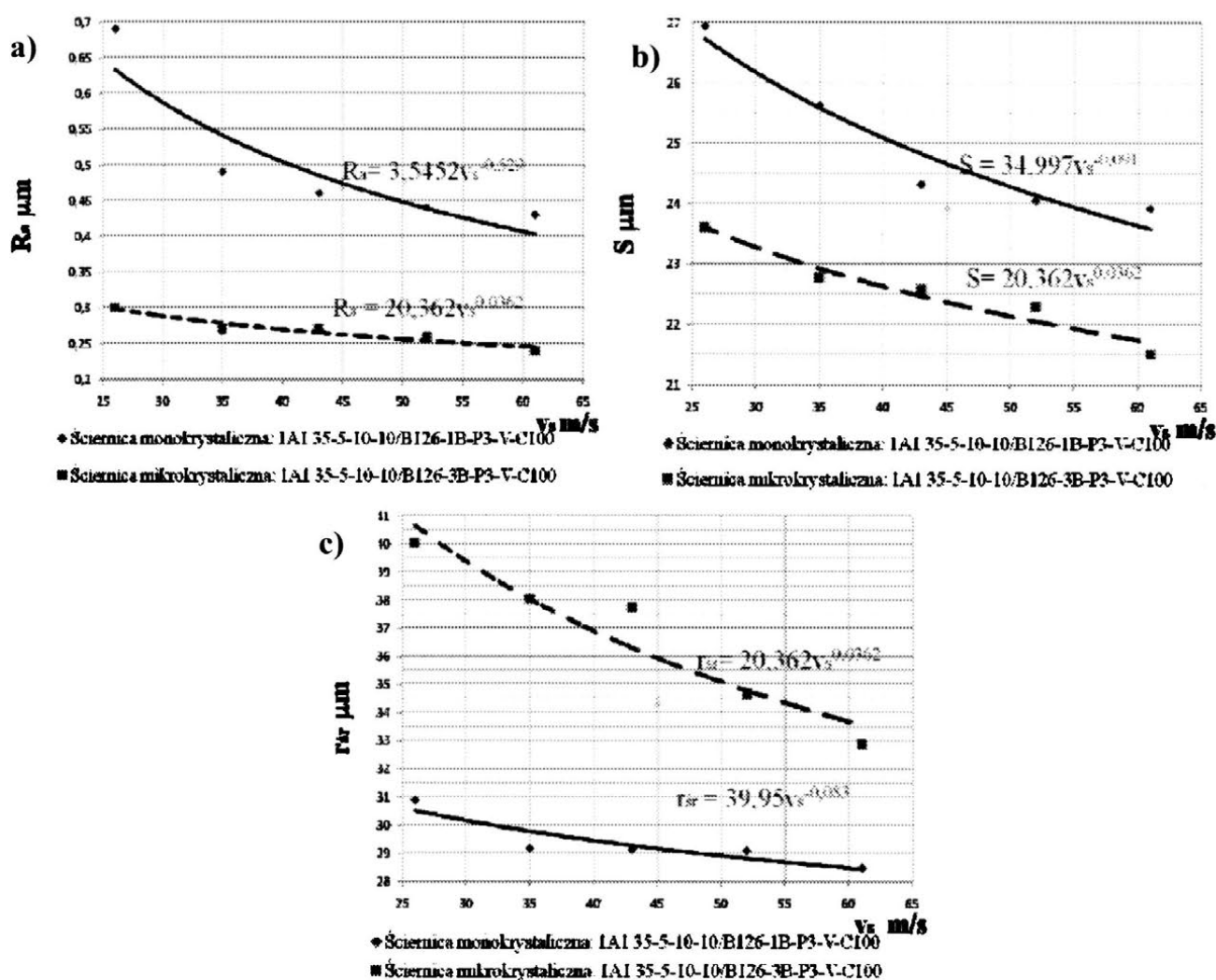


Rys. 4. Nowa idea przedstawienia krzywej udziału nośnego powierzchni [3]

W kształcie figury (krzywej prognozowanego styku – KPS) wyróżnić można trzy strefy. Strefę górną U charakteryzującą się tym, że tworzące figury są bardzo blisko siebie i prawie pionowo zdołają do R_{max} . Strefę dolną B , w której tworzące oddalone są o odległość bliską 100 % udziału nośnego. I strefę środkową M znajdującą się pomiędzy strefami U i B . Za ideał powierzchni, pod względem nośności, uzyskanej w procesie obróbkowym można by uznać taką, w której strefa górna U nie występuje a wysokość strefy środkowej B jest minimalna.

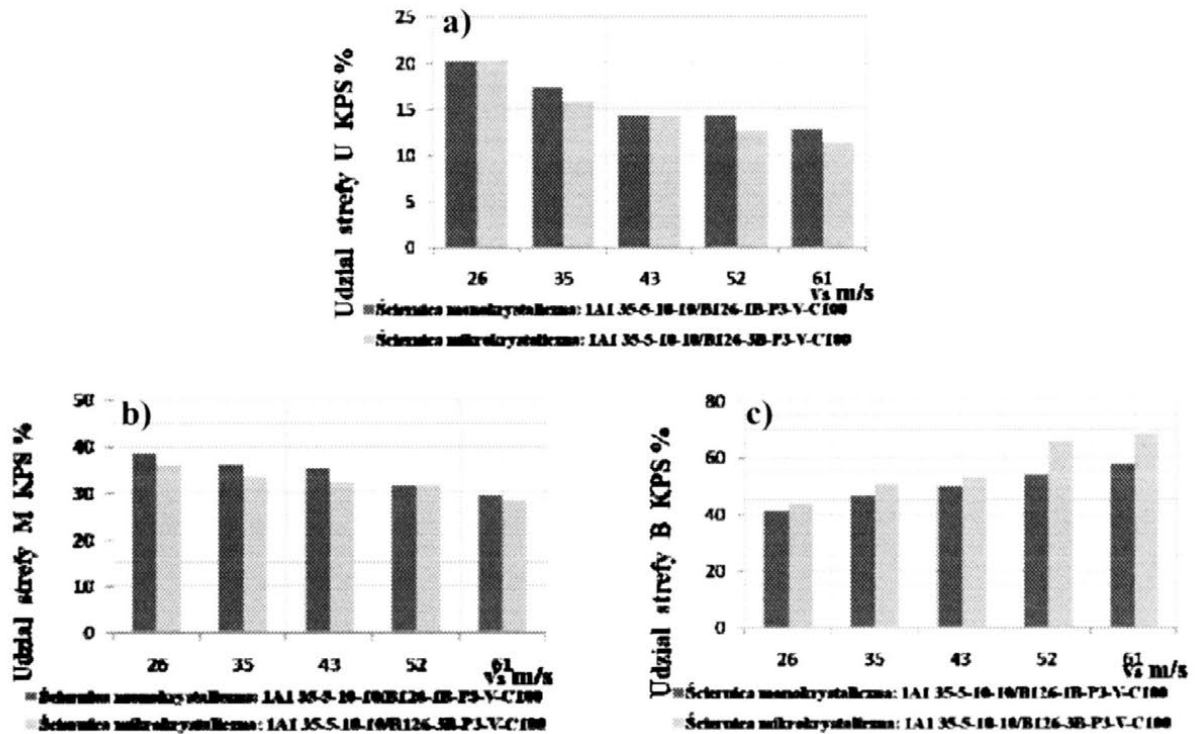
4. WYNIKI BADAŃ

Analiza badań doświadczalnych wykazała, że znacznie lepsze właściwości nośne powierzchni otrzymuje się przy szlifowaniu ściernicą z ziarnem mikrokrystalicznym. Szczególnie daje się to zauważyć przy sterowaniu procesem za pomocą zmiany prędkości szlifowania v_s . Wskazują na to dwukrotnie mniejsze wartości parametru R_a (rys.5) przy niewielkich różnicach w wartościach parametru S . Średni promień zaokrąglenia wzniesienia chropowatości r_{sr} także osiąga znacznie większe wartości w przypadku szlifowanie ściernicą z ziarnem mikrokrystalicznym.



Rys. 5. Porównanie przebiegu zmienności parametru a) R_a , b) S , c) r_{sr} przy zmiennej prędkości szlifowania v_s i stałych: $v_{fa}=61$ m/s, $a_e=10$ μm

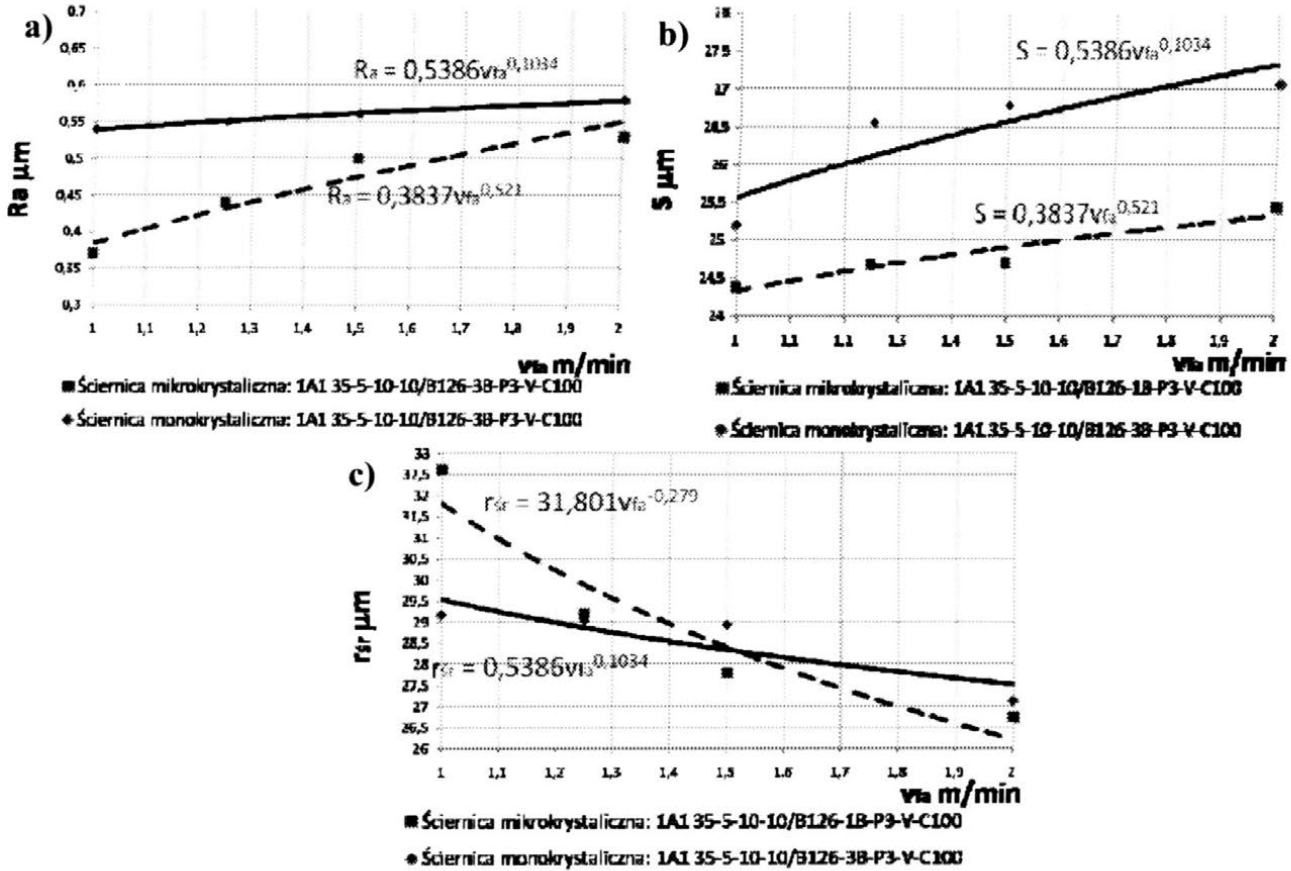
Analiza jakościowa KPS również wskazuje, że lepszą nośność powierzchni otrzymuje się przy szlifowaniu ściernicą z ziarnem mikrokrystalicznym. Nośność dla obydwóch ściernic wzrasta wraz ze wzrostem prędkości szlifowania v_s . Maleją przy tym wartości udziału procentowego strefy U i strefy M . Wzrasta udział strefy B . Dynamika tych zmian jest większa w przypadku szlifowania ściernicą z ziarnem mikrokrystalicznym (rys 6). Ilościowym odwzorowaniem tego jest mniejsza wartość parametrów R_a i większe wartości parametru r_{sr} , a więc lepsza nośność powierzchni.



Rys. 6. Udział stref krzywej prognozowanego styku a) górnej, b) środkowej, c) dolnej przy zmiennej prędkości szlifowania v_s

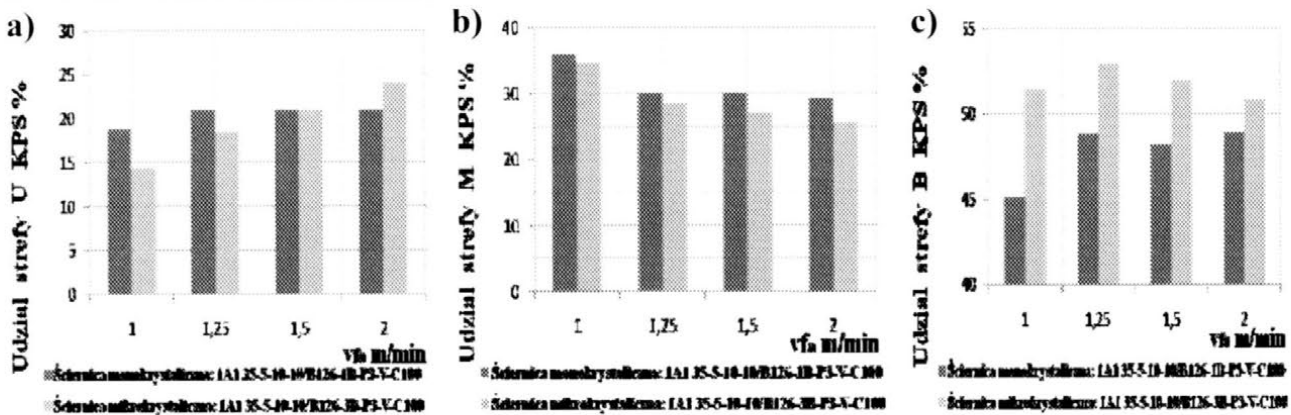
Natomiast wzrost prędkości posuwu posuwowego v_{fa} powoduje pogorszenie właściwości nośnych szlifowanych powierzchni. Szczególnie wrażliwa na zwiększanie v_{fa} jest ściernica mikrokrystaliczna. Dynamika zmian parametru R_a i r_{sr} jest dużo większa w przypadku szlifowania ściernicą mikrokrystaliczną (rys. 7). Natomiast dynamika zmian parametru S jest podobna do tej, która występuje w przypadku zmian prędkości v_s . Tutaj jednak wartości parametru S wzrastają. Podczas szlifowania wraz ze wzrostem prędkości szlifowania v_s wzrasta moc szlifowania P_e , przy czym zapotrzebowanie energetyczne jest większe dla ściernicy monokrystalicznej. Przy wzroście prędkości posuwu posuwowego v_{fa} również następuje wzrost mocy, jednak moc pobrana jest w tym przypadku większa dla ściernicy mikrokrystalicznej.

Właściwości powierzchni po obróbce ściernej



Rys. 7. Porównanie przebiegu zmienności parametru a) R_a , b) S , c) r_{Sr} przy zmiennej prędkości posuwu poosiowego v_{fa} i stałych: $v_s=0.5$ m/min, $a_e=10$ μ m

Pogorszenie własności nośnych przy wzroście wartości v_{fa} daje się również zaobserwować w analizie KPS (rys. 8).

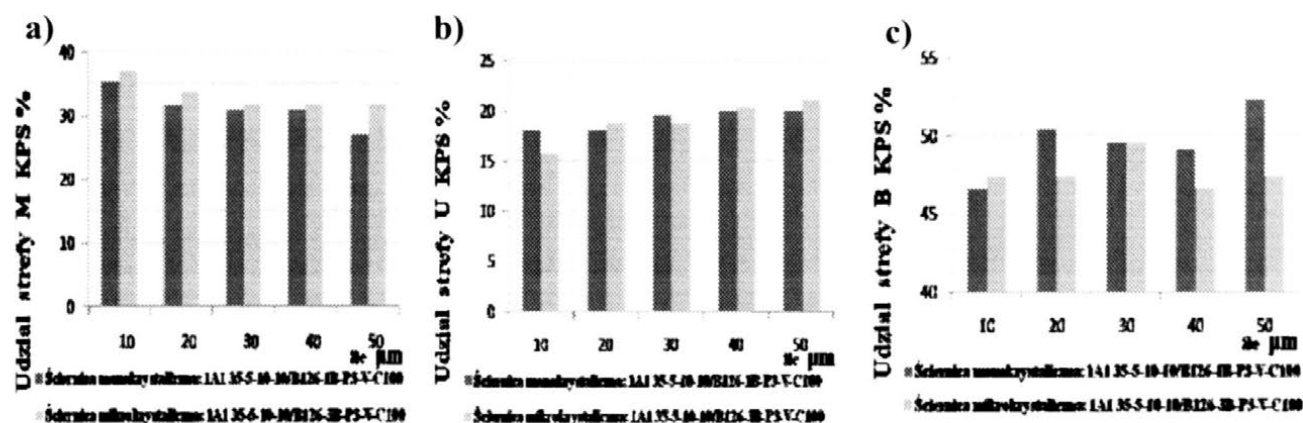


Rys. 8. Udział stref krzywej prognozowanego styku a) górnej, b) środkowej, c) dolnej przy zmiennej prędkości posuwu poosiowego v_{fa}

Zarówno, przy szlifowaniu ściernicą z ziarnem mikrokrystalicznym, jak i monokrystalicznym, wzrastają wartości procentowe strefy U i zmniejszają się strefy M . Dynamika zmian procentowych w tych strefach jest znacznie większa w przypadku szlifowania ściernicą mikrokrystaliczną.

Przy wzroście głębokości szlifowania a_e nośność powierzchni szlifowanych obydwoma ściernicami maleje. Wzrastają wartości parametrów R_a i S , maleje r_{sr} . Dynamika tych zmian nie jest jednak tak duża, jak w przypadku wzrostu parametru v_{fa} . Dotyczy to szczególnie szlifowania ściernicą mikrokrystaliczną. Moc szlifowania P_e w obu przypadkach wzrasta, przyjmując większe wartości dla szlifowania ściernicą monokrystaliczną.

Analiza KPS i w tym przypadku uwidacznia lepsze właściwości nośne powierzchni powstałych po szlifowaniu ściernicą mikrokrystaliczną (rys. 9).



Rys. 9. Udział stref krzywej prognozowanego styku a) górnej, b) środkowej, c) dolnej przy zmiennej głębokości szlifowania a_e

Wartości procentowe strefy U są mniejsze niż w przypadku szlifowania ściernicą monokrystaliczną, natomiast strefy M większe.

Można również zauważyć, że spośród wszystkich parametrów obróbkowych największy wpływ na kształtowanie nośności powierzchni ma prędkość szlifowania v_s . Jej wzrost powoduje największe zmiany w strefach U i M . Zmiany te są jak najbardziej pożądane. Maleją bowiem wartości U i wzrastają wartości M . Dążąc do jeszcze większego ograniczenia udziału strefy U i wzrostu udziału strefy M , a więc polepszenia nośności powierzchni obrabianych, koniecznym wydaje się zastosowanie do dalszych badań ściernic o strefowo zróżnicowanej budowie. Będzie to kolejny etap w badaniach przedstawionych przez autora.

5. PODSUMOWANIE

Badania wykazały, że najlepszą jakość powierzchni pod względem chropowatości i nośności uzyskuje się przy użyciu ściernicy z mikrokrystalicznym ziarnem CBN. Związane jest to ze specyficzną budową mikrokrystalicznych ziaren CBN jak i bardzo dobrymi własnościami fizyko-chemicznymi. Nicco gorszymi wartościami chropowatości charakteryzują się powierzchnie szlifowane ściernicą z monokrystalicznym ziarnem CBN, a proces szlifowania nimi wymaga większego zapotrzebowania energetycznego. Różnica ta związana jest z odmienną budową tych ziaren. Potwierdzono to w modelu kinematycznym [3], dokonując analizy strefy szlifowania i strefy wyjścia ściernicy, w której to tworzy się ostateczna postać mikrogeometrii powierzchni obrabianej oraz poprzez analizę KPS.

6. LITERATURA

- [1] Hamrol A., Konieczny R., Weiss Z.: *Badania procesu szlifowania otworów ściernicami z regularnego azotku boru*. Materiały XXI Naukowej Szkoły Obróbki Ścierniej, Warszawa - Miedzeszyn, 1998.
- [2] Karpiński T. i inni: *Sprawozdanie z wykonania projektu badawczego pt. "Badania w zakresie podstaw teoretycznych i doświadczalnych budowy narzędzi ściernych borazonowych"*. M.E.N. W.S.Inż. Koszalin, Wydział Mechaniczny, Koszalin 1991.
- [3] Kaczmarck J., Klimczak T.: *Porównanie dwuwymiarowej oceny chropowatości powierzchni z oceną trójwymiarową*. Referat na V Krajową Konferencję Naukowo – Techniczną – Forum Prac Badawczych – Metrologia w Procesach Wytwarzania, Kraków 1994.
- [4] Kochaniewicz P.: *Kształtowanie mikrogeometrii wewnętrznych powierzchni walcowych szlifowanych ściernicami z regularnego azotku boru*. Praca doktorska, Wydz. Mech. Politechniki Koszalińskiej, Koszalin 2000.
- [5] Marciniak M.: *Proces szlifowania w ujęciu fenomenologicznym*. Prace Naukowe, Mechanika, z. 178, Politechnika Warszawska 1999.
- [6] Nadolny K., Plichta J.: *Jednoprześciowe szlifowanie otworów ściernicami o strefowo zróżnicowanej budowie*. Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Koszalińskiej, Koszalin 2008.
- [7] Oczóś K. E.: *Charakterystyka trendów rozwojowych szlifowania ściernicowego*. Materiały XXIII Naukowej Szkoły Obróbki Ścierniej, Rzeszów, 2000.
- [8] Olszak W.: *Obróbka skrawaniem*. Wydawnictwo Naukowo Techniczne, Warszawa 2008.

- [9] Napierała J., Weiss Z.: *Właściwości warstwy wierzchniej po szlifowaniu ściernicami z regularnego azotku boru*. Mat. IV Konf. N-T "Wpływ technologii na stan warstwy wierzchniej"., Gorzów Wielkopolski 1985.
- [10] Plichta J.: *Podstawy szlifowania ściernicami z mikrokrystalicznym ziarnem regularnego azotku boru ze spoiwem ceramicznym*. Monografie Wydziału Mechanicznego nr 58, Politechnika Koszalińska, 1996.

FORMING OF THE LOAD CAPACITY OF THE BEARING RINGS DURING HIGH SPEED GRINDING PROCESS WITH APPLICATION OF CBN CERAMIC GRINDING WHEELS

ABSTRACT: *In the work the results of experimental research of forming of the geometry of internal surface of the bearings rings during grinding with application mono- and microcrystalline CBN grinding wheels were introduced. Surface roughness was characterized with help of such parameters as: R_a , S , r_{sr} , KPS in function v_s , v_{fa} , a_e . Characteristic features of surface were received during grinding by every from used grinding wheels, which had an influence on their properties of the load capacity.*

^{*)} dr inż. Piotr KOCHANIEWICZ, Katedra Inżynierii Produkcji, Wydział Mechaniczny, Politechnika Koszalińska, 75-620 Koszalin ul. Raławicka 15-17

ZASTOSOWANIE ROBOTA PRZEMYSŁOWEGO DO WYGŁADZANIA WARSTWY WIERZCHNIEJ POWIERZCHNI SWOBODNYCH MATERIAŁÓW TRUDNOOBRABIALNYCH

Wojciech Musiał^{*)}

STRESZCZENIE: W artykule przedstawiono założenia do budowy stanowiska badawczego wyposażonego w robota przemysłowego oraz inteligentną głowicę obróbkową. Budowa stanowiska badawczego ma na celu realizację obróbki powierzchni swobodnych i krzywoliniowych kształtowanych na materiałach trudnoobrabialnych.

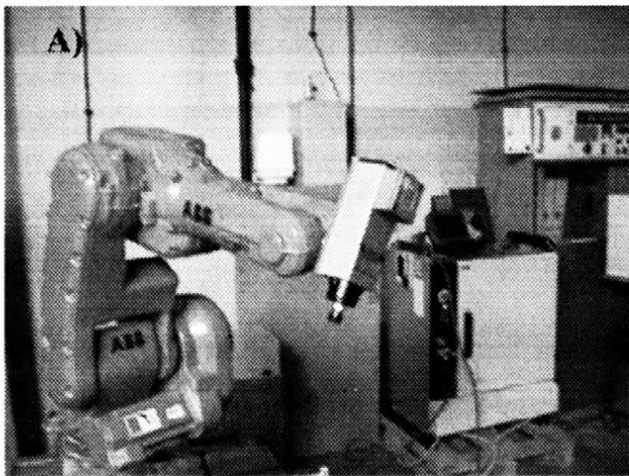
1. WSTĘP

Rozwój współczesnych systemów sterowania oraz możliwości wykonywania ultra precyzyjnych konstrukcji mechatronicznych pozwalają realizować projekty do niedawna uważane za zbyt trudne ze względu na koszty i brak możliwości realizacji technologicznych. Analiza literatury wskazuje, że wykorzystanie robotów przemysłowych do zadań obróbkowych jest możliwe i coraz częściej stosowane [1,3]. W niektórych obszarach zastosowań roboty mogą spełniać funkcję obróbkową opłacalną ekonomicznie, jeśli chodzi o wygładzanie i polerowanie złożonych powierzchni swobodnych lub krzywoliniowych [4]. Szczególnie w przypadku części o znacznych gabarytach, co do których nieekonomiczne jest zastosowanie 5-osiowych centrów obróbkowych. Zastosowanie inteligentnej aktywnej głowicy obróbkowej może umożliwić precyzyjne prowadzenie narzędzia ściernego względem powierzchni obrabianej [2]. Dodatkowo wykorzystanie diagnostycznego systemu monitorującego, który w sprzężeniu zwrotnym z układem sterowania robota i samej głowicy obróbkowej umożliwi kontrolę jakości uzyskiwanych powierzchni w procesie szlifowania gładkościowego. Należy zaznaczyć, że wykorzystanie robota z ulepszonym systemem sterowania może okazać się bardziej opłacalne

w niektórych zastosowaniach niż centrum 5-osioowego, nawet dla części małych charakteryzujących się złożoną powierzchnią.

2. STANOWISKO BADAWCZE DO RELIZACJI PROCESU SZLIFOWANIA POWIERZCHNI SWOBODNYCH

Stanowisko badawcze służące do realizacji procesu szlifowania powierzchni swobodnych wykonanych z materiałów trudnoobrabialnych składa się z następujących modułów: robota przemysłowego firmy ABB, elektrowrzeciona zamocowanego na powierzchni roboczej końcówki ramienia robota, systemu sterowania robota, systemu sterowania głowicy piezoelektrycznej umieszczonej w płycie łączącej elektrowrzeciono z ramieniem robota. Stanowisko wyposażone jest również w korpus, na którym zamocowany jest przedmiot obrabiany oraz korpus, na którym umieszczono robot przemysłowy. Stanowisko badawcze wyposażone jest w system diagnostyczny składający się z: czujnika EA oraz piezoelektrycznego czujnika siły, a także układu akwizycji i przetwarzania sygnału EA (rys. 1).

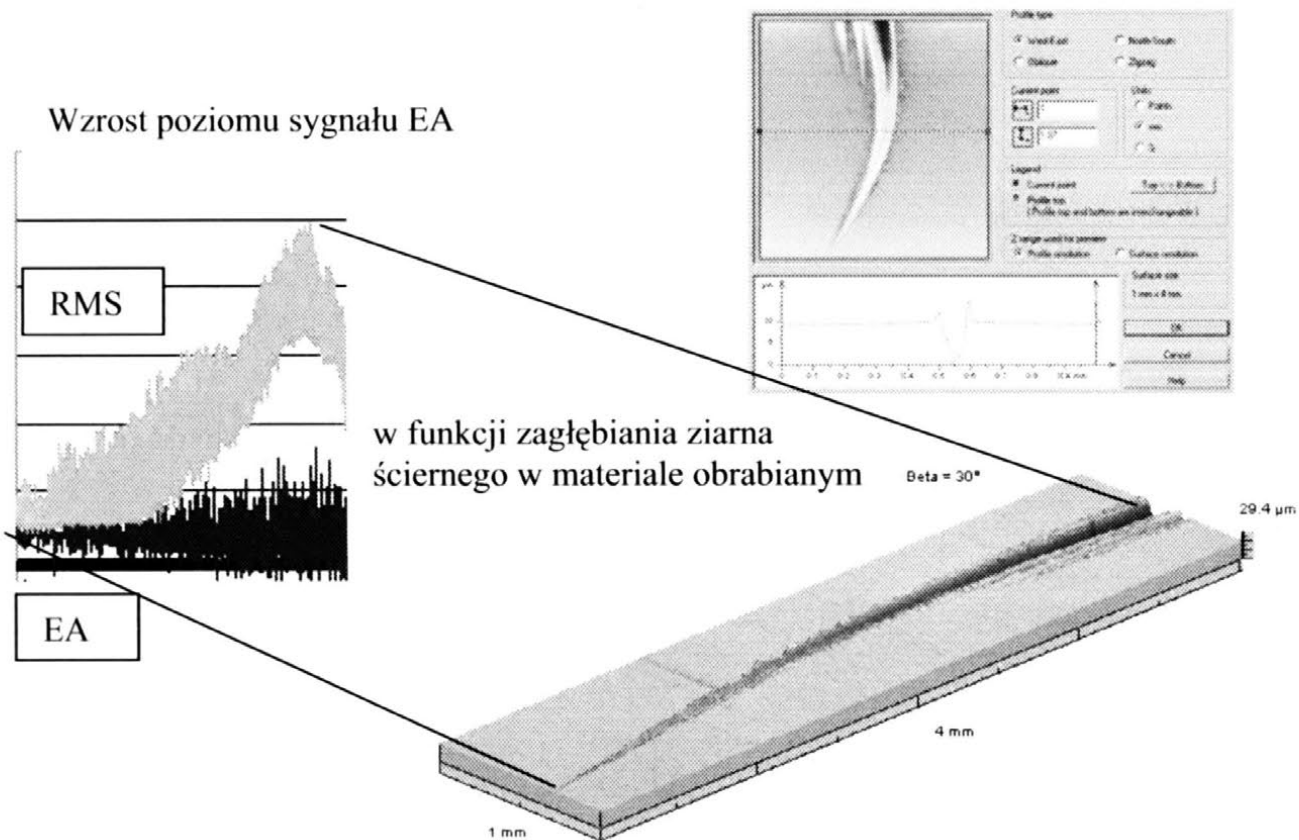


Rys. 1. Widok ogólny stanowiska badawczego wyposażonego w robota przemysłowego firmy ABB wraz z elektrowrzecionem A), korpus stołu roboczego dla robota B)

Projekt stanowiska badawczego uwzględnia specyfikę realizacji obróbki powierzchni swobodnych z wykorzystaniem robota przemysłowego. W celu zapewnienia wysokiej stabilności obróbki umieszczono robota na korpusie żeliwnym, drugi korpus przeznaczono dla przedmiotu obrabianego, który został odseparowany od robota w celu minimalizacji drgań pochodzących od ruchu serwonapędów. Zastosowany korpus charakteryzuje się masywną budową, co zapewnia stabilne zamocowanie części obrabianej. W realizacji procesu

szlifowania przewiduje się wykorzystanie również stołu obrotowego lub uchylnego, w celu zwiększenia stopni swobody w strefie szlifowania.

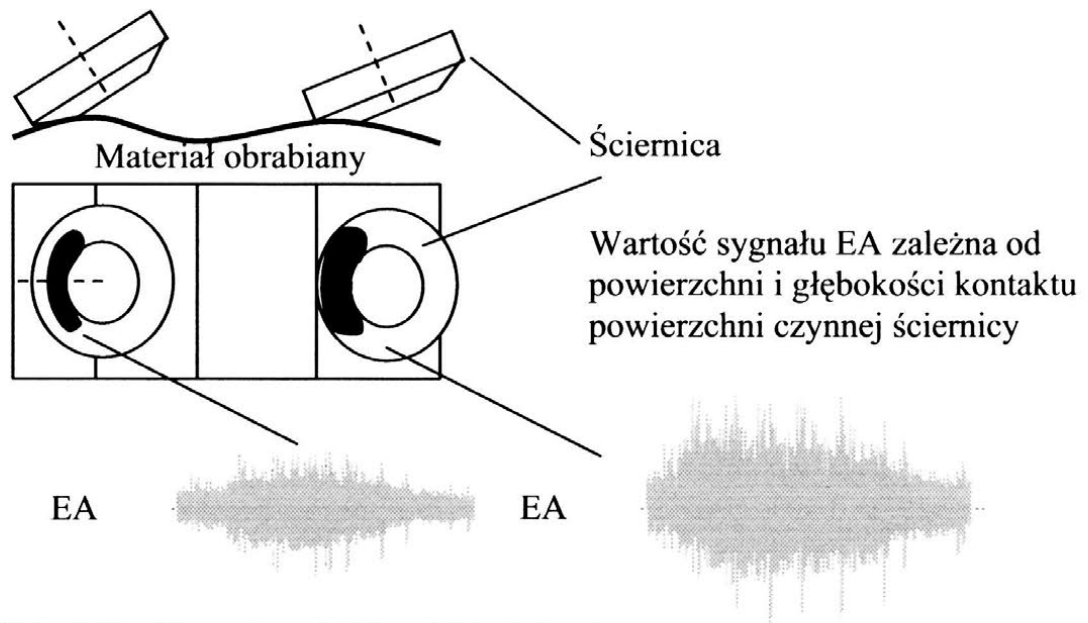
Planuje się również wykorzystanie aktywnego separatora drgań zarówno na stole, jak i w głowicy obróbkowej. Testy przeprowadzone z wykorzystaniem robota potwierdzają, że konieczne jest realizowanie procesu szlifowania z wykorzystaniem sygnału EA jako czynnika identyfikującego kontakt narzędzia ściernego z materiałem obrabianym, a następnie pośredniego wykorzystania sygnału do kontroli jakości szlifowanych powierzchni w celu monitorowania w czasie rzeczywistym parametrów opisujących jakość powierzchni obrabianej. Dlatego opracowano stanowisko do badania korelacji między głębokością wnikania ziaren ściernych a poziomem sygnału EA (rys. 2).



Rys. 2. Badanie pojedynczym ziarnem ściernym z użyciem sygnału EA

Badania pojedynczym ziarnem ściernym pozwolą na uzyskanie informacji co do głębokości wnikania ostrza i sygnału EA, który generowany będzie w warstwie wierzchniej obrabianego materiału. Analiza sygnału obejmuje zarówno specyfikę materiału, jak i ziarna ściernego oraz spoiwa ściernicy. Realizacja badań pozwoli na przeniesienie otrzymanych informacji w obszar stosowania narzędzi

ściernych, gdzie przebadana zostanie również korelacja między przekrojem warstwy skrawanej charakterystycznej dla danego narzędzia ściernego i kształtu powierzchni obrabianej oraz zarejestrowanym sygnałem EA ze strefy szlifowania (rys. 3).

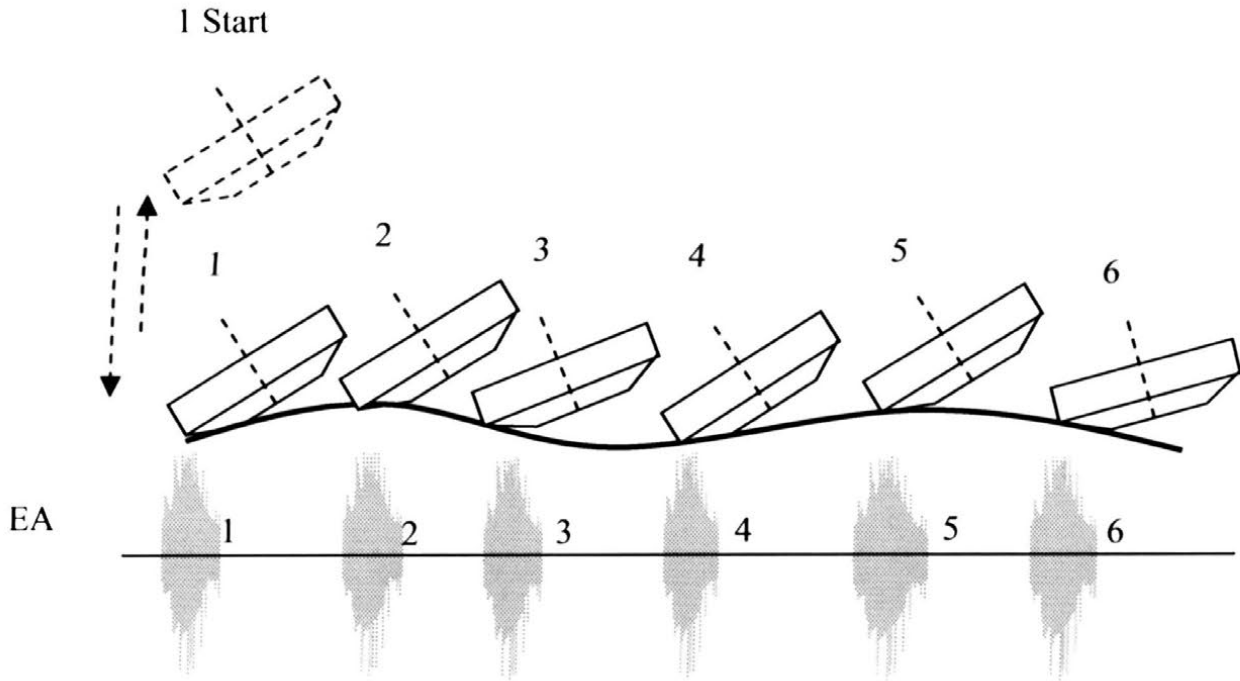


Kształt i wielkość powierzchni kontaktu ściernicy z powierzchnią obrabianą zależą od lokalnej topografii powierzchni obrabianej, kształtu ściernicy i kąta nachylenia osi obrotu ściernicy

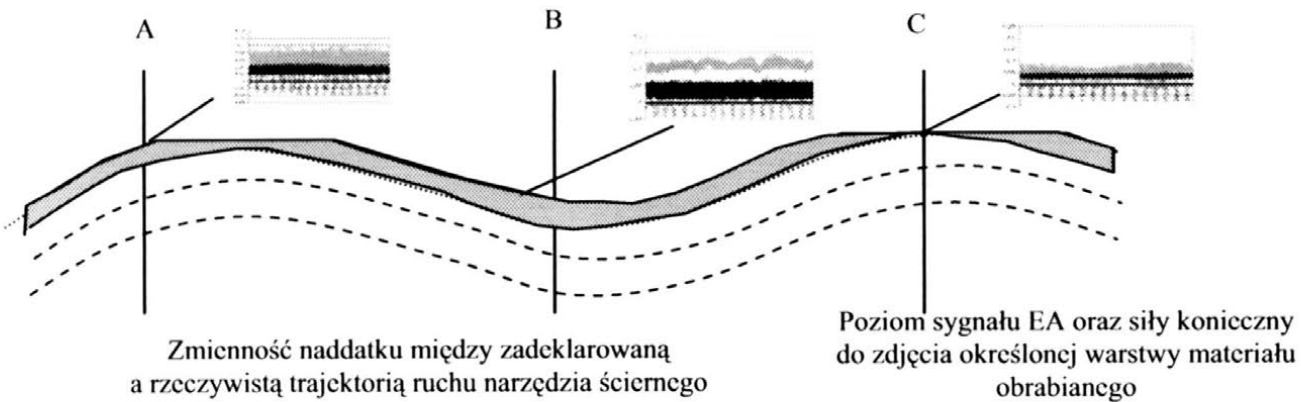
Rys. 3. Analiza zmian powierzchni kontaktu ściernicy z materiałem obrabianym względem poziomu sygnału EA zarejestrowanego w strefie szlifowania

Wykorzystanie sygnału EA do identyfikacji kontaktu narzędzia z materiałem obrabianym za pośrednictwem ramienia robota, pozwala na określenie szeregu miejsc zerowych, na podstawie których utworzona zostanie trajektoria ruchu narzędzia ściernego (rys. 4). Każde zetknięcie powierzchni czynnej ściernicy z obrabianym materiałem powinno dawać w odpowiedzi zbliżoną wartość sygnału EA.

Odległości między poszczególnymi punktami zerowymi (odległości pośrednie) zostaną zaprogramowane zgodnie z możliwościami układu sterowania robota. Sygnał EA pozwoli na realizację kompensacji poprzez aktywną inteligentną głowicę obróbkową według zasady przedstawionej na (rys. 5).



Rys. 4. Sposób identyfikacji kontaktu narzędzia ściernego z materiałem obrabianym

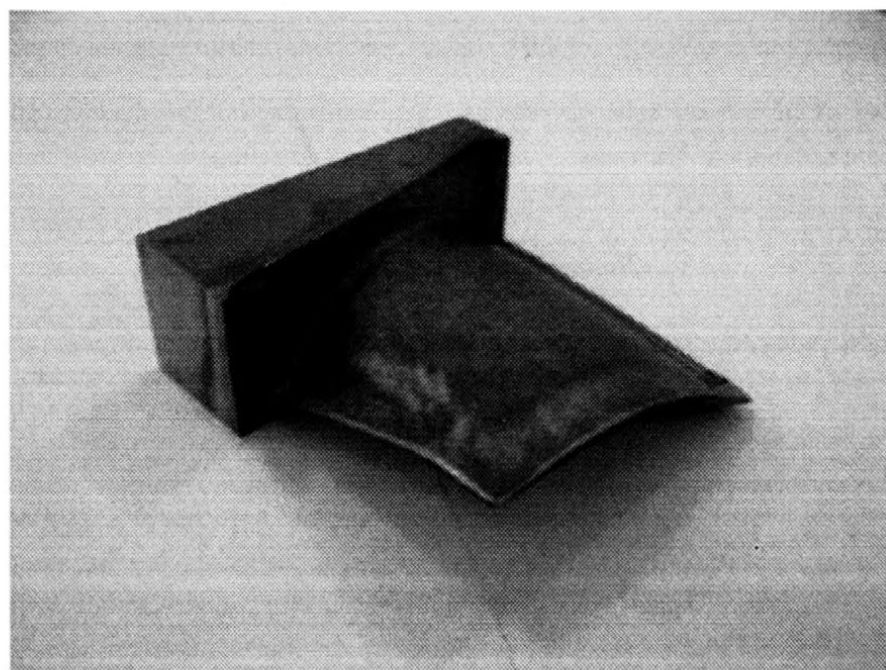


Rys. 5. Sposób kompensacji warstwy skrawanej identyfikowany za pomocą sygnału EA

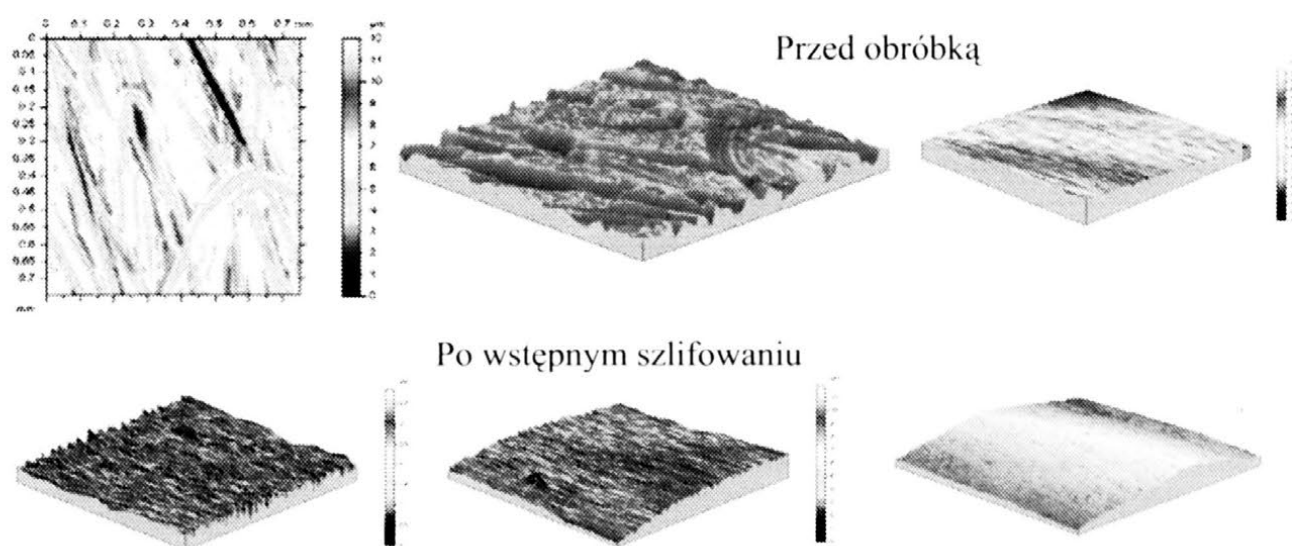
3. BADANIA DOŚWIADCZALNE

Wykorzystanie robota przemysłowego do obróbki powierzchni swobodnych, będzie testowane między innymi na łopatkach wirnika silników turboodrzutowych (rys. 6).

Na rysunku 7 przedstawiono przykładowe topografie zarejestrowane na powierzchniach wstępnie przeszlifowanych łopatek tytanowych (półwyroby wykonano metodą drażenia elektrochemicznego).

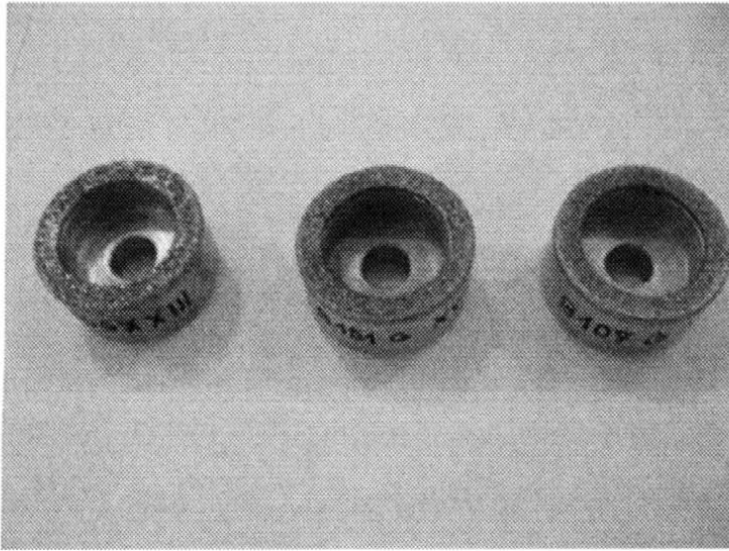


Rys. 6. Łopátka wirnika silnika wykonana z tytanu Ti-6Al-4V (CPW 41)



Rys. 7. Topografie fragmentów łopatek tytanowych przed i po obróbce szlifowaniem

Kolejne etapy badań będą polegały między innymi na poszukiwaniu optymalnej budowy narzędzi ściernych, w tym celu przetestowane zostaną narzędzia przygotowane przez Instytut Zaawansowanych Technologii Wytwarzania w Krakowie (rys. 8).



Rys. 8. Ściernice testowane w badaniach w celu doboru optymalnego narzędzia ściernego do realizacji szlifowania z wykorzystaniem robota przemysłowego

Należą do nich ściernice wykonane z CBN garnkowe ze spoiwem żywicznym, do szlifowania czołem lotniczych stopów niklu, a także ściernice diamentowe ze spoiwem galwanicznym do szlifowania stopów tytanu. Narzędzia zostały sporządzone w ramach realizacji grantu z IZTW oraz PBZ-Rzeszów.

4. PODSUMOWANIE

Wykorzystanie robota przemysłowego do realizacji procesu szlifowania gładkościowego materiałów trudnoobrabialnych (stopów lotniczych) nie należy do łatwych zadań. Realizowane badania mają na celu opracowanie i budowę stanowiska badawczego umożliwiającego obróbkę powierzchni krzywoliniowych, a następnie swobodnych z dużą dokładnością.

Głównym zadaniem robota będzie dogładzanie powierzchni uzyskanych we wcześniejszych etapach wytwarzania elementów charakteryzujących się powierzchniami swobodnymi. W tym celu opracowano również stanowisko badawcze na centrum obróbkowym aby realizować synergie obrabiarki i robota w procesie wytwarzania złożonych powierzchni funkcyjnych wykonanych z materiałów trudnoobrabialnych. Podział ich funkcji polega na realizacji głębokiej obróbki ubytkowej na centrum obróbkowym CNC, następnie realizacja wygładzania planowana jest z wykorzystaniem robota przemysłowego i inteligentnej głowicy obróbkowej. Badania podążają również w tym kierunku, aby głowicę obróbkową można było stosować na obrabiarkach CNC w celu zwiększenia ich dokładności i w razie potrzeby stosować zamiennie.

5. LITERATURA

- [1] Ha D. J.: *Study on the NC-attached polishing robot system for curve mold*, Proc. ICASE 2 (2) (1996), pp. 1312 - 1315.
- [2] Musiał W.: *Propozycja wykorzystania robota przemysłowego do wygładzania powierzchni kształtowych za pomocą aktywnej głowicy dosuwowej* - NSOŚ Współczesne problemy obróbki ścierniej (2009) Koszalin, s. 607 - 620.
- [3] Park K. M., Jang J. H., Han C. S.: *Development of polishing automation system for hardened surface*, Proc. KSPE (1994), pp. 389 - 394.
- [4] Park K. M., Jang J. H., Han C. S.: *Study on the experimental analysis of polishing automation of hardened surface*, Proc. KSPE 12 (9) (1995), pp. 30 - 39.

APPLICATION OF INDUSTRIAL ROBOT TO SURFACE LAYER SMOOTHING OF FREE SURFACES OF THE HARD-WORKABLE MATERIALS

ABSTRACT: This paper presents assumptions to construction of research station equipped in industrial robot as well as intelligent processing head. The construction of research station has on aim the realization of processing of free and curvilinear surfaces shaped on hard-workable materials.

^{*}) dr inż. Wojciech MUSIAŁ, Katedra Inżynierii Produkcji, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: wmusial@tu.koszalin.pl

**PROCESY MIKRO I NANOBRÓBKI
ŚCIERNEJ**

WYKOŃCZENIOWE MIKROWYGŁADZANIE SUPER GŁADKICH POWIERZCHNI ELEMENTÓW CERAMICZNYCH

Ryszard Lewkowicz^{*)}, Wojciech Kacalak^{**)}, Ryszard Ściegienka^{*)}

***STRESZCZENIE:** W referacie podano parametry obróbki oraz efekty i wskaźniki wykończeniowego mikrowygładzania zewnętrznych powierzchni walcowych nurników ceramicznych foliowymi taśmami ściernymi zawierającymi ziarna diamentowe. Scharakteryzowano zastosowane foliowe taśmy ścierne i określono wysokości kosztów narzędziowych operacji i poszczególnych zabiegów. Przedstawiono także topografię powierzchni czynnych aktualnie produkowanych nurników wykonanych z ceramiki cyrkonowej.*

1. WSTĘP

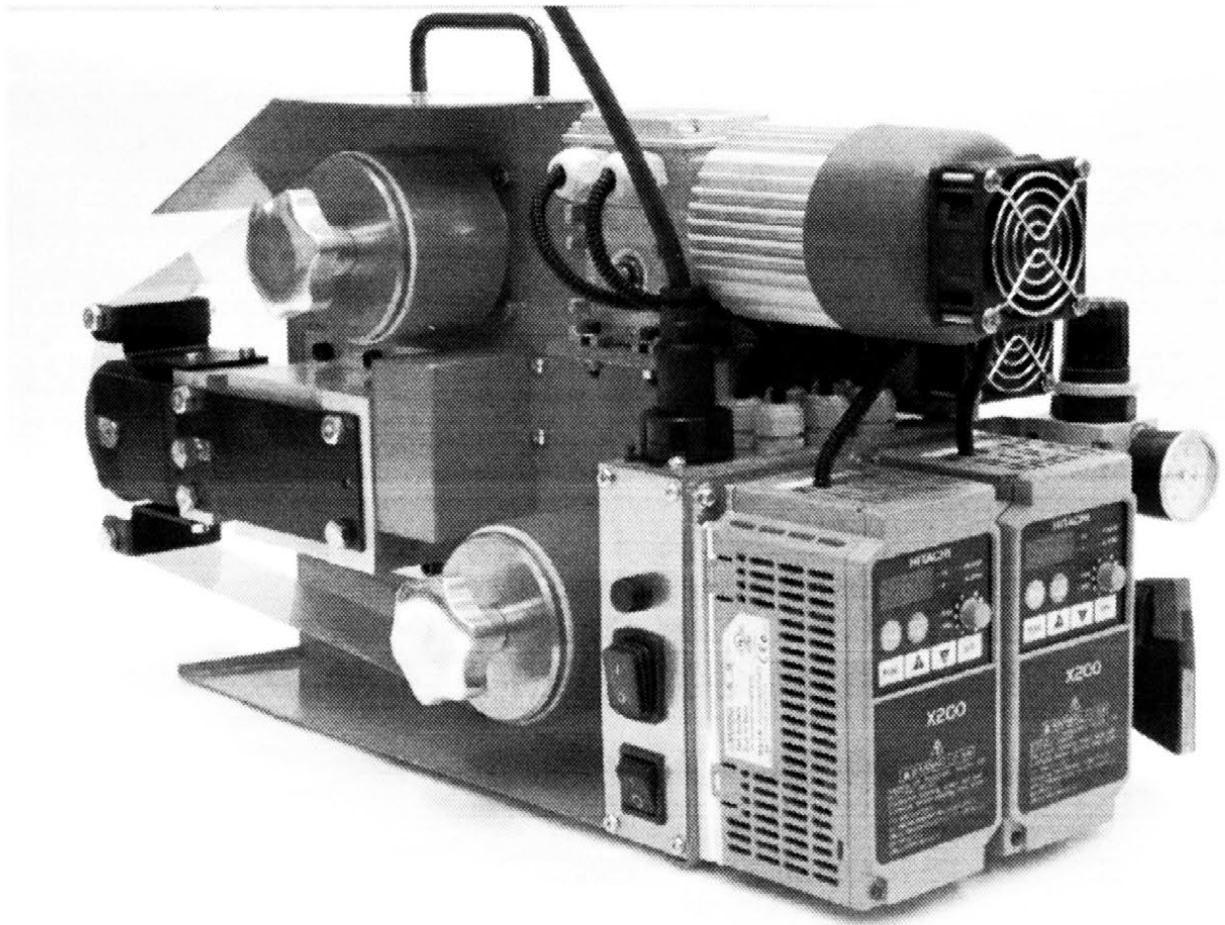
Metoda mikrowygładzania powierzchni FTS [1, 9, 10] polega na ciągłym, powolnym wprowadzaniu taśmy w strefę obróbki. Ziarna ścierne wchodzi w strefę tylko jeden raz, co jest cechą metody. Taśma wynosi ze strefy produkty obróbki w przestrzeniach międzyziarnowych i jest nawijana na rolkę folii zużytej, zapewniając czystość powierzchni obrobionej i brak jej „zbrojenia” ścierniwem. Przewiduje się, że stosowanie metody mikrowygładzania będzie się zwiększało.

Wykorzystując doświadczenia uzyskane podczas budowy i eksploatacji małogabarytowej głowicy GM-1, w Politechnice Koszalińskiej, w ramach projektu badawczego rozwojowego nr rejestracyjny R03 025 02 [1], opracowano prototyp przemysłowej głowicy do mikrowygładzania wałków foliowymi taśmami ściernymi oznaczony GW-1. Cykl kolejnych badań głowicy i procesu dotyczy mikrowygładzania powierzchni wałków wykonanych z różnych odmian zaawansowanej ceramiki konstrukcyjnej z zastosowaniem foliowych taśm ściernych z ziarnami diamentowymi.

2. WARUNKI MIKROWYGŁADZANIA WAŁKÓW CERAMICZNYCH

2.1. Opis głowicy do mikrowygładzania wałków

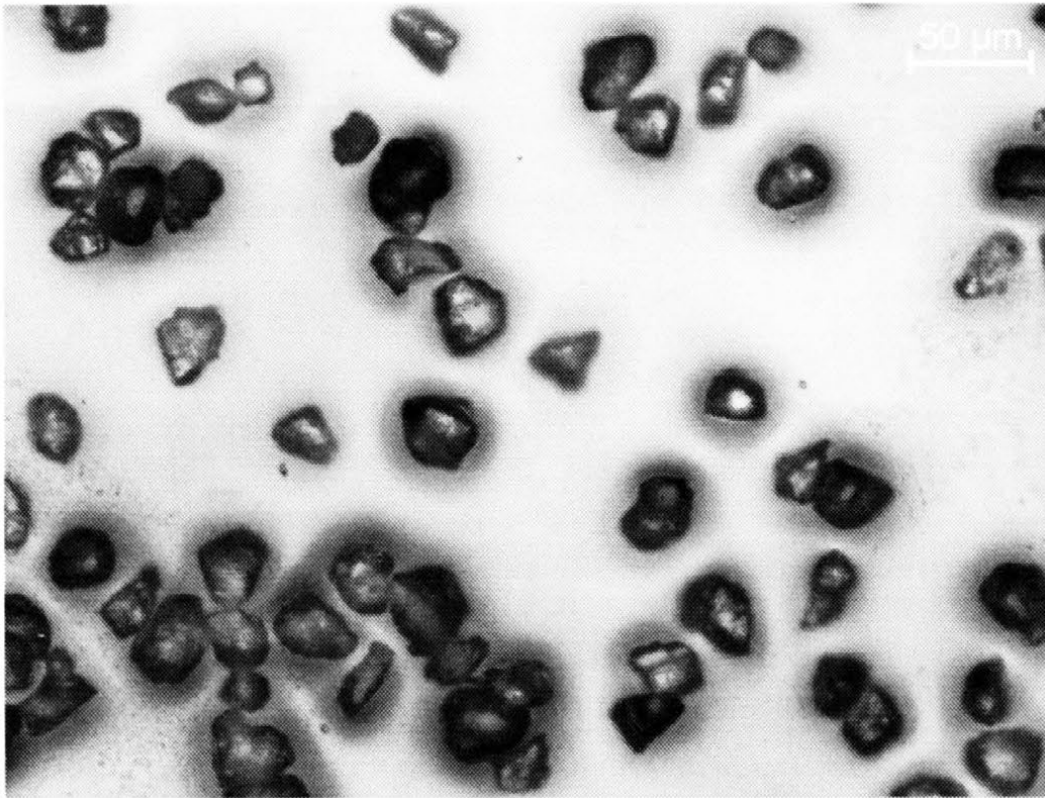
Rysunek 1 przedstawia głowicę typu GW-1, którą montuje się na tokarce uniwersalnej za pomocą jej chwytu przystosowanego do imaka nożowego tokarki. Głowica umożliwia zamienne stosowanie taśm o szerokości 1/2", 1" lub 2".



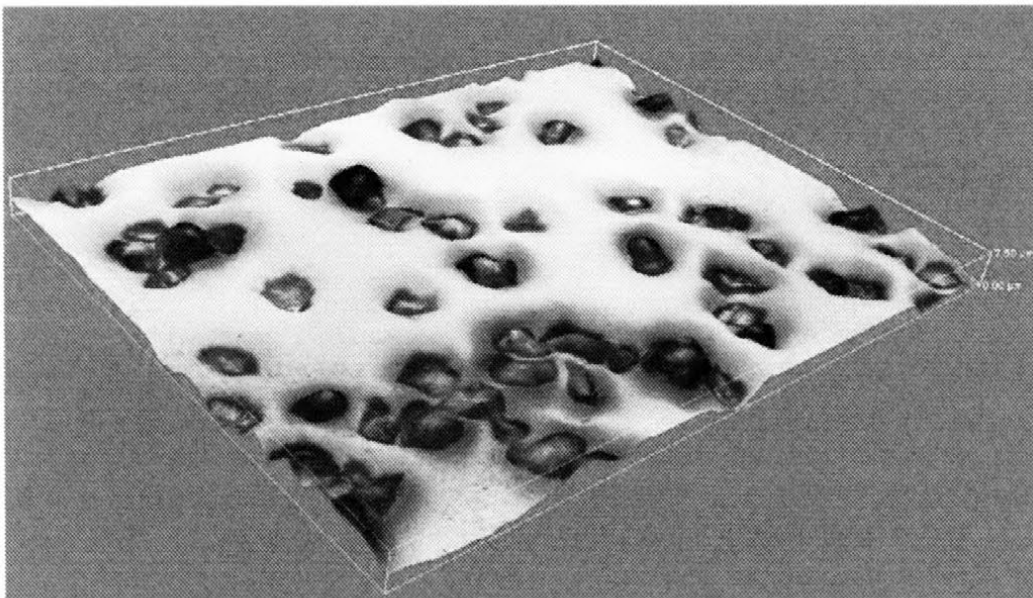
Rys. 1. Głowica typu GW-1 do mikrowygładzania zewnętrznych powierzchni walcowych foliowymi taśmami ściernymi

Charakteryzują ją następujące wielkości: średnica obrabianego wałka $d=10...250$ mm (zależna od tokarki), prędkość przesuwu taśmy $v_f=0...90$ (max 500) mm/min, częstotliwość oscylacji $f=0...500$ 1/min, amplituda oscylacji $A=2,5$ mm, docisk rolki z siłą $F_n=10...90$ (max 200) N realizowany siłownikiem pneumatycznym zasilanym z sieci o ciśnieniu 0,6 MPa, napięcie wejściowe 230 V, moc zainstalowana 400 W, wymiary gabarytowe 575x250x300 mm, masa ok. 25 kg. Głowicę GW-1 opisano w literaturze [1, 2, 3, 4, 5].

2.2. Charakterystyka foliowych taśm ściernych IDLF z ziarnami diamentowymi



Rys. 2. Fotografia foliowej taśmy ściernej IDLF30 z ziarnami diamentowymi



Rys. 3. Fotografia 3D foliowej taśmy ściernej IDLF30 z ziarnami diamentowymi

Na rysunkach 2 i 3 pokazano fotografie powierzchni czynnej foliowej taśmy ścierniej IDLF30 z ziarnami diamentowymi (o wymiarze $30\ \mu\text{m}$) z mikroskopu metalograficznego odwróconego ECLIPSE MA200 firmy Nikon. Rozmieszczone nierównomiernie ziarna ściernie zagłębione są w spoiwice a ich wierzchołki niewiele z niego wystają. Przestrzenie między ziarnami wypełnia spoiwo. W otoczeniu ziaren występują zagłębienia w spoiwice, lecz ich pojemność jest stosunkowo mała i może pomieścić tylko część produktów obróbki. Większość produktów obróbki musi więc być usunięta ze strefy obróbki przez sprężone powietrze lub ciecz chłodzącą.

Powierzchnie czynne foliowych taśm ściernych IDLF z ziarnami diamentowymi różnią się znacznie od powierzchni taśm typu IMFF, z ziarnami z elektrokorundu lub z węgla krzemu osadzonymi na nośniku w polu elektrostatycznym, które mają stosunkowo duże pojemności przestrzeni międzyziarnowych [9]. Opracowany w pracy [9] algorytm ADEPT doboru parametrów i warunków mikrowygładzania elementów metalowych mógł być zastosowany tylko w części dla określenia wartości parametrów mikrowygładzania wałków ceramicznych. Doboru taśm IDLF dokonano doświadczalnie, poczynając od stosowania taśm o największym wymiarze ziaren diamentowych $30\ \mu\text{m}$ i oceny kolejnych efektów ich pracy, aż do uzyskania granicznych efektów obróbkowych. Następnie w podobny sposób stosowano taśmy o wymiarach ziaren 15, 9 i $6\ \mu\text{m}$.

2.3. Właściwości tworzyw ceramicznych oraz cechy powierzchni wałków ceramicznych przed mikrowygładzaniem

Właściwości tworzywa wybranego na wykonanie wyrobu decydują o jego niezawodności, parametrach wytrzymałościowych i trybologicznych, żywotności i kosztach.

W tabeli 1 przedstawiono właściwości dwóch wybranych tworzyw stosowanych w Instytucie Energetyki Oddział Ceramiki CEREL w Boguchwale koło Rzeszowa, do wytwarzania wyrobów ceramicznych [12]. Wałki przeznaczone do badań procesu mikrowygładzania wykonane są z drobnoziarnistej, prawie nieporowatej ceramiki cyrkonowej ZrO_2 z dodatkiem stabilizatora w postaci tlenku itru Y_2O_3 . Jej właściwości znacznie przewyższają właściwości 96% ceramiki korundowej Al_2O_3 , którą uznaje się za bardzo wytrzymałą i trwałą. Przewaga dotyczy zwłaszcza podatności na ścieranie określonej przy pomocy testera T-07 ITE Radom, która jest około pięć razy mniejsza jak ceramiki korundowej. Trzeba oczekiwać, że obróbka ścierna ceramiki cyrkonowej będzie bardzo trudna.

Zużycie ściernie materiałów ceramicznych [6, 7, 8, 11] odbywa się przez przenoszenie cząstek materiału szepionego adhezyjnie na wierzchołki nierówności twardszego elementu współpracującego, lub na wierzchołki ziaren

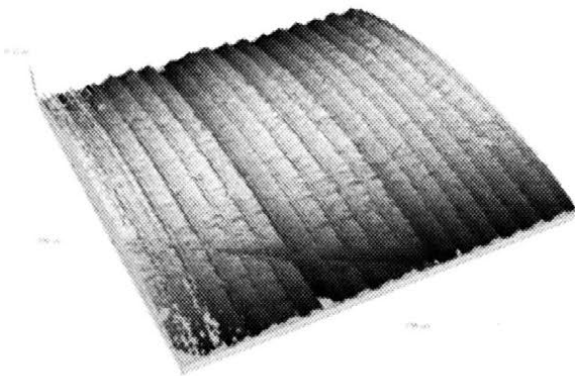
narzędzia ściernego, ścinanie nierówności i tworzenie bruzd, łuszczenie lub przez tworzenie pęknięć równoległych do powierzchni obrabianej i ubytek masy wskutek rozwarstwień.

Tabela 1

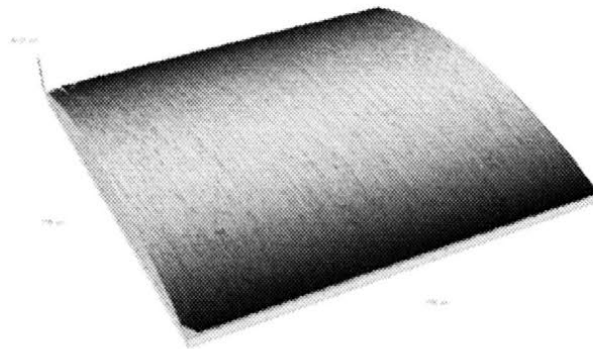
Wybrane właściwości tworzyw ceramicznych

L.p.	Właściwość	Jednostka	Al ₂ O ₃ 96%	ZrO ₂ +Y ₂ O ₃
1	Gęstość pozorna, min	g/cm ³	3,70	6,00
2	Wytrzymałość na zginanie, min	MPa	280	950
3	Udarność, min	kJ/m ²	4,0	21,0
4	Moduł Younga, min	GPa	320	200
5	Odporność na zmiany temperatury, min	K	140	200
6	Odporność na kruche pękanie, min	MPa m ^{1/2}	4	7
7	Podatność na ścieranie	mm ³	70	15

Na rysunku 4 pokazano profilogram 3D powierzchni wałka ceramicznego W7 otrzymanego od producenta, o parametrach $R_{ao}=1,637 \mu\text{m}$ i $R_{to}=10,36 \mu\text{m}$, toczonej narzędziami diamentowymi, a na rysunku 5 – powierzchni szlifowanej wałka ceramicznego W6 o $R_{ao}=0,14 \mu\text{m}$ i $R_{to}=2,02 \mu\text{m}$. Wygładzenie tych powierzchni wymaga usunięcia materiału nierówności o objętości około 27mm^3 i 4mm^3 , co spowoduje odpowiednie zmniejszenie średnic o około 21 i 5 μm . Wszystkie profilogramy powierzchni 3D wykonano metodą bezstykową na profilometrze interferencyjnym CCI 6000 firmy Taylor Hobson.



Rys. 4. Profilogram powierzchni toczonej narzędziami diamentowymi wałka ceramicznego W7 o $R_{ao}=1,637 \mu\text{m}$



Rys. 5. Profilogram powierzchni szlifowanej wałka ceramicznego W6 o $R_{ao}=0,14 \mu\text{m}$

3. WYNIKI SEKWENCYJNEGO MIKROWYGŁADZANIA POWIERZCHNI WAŁKÓW CERAMICZNYCH FOLIOWYMI TAŚMAMI ŚCIERNYMI TYPU IDLF

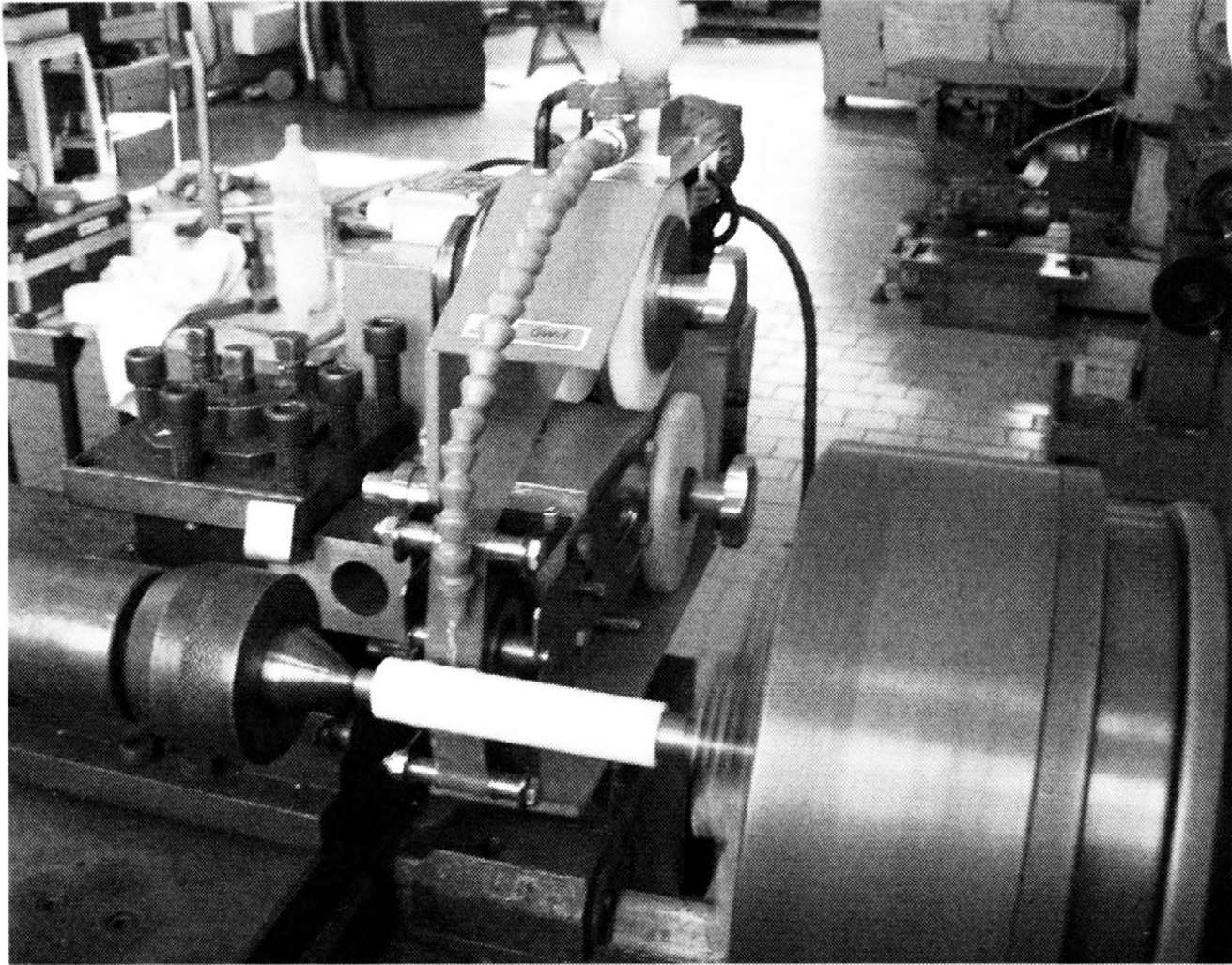
3.1. Metodyka doboru parametrów mikrowygładzania wałków ceramicznych

Dla określenia wartości parametrów mikrowygładzania wałków ceramicznych częściowo zastosowano Algorytm ADEPT [9] opracowany dla doboru parametrów i warunków mikrowygładzania elementów metalowych. Wykorzystano także rozpoznawcze badania doświadczalne mikrowygładzania wałka ceramicznego, dla określenia możliwych do uzyskania efektów obróbkowych użytymi taśmami, dla przyjętych parametrów obróbkowych. Wyniki badań rozpoznawczych pokazano na rysunku 7. Rysunek ten przedstawia zależność parametru chropowatości Ra od liczby technologicznych przejść taśm wzdłuż tworzącej obrabianego wałka. Stosowano taśmy IDLF 30 i 15 obrabiając wałek tak długo, aż w kolejnych zabicgach następowała stabilizacja wartości parametru Ra . Uzyskane wartości $Ra=0,04-0,07 \mu\text{m}$ (tak oznaczono końcową wartość parametru Ra) dla taśmy IDLF 30 oraz $Ra=0,02-0,03 \mu\text{m}$ dla taśmy IDLF 15 pokazały, że bardzo wysokie gładkości powierzchni tego wałka można uzyskać stosując stosunkowo gruboziarniste taśmy.

3.2. Wyniki mikrowygładzania wałków ceramicznych

Na rysunku 6 przedstawiono mikrowygładzanie powierzchni wałka ceramicznego foliową taśmą ścierną zawierającą diamentowe ziarna ściernie z zastosowaniem głowicy GW-1. Mikrowygładzanie prowadzono bez chłodzenia i z chłodzeniem strefy obróbki.

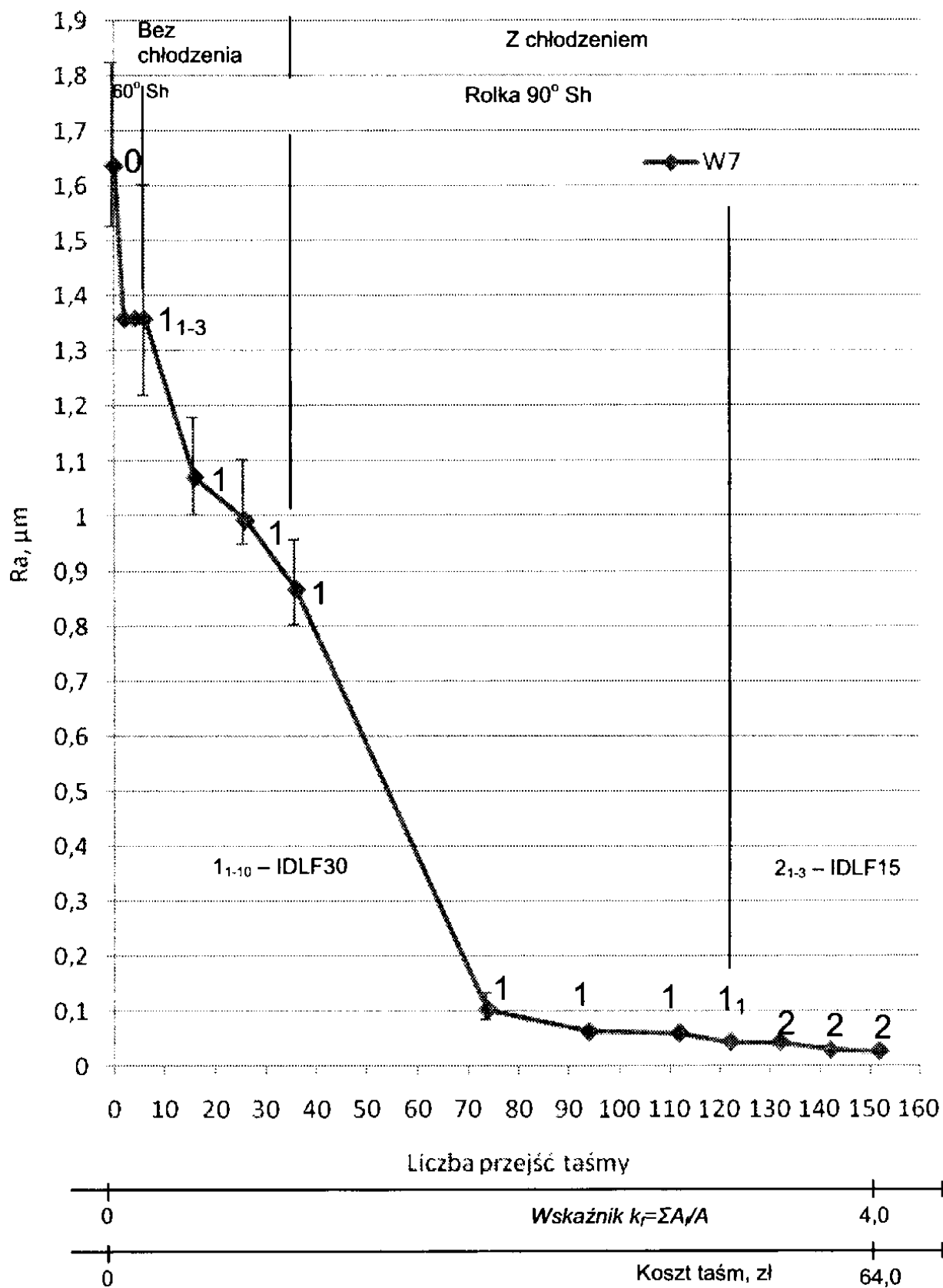
Na rysunku 7 i 8 przedstawiono uzyskane parametry chropowatości powierzchni wałków po zabicgach mikrowygładzania FTS dla wałków o średnicy 26 i 31 mm i długości obróbki 60 mm, wykonanych z ceramiki cyrkonowej o właściwościach podanych w tabeli 1. Stosowano taśmy typu IDLF 30, 15, 9 i 6 o szerokości 1". Parametry i warunki obróbki dobierano indywidualnie dla każdego wałka. Wartości parametrów zawierały się w zakresach: $v_o=65,3$ i $77,9$ m/min, $v_p= 533,6$ mm/min, $f= 400$ min⁻¹, $v_f= 68,7$ mm/min, siła $F_n=100$ N, liczba przejść 2-38, czas pojedynczego przejścia 5,1 s.



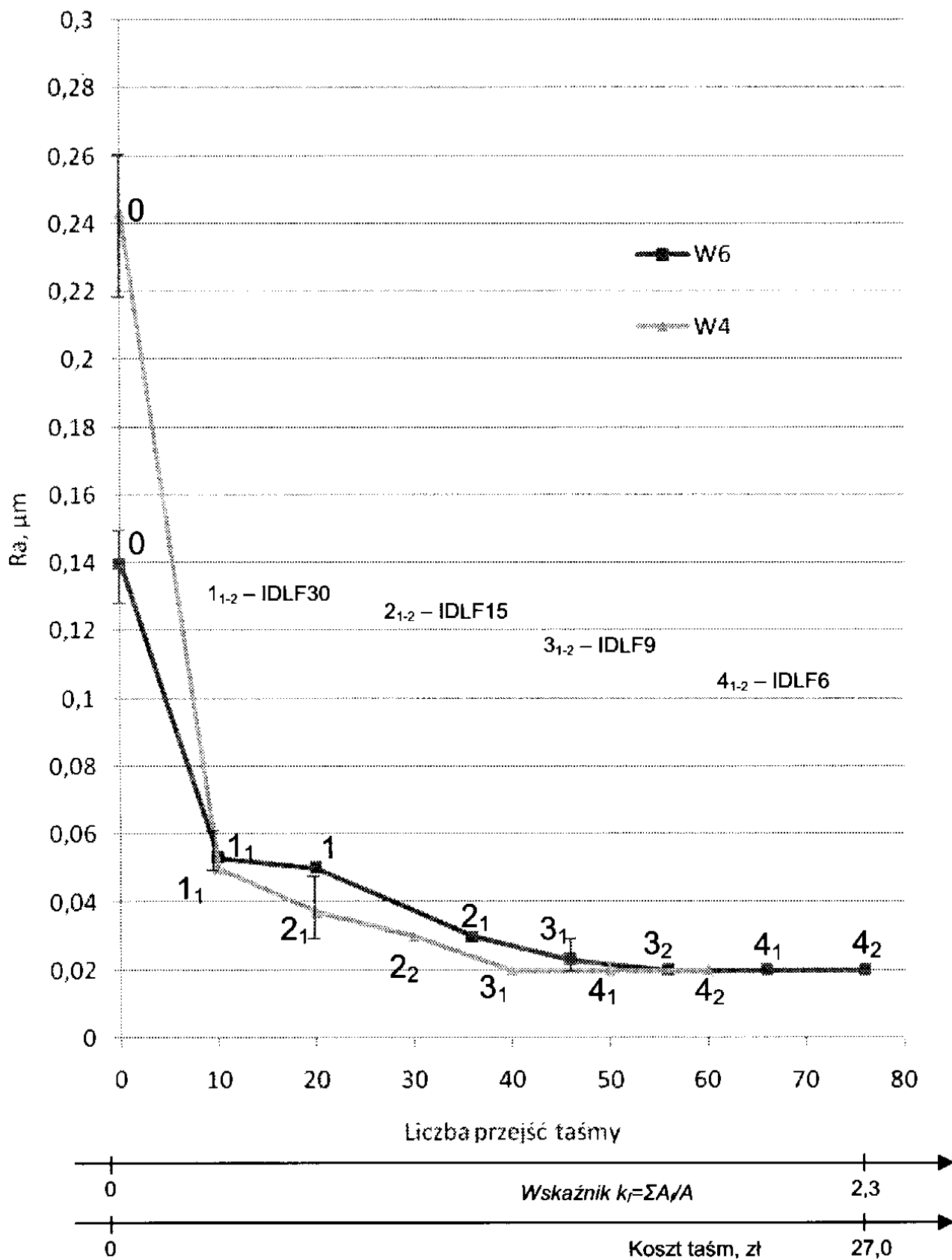
Rys. 6. Mikrowygładzanie powierzchni ceramicznego wałka foliową taśmą ścierną z zastosowaniem głowicy GW-1

Stosowano rolki dociskowe o średnicy 75 mm, długości czynnej 22 mm i twardości elastomeru 60 i 90 Sh, które dla siły normalnej $F_n=100$ N pozwalały na uzyskanie szerokości stref kontaktu taśm z powierzchnią obrabianą odpowiednio $2a= 4,54$ i $2,27$ mm i wartości średnich nacisków jednostkowych $q_{sr}=1$ i 2 MPa.

Mikrowygładzanie prowadzono początkowo bez chłodzenia a następnie zastosowano chłodzenie strefy obróbki 1% roztworem wodnym chłodziwa półsyntetycznego ToolWay S475 firmy STATOIL. Rozpiętości między uzyskanymi wartościami parametru Ra są bardzo małe, co oznacza, że dobór parametrów i warunków obróbki dla poszczególnych zabiegów był dokonany w sposób metodyczny [9]. Uzyskano najniższe wartości $Rak=0,02$ μm , a możliwe do uzyskania dla przyjętych warunków określono na $Rak=0,01$ μm .



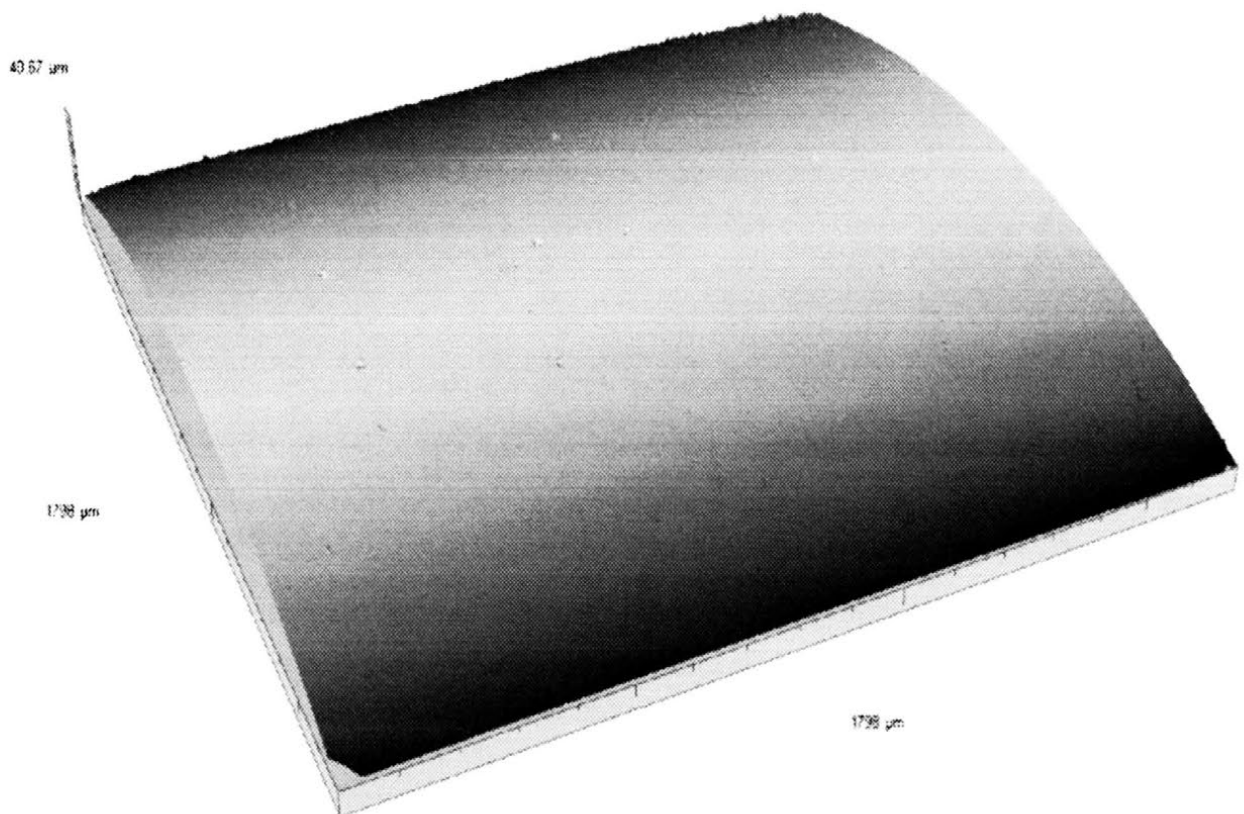
Rys. 7. Wartości parametru chropowatości powierzchni Ra wałka ceramicznego po zabiegach mikrowygładzania FTS z ziarnami diamentowymi w badaniach rozpoznawczych



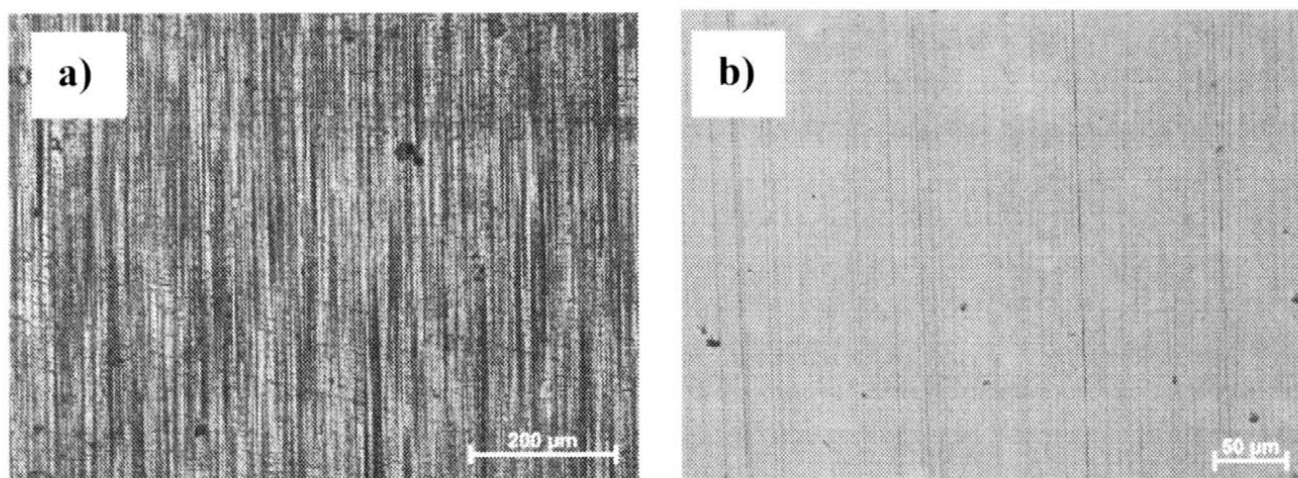
Rys. 8. Wartości parametru chropowatości powierzchni Ra wałków ceramicznych po zabiegach mikrowygładzania FTS z ziarnami diamentowymi

Rysunek 8 przedstawia zależność parametru chropowatości Ra od liczby technologicznych przejść taśm wzdłuż tworzącej obrabianego wałka oraz w funkcji powierzchniowego współczynnika k_f i w funkcji kosztów użytych taśm dla dwóch wałków. Powierzchnie początkowe były starannie szlifowane – $Ra_0=0,14$ i $0,24 \mu\text{m}$. Końcowe wartości parametru $Ra_k=0,02 \mu\text{m}$ uzyskano dla wałka W4 po 40 przejściach i użyciu taśm IDLF 30, 15 i 9, a dla wałka W6 po 56 przejściach z zastosowaniem tych samych taśm. Kolejne przejścia z użyciem taśmy IDLF 6, o mniejszych ziarnach nie powodowały dalszego wygładzania powierzchni, choć odbywało się usuwanie materiału wałków.

Na rysunku 9 pokazano profilogram 3D powierzchni wałka ceramicznego W6 po sekwencyjnym mikrowygładzaniu foliowymi taśmami ściernymi typu IDLF, o chropowatości $Ra_k=0,02 \mu\text{m}$. Porównanie jej z profilografem powierzchni początkowej szlifowanej tego wałka, przedstawionej na rysunku 5 o chropowatości $Ra_0=0,14 \mu\text{m}$, pozwala oszacować efekt obróbki jako bardzo dobry.



Rys. 9. Profilogram 3D powierzchni wałka ceramicznego po sekwencyjnym mikrowygładzaniu foliowymi taśmami ściernymi typu IDLF, o chropowatości $Ra_k=0,02 \mu\text{m}$



Rys. 10. Fotografia powierzchni początkowej (a) wałka ceramicznego o $R_{ao}=0,243 \mu\text{m}$ oraz po sekwencyjnym mikrowygładzaniu (b) foliowymi taśmami ściernymi typu IDLF, o $R_{ak}=0,02 \mu\text{m}$

Na rysunku 10 pokazano fotografie z mikroskopu ECLIPSE MA200 powierzchni początkowej (a) wałka ceramicznego W4 o $R_{ao}=0,243 \mu\text{m}$ oraz po sekwencyjnym mikrowygładzaniu (b) foliowymi taśmami ściernymi typu IDLF, o $R_{ak}=0,02 \mu\text{m}$. Powierzchnia po mikrowygładzaniu charakteryzuje się występowaniem długich, drobnych śladów ziaren ściernych i jest jednorodna. Można sądzić, że dominującym mechanizmem usuwania materiału jest ścinanie nierówności i tworzenie bruzd [7] przez diamentowe ziarna foliowych taśm ściernych.

W tabeli 2 zestawiono ważniejsze wielkości i wskaźniki charakteryzujące obrabiane wałki oraz parametry i wskaźniki końcowe opisujące efekty mikrowygładzania.

Zmniejszenie średnic wałków ΔD mają maksymalne wartości, gdyż mierzono je w środkowym obszarze obróbki. W obszarach wejścia i wyjścia taśmy obróbka odbywała się mniej intensywnie i usunięto mniej materiału [9].

Objętości usuniętego w wyniku mikrowygładzania materiału są znaczne i wynoszą od 43,80 do prawie 110 mm³. Koszty narzędziowe mikrowygładzania poszczególnych wałków wynoszą od 20 do prawie 64 zł i wynikają głównie z wysokich kosztów jednostkowych taśm. Zmniejszenie kosztów narzędziowych możliwe jest przez minimalizację liczby i powierzchni użytych taśm oraz poprzez wielokrotne ich stosowanie w procesach mikrowygładzania. Analizy mikroskopowe powierzchni taśm po mikrowygładzaniu pokazują, że wiele ziaren diamentowych nie uczestniczyło w obróbce i ma potencjał obróbkowy, a przestrzenie międzyziarnowe i spoiwo nie są nadmiernie zanieczyszczone produktami obróbki. Wskazane byłoby wcześniejsze przeprowadzenie badań trwałości i żywotności tych taśm.

Koszty jednostkowe odniesione do objętości usuniętego materiału, różnicy wartości Ra , czy do obrabianej powierzchni pozwalają określić koszt procesu mikrowygładzania podobnych przedmiotów ceramicznych.

Tabela 2

Wybrane wielkości i wskaźniki mikrowygładzania wałków ceramicznych

L.p.	Wielkość	Jednostka	Oznaczenie wałka		
			W4	W6	W7
1	Średnica nominalna wałka D	mm	26	26	31
2	Długość obrabiana L_p	mm	60	60	60
3	Chropowatość początkowa Ra_0	μm	0,243	0,140	1,637
4	Chropowatość końcowa Ra_k	μm	0,020	0,020	0,027
5	Zmniejszenie średnicy wałka ΔD	μm	26	25	50
6	Czas obróbki t	min	5,10	6,46	12,92
7	Powierzchnia obrabiana A	cm^2	49	49	58
8	Powierzchnia zużytej folii A_f	cm^2	87,9	112,8	243,3
9	Powierzchnia folii zużyta efektywnie A_{fe}	cm^2	73,1	93,8	202,3
10	Koszt zużytej folii K_f	zł	19,94	26,61	63,90
11	Wskaźnik powierzchniowy $k_f = A_f/A$		1,793	2,301	4,164
12	Objętość usuniętego materiału V_m	mm^3	45,15	43,80	109,56
13	Średnia wydajność objętościowa Q_v	mm^3/min	8,85	6,78	8,48
14	Koszt jednostkowy taśm $K_{jv} = K_f/V_m$	$\text{zł}/\text{mm}^3$	0,44	0,61	0,58
15	Koszt jednostkowy taśm $K_{jR} = K_f/\Delta Ra$	$\text{zł}/\mu\text{m}$	89,43	221,8	39,69
16	Koszt taśm użytych do obróbki jednostki powierzchni $K_{jop} = K_f/A$	$\text{zł}/\text{cm}^2$	0,41	0,54	1,10

4. PODSUMOWANIE

Prezentowana w referacie metoda wykończeniowego wielozabiegowego mikrowygładzania powierzchni wałków ceramicznych z zastosowaniem foliowych taśm ściernych IDLF i nowej konstrukcji głowicy do wałków oraz wyniki badań laboratoryjnych procesu mikrowygładzania, potwierdzają możliwość uzyskiwania powierzchni o bardzo wysokiej gładkości i jednorodnej topografii. Właściwości obrabianej ceramiki cyrkonowej pozwoliły na znaczne poprawienie gładkości powierzchni początkowej i uzyskanie powierzchni lustrzanych. Materiały ceramiczne zbudowane z ziaren o większych wymiarach i większej porowatości

wymagałyby eksperymentalnego doboru taśm i parametrów procesu. Dobranie zbioru foliowych taśm ściernych zawierających ziarna diamentowe i opracowanie procesu technologicznego, pozwala na uzyskiwanie zakładanej jakości powierzchni obrabianej przy minimalnych powierzchniach zużytych taśm i dużej wydajności obróbki. Koszty narzędziowe mikrowygładzania są znaczne i wynikają z wysokich kosztów jednostkowych taśm. Zmniejszenie kosztów narzędziowych możliwe jest przez minimalizację liczby i powierzchni użytych taśm oraz poprzez wielokrotne ich stosowanie w procesach mikrowygładzania, lecz wymagałoby to przeprowadzenia badań trwałości i żywotności foliowych taśm ściernych zawierających ziarna diamentowe, w procesach wielokrotnego mikrowygładzania.

5. LITERATURA

- [1] Lewkowicz R i inni.: Sprawozdania końcowe z realizacji projektu badawczego rozwojowego nr rejestracyjny R03 025 02 pod tytułem: *Głowice do mikrowygładzania powierzchni obrotowych zewnętrznych i wewnętrznych foliowymi taśmami ściernymi*. Koszalin 2009. Praca niepublikowana.
- [2] Lewkowicz R., Kacalak W., Ściegienka R., Charkiewicz L., Bokicj S., Kasprzyk M.: *Głowica nowej konstrukcji do mikrowygładzania powierzchni zewnętrznych foliowymi taśmami ściernymi i wybrane efekty jej stosowania*. Współczesne problemy obróbki ściernej pod redakcją J. Plichty. Materiały XXXII Naukowej Szkoły Obróbki Ścierniej. Koszalin-Darłówko, 2-4.09.2009.
- [3] Lewkowicz R., Kacalak W., Ściegienka R., Bałasz B.: *The new methods and heads for precision microfinishing with application of microfinishing films*. Materiały 5th International Congress on Precision Machining. ICPM 2009. September 15-19th 2009, Stará Lcsná – Slovakia.
- [4] Lewkowicz R., Ściegienka R.: *Nowoczesne metody obróbki super gładkich powierzchni precyzyjnych elementów samochodów*. Materiały XI Ogólnopolskiego Sympozjum Naukowego „SYMROZ’2009”, Szczecin 2009.
- [5] Lewkowicz R., Ściegienka R., Piątkowski P. Bałasz B.: *Modern methods of microfinishing super-smooth surfaces of car engines and suspensions parts*. Materiały XIII Międzynarodowej Konferencji Komputerowe systemy wspomaganie nauki, przemysłu i transportu. „TRANSCOMP 2009”. Zakopane 30.11-3.12.2009.
- [6] Niezgoda T., Małachowski J., Szymczyk W.: *Modelowanie numeryczne mikrostruktury ceramiki. Zagadnienia wybrane*. WNT W-wa 2005.

- [7] Pampuch R.: *Współczesne materiały ceramiczne*. Uczelniane Wydawnictwo Naukowo-Dydaktyczne AGH. Kraków 2005.
- [8] Schulte H., Ricmer O., Brinksmeier E, Gessenharter A.: *Optimierung strukturierter Oberflächen durch abrasives Polieren*. IDR 40 I/2006.
- [9] Ściegienka R.: *Podstawy doboru warunków i parametrów procesu mikrowygładzania powierzchni z zastosowaniem foliowych taśm ściernych*. Praca doktorska. Koszalin 2008.
- [10] Ściegienka R., Kacalak W.: *Podstawy doboru parametrów i warunków procesu mikrowygładzania powierzchni foliowymi taśmami ściernymi*. Współczesne problemy obróbki ściernej pod redakcją J. Plichty. Materiały XXXII Naukowej Szkoły Obróbki Ściernej. Koszalin-Darłówko, 2-4.09.2009.
- [11] Tonshoff H.K., Friemuth T., Reichstein M.: *Mikrobearbeitung von keramischen Werkstoffen*. IDR 34 (2000), nr 3.
- [12] www.cerel.pl/tworzywa.html

MICROFINISHING OF SUPER SMOOTH SURFACES OF CERAMIC ELEMENTS

***ABSTRACT:** The paper describes processing parameters, as well as effects and indicators of microfinishing of outer cylindrical surfaces of ceramic plungers with the foil abrasive band (microfinishing film) containing diamond grains. There were also characterized the applied foil abrasive bands, and determined the costs of tools and individual treatments. The paper also presents active surface topographies of currently produced plungers made of zirconia ceramic.*

^{*)} prof. nadzw. dr hab. inż. Ryszard LEWKOWICZ, Politechnika Koszalińska, Wydział Mechaniczny, Katedra Transportu, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin

^{*)} dr inż. Ryszard ŚCIEGIENKA, Politechnika Koszalińska, Wydział Mechaniczny, Katedra Transportu, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin

^{**)} dr hab. inż. Wojciech KACALAK, Politechnika Koszalińska, Wydział Mechaniczny, Katedra Mechaniki Precyzyjnej, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin

METODYKA DOBORU PARAMETRÓW MIKRO- I NANOSZLIFOWANIA DLA OKREŚLONYCH WYMAGAŃ DOTYCZĄCYCH CHROPOWATOŚCI POWIERZCHNI

Wojciech Kacalak^{*)}, Tomasz Królikowski^{**)}, Filip Szafraniec^{***)},
Radosław Kunc^{****)}, Hanna Remelska^{*****)}

STRESZCZENIE: W publikacji przedstawiono wyniki badań symulacyjnych oraz metodykę doboru prędkości posuwu wzdłużnego i poprzecznego dla różnych grubości usuwanej warstwy materiału w procesach mikro- i nanoszlifowania. Zwrócono również uwagę na możliwe błędy w doborze parametrów, których skutkiem może być niepełna obróbka powierzchni.

1. WSTĘP

W procesach mikro- i nanoszlifowania (rys. 1) liczba ziaren aktywnych, w stosunku do wszystkich ziaren na czynnej powierzchni ściernicy, jest znacznie mniejsza niż w procesach zwykłego szlifowania [4-6]. Doskonalenie metod kształtowania czynnej powierzchni ściernicy może przyczynić się do zwiększenia udziału ziaren aktywnych, ale nadal, zwłaszcza dla głębokości obróbki mniejszej od kilku mikrometrów, udział ten może być mniejszy od kilku procent.

Wynikają z tego określone problemy, dotyczące optymalizacji parametrów, w celu zapewnienia wymaganej chropowatości powierzchni oraz uzyskania akceptowalnej powierzchniowej wydajności obróbki [7-10]. Opracowana metodyka doboru prędkości posuwu wzdłużnego i poprzecznego dla różnych głębokości obróbki w procesach mikro- i nanoszlifowania została zilustrowana z wykorzystaniem wyników badań symulacyjnych [16-20]. Wcześniej system modelowania i symulacji (rys. 2-4) został sprawdzony przez porównanie z wynikami eksperymentów. Wysoka zgodność tych wyników, w zakresie cech stereometrycznych generowanych ziaren ściernych (rys. 5), jak również

powierzchni czynnej narzędzi oraz topografii powierzchni obrabianej potwierdziły wysoką przydatność naukową i aplikacyjną opracowanego systemu [16].

Topografia obrabianych powierzchni zawsze interesowała inżynierów, badaczy, a także użytkowników. Cechy stereometryczne powierzchni są szczególnie ważne w przypadku najwyższych wymagań, dotyczących dokładności obróbki, a zwłaszcza w operacjach mikro- i nanoszlifowania [14, 15].

Od dawna znany jest ogólny wpływ cech powierzchni na walory użytkowe przedmiotów. Pod koniec XX wieku nastąpił niezwykle postęp w metodach pomiaru i przetwarzania danych, charakteryzujących stereometrię powierzchni. Wzrost wymagań dotyczących właściwości elementów, a także minimalizacja zużycia materiałów, masy elementów i ich rozmiarów, wzrost obciążalności i wytrzymałości, a także rozwój technologii wytwarzania, spowodowały opracowanie wielu metod pomiaru i bardzo liczego zbioru parametrów oceny cech stereometrycznych powierzchni. Autorzy wyznaczyli, dla badanych procesów kształtowania obrabianych powierzchni, wiele zbiorów parametrów, przeznaczonych do oceny właściwości stereometrycznych powierzchni w określonych zastosowaniach. W niniejszej publikacji z ograniczono się, ze względu na zakres pracy, do analiz z zastosowaniem najprostszych i łatwych do interpretacji parametrów [8-13].

2. TECHNICZNE I EKONOMICZNE OGRANICZENIA DOKŁADNOŚCI OBRÓBK

Dokładność obróbki, osiągnięta w określonych procesach, wynika z wielu ograniczeń i jest znacznie niższa od dokładności, jakie można byłoby uzyskać z zastosowaniem danej metody kształtowania powierzchni przedmiotu, gdyby pominąć ograniczenia ekonomiczne i produkcyjne.

Do niektórych ograniczeń, mających wpływ na dokładność wytwarzanych elementów można zaliczyć:

1. Ograniczenia wynikające z wymagań funkcjonalnych, eksploatacyjnych, dotyczących niezawodności i preferencji odbiorców.
2. Ograniczenia wynikające z akceptowalnej ceny produktu.
3. Ograniczenia techniczne, które wpływają na dobór wymagań dotyczących uzyskiwanej dokładności, a przez to na dobór urządzeń technologicznych, narzędzi, parametrów obróbki, metod nadzorowania i kontroli.
4. Ograniczenia ekonomiczne i organizacyjne, odnoszone do wytwarzania danego elementu lub danej operacji.
5. Ograniczenia wynikające z cech operacji wytwarzania półwyrobów i operacji poprzedzających obróbkę końcową.

6. Ograniczenia wynikające z cech wybranej metody kształtowania powierzchni przedmiotu, takich jak nieciągły charakter procesów usuwania materiału (obróbka ograniczoną liczbą ostrzy, z ograniczoną liczbą przemieszczeń kształtujących ostrza), niedokładność kinematyczna metody, niedokładność geometryczna, nieciągłość procesów oddzielania fragmentów materiału obrabianego, losowość i zmienność stanów procesu.
7. Ograniczenia wynikające z cech urządzeń technologicznych, narzędzi i przedmiotów.
8. Ograniczenia wynikające ze zgodności ze standardami, zasadami wymicialności elementów oraz normalizacją cech.

Na niedokładność obróbki, zwłaszcza w procesach mikro- i nanoszlifowania, ma wpływ nie tylko energochłonność procesów i moc obróbki, ale także koncentracja lokalna energii, kształt i położenie strefy obróbki.

Ocena dokładności obróbki oraz nierówności powierzchni, jakie byłyby do uzyskania w określonej metodzie wytwarzania, gdyby pominąć wszystkie ograniczenia ekonomiczne, techniczne i organizacyjne, nie jest łatwa. Można jednak podać dość prostą zasadę - graniczna dokładność obróbki i chropowatość powierzchni zależy od najmniejszej grubości warstwy, jaką można usunąć w wyniku elementarnego oddziaływania elementów aktywnych narzędzia (pojedynczych ostrzy, ziaren ściernych lub mikroziaren). Jest to szczególnie zauważalne w procesach mikro i nanoszlifowania.

Ta najmniejsza grubość może być szacowana w obróbce ścierniej jako zbliżona do 0,05 mikrometra (dla pojedynczych ziaren). W obróbce erozyjnej granice dokładności kształtowania powierzchni można szacować na 0,01 mikrometra, czyli 10 nm, co jest już bliskie obróbce z dokładnością do kilkudziesięciu atomów.

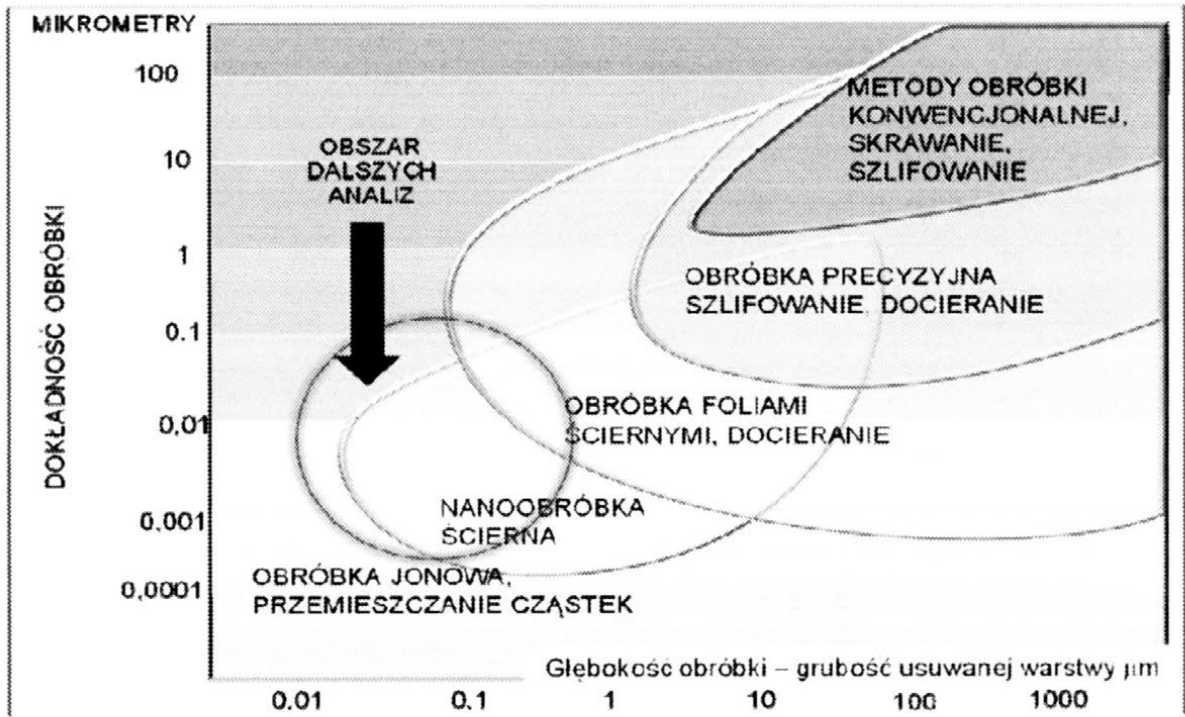
3. MODELOWANIE I SYMULACJA PROCESÓW MIKRO- I NANOSZLIFOWANIA

Do głównych celów przeprowadzonych symulacji można zaliczyć m. in.:

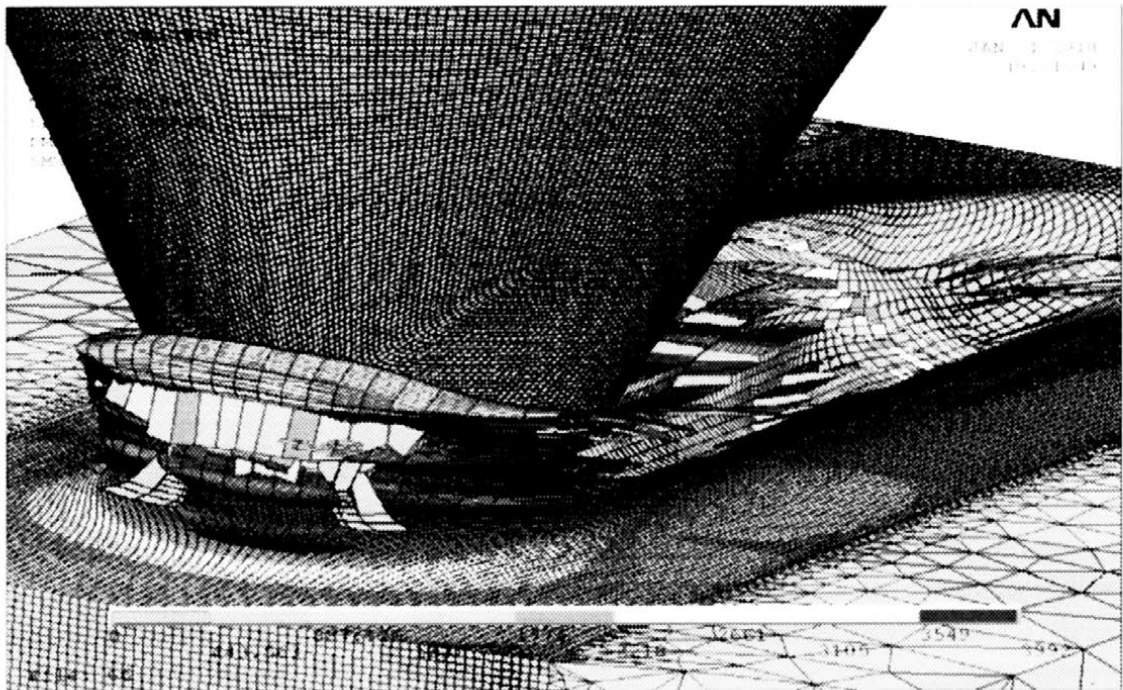
- Wyznaczenie wpływu cech narzędzi oraz parametrów i warunków obróbki (w tym również wyizolowanych zmian) na wartości lokalnych i chwilowych wartości parametrów charakteryzujących kształtowanie powierzchni obrabianego przedmiotu.
- Wyznaczenie wpływu zakłóceń procesu na realizację i wyniki procesu szlifowania.

Analizę procesów z nowymi typami narzędzi o strukturze zmiennej strefowo, ziarnami agregatowymi i hybrydowymi, o strefowo i kierunkowo zmiennych właściwościach, narzędzi o zmiennej podatności, narzędzi

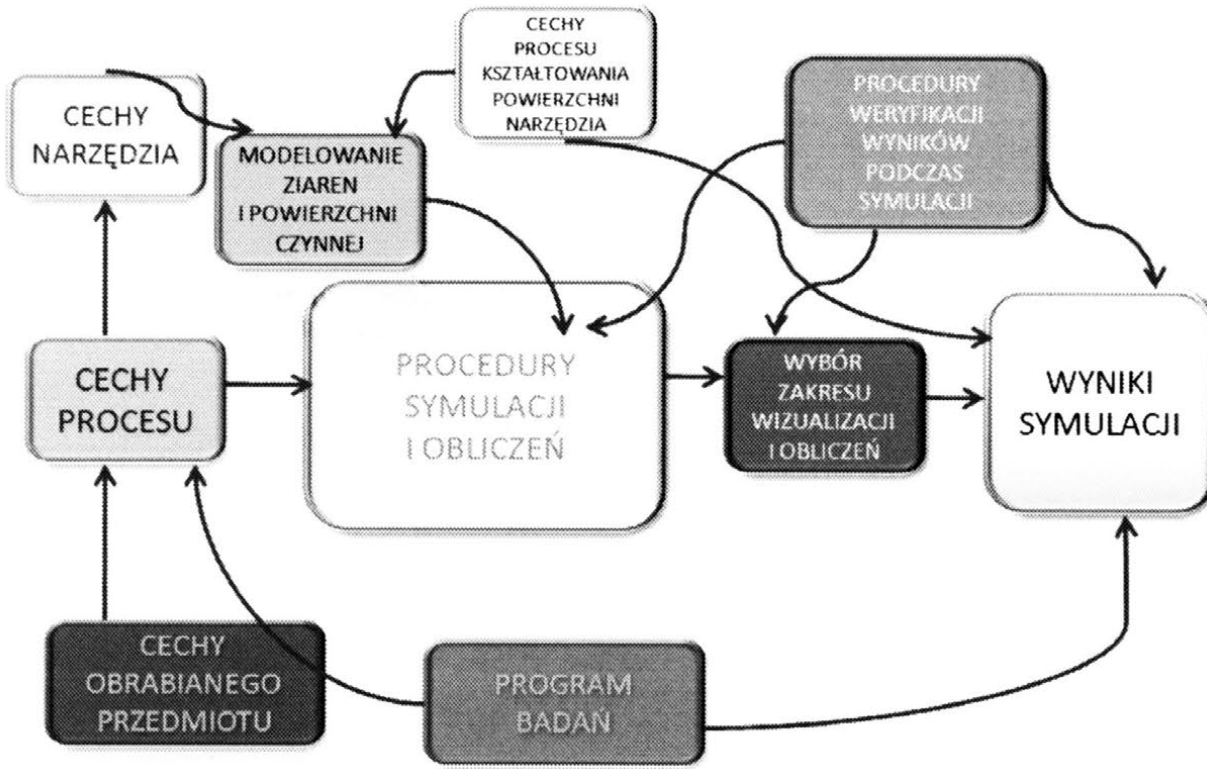
o odmiennych cechach statystycznych dot. kształtu i rozmieszczenia ziaren na powierzchni narzędzia.



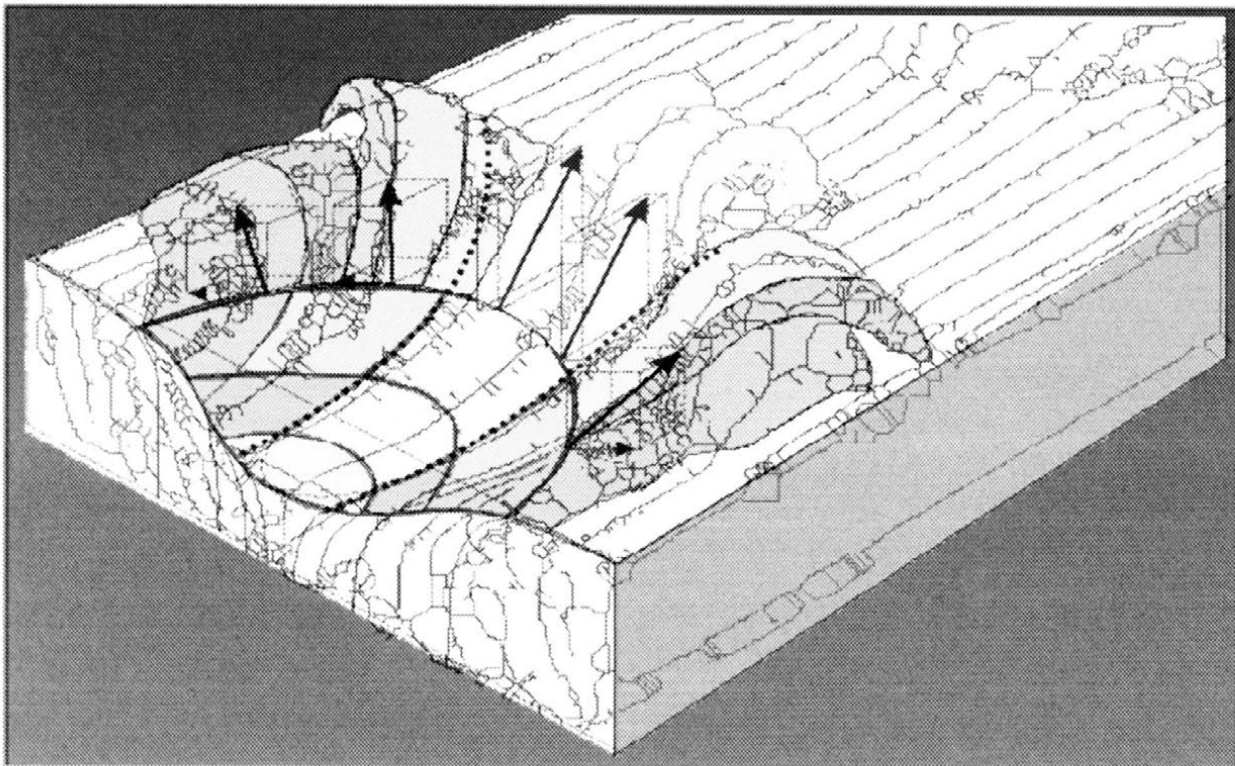
Rys. 1. Obszar nanoobróbki ściernej



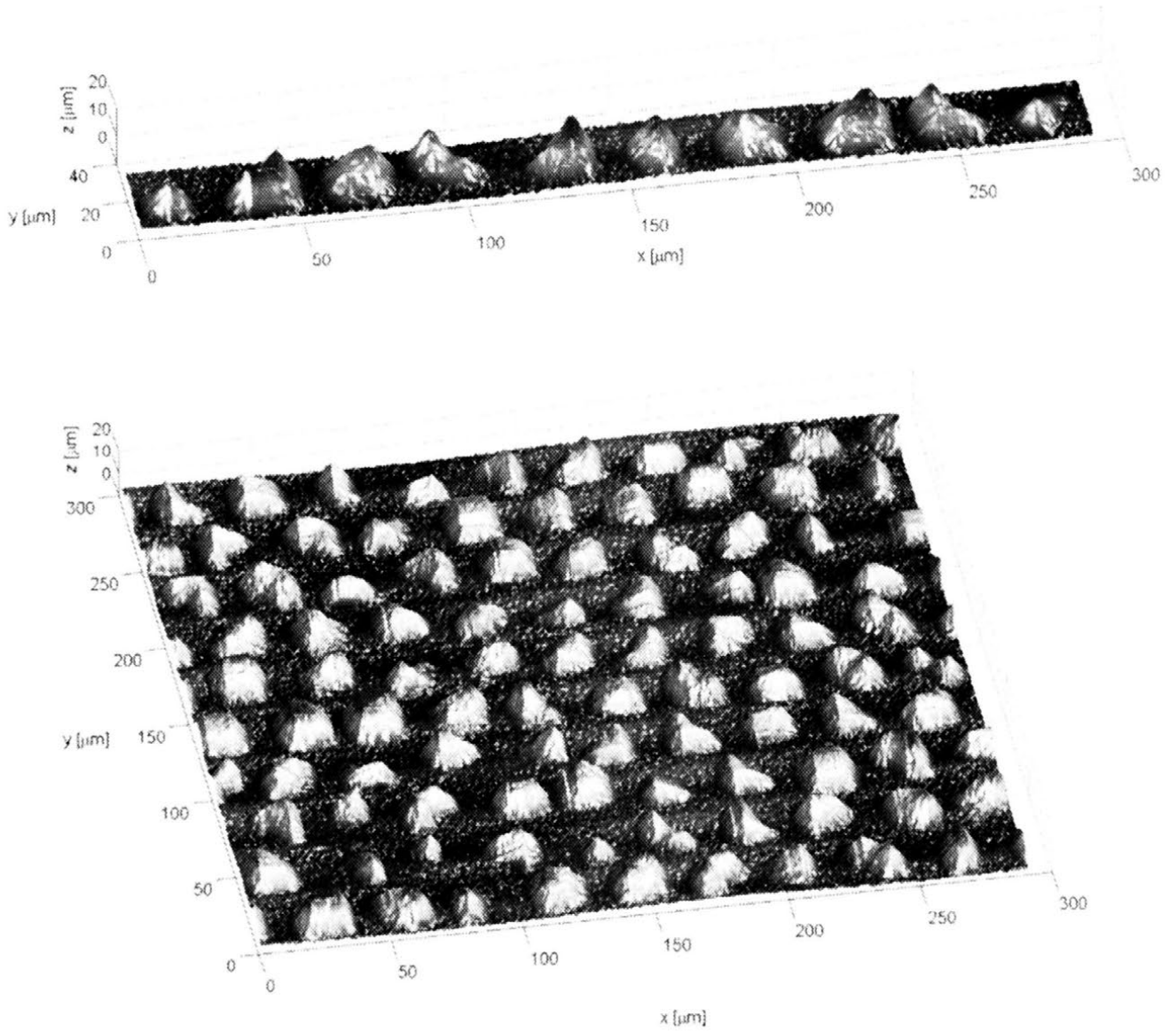
Rys. 2. Modelowanie elementarnych procesów mikroskrawania [19]



Rys. 3. Schemat procesu symulacji i obliczeń

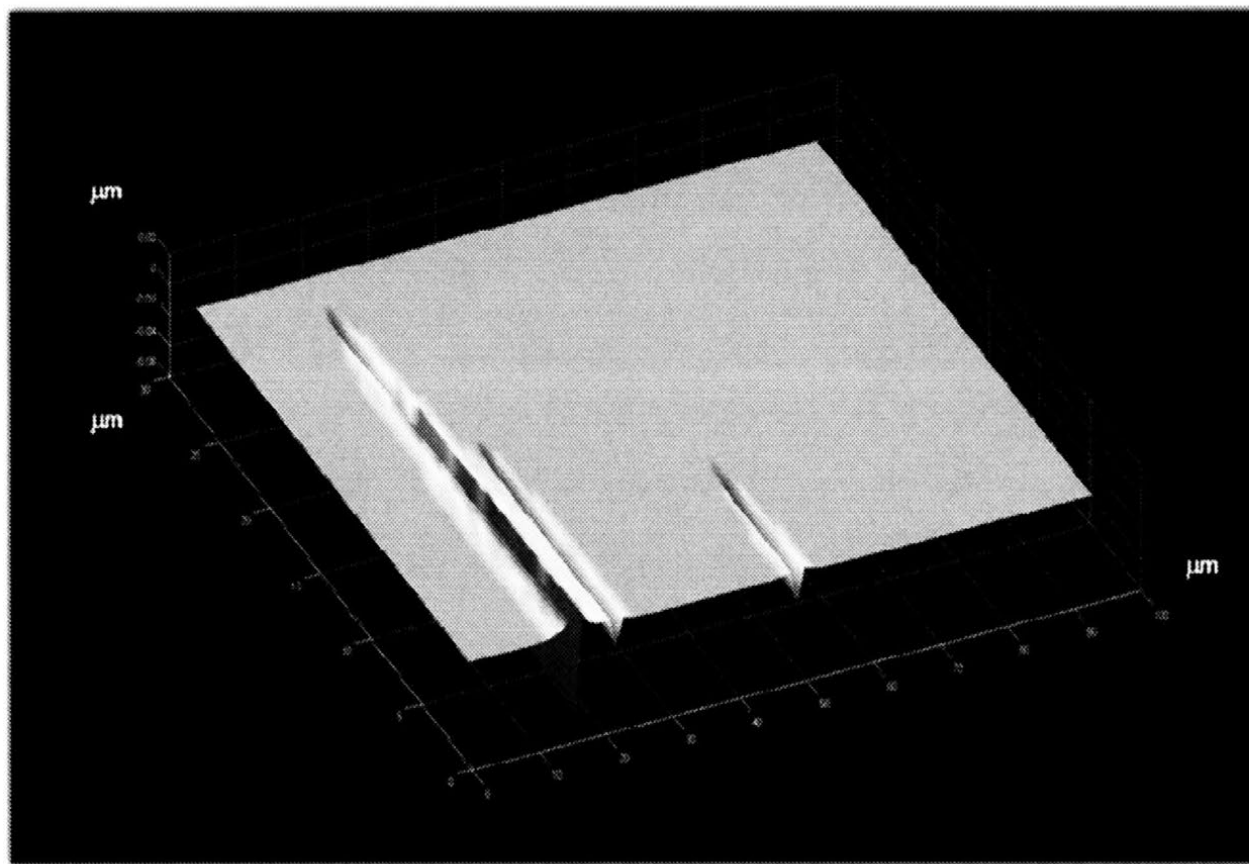


Rys. 4. Wizualizacja strefy kontaktu ostrza i materiału obrabianego



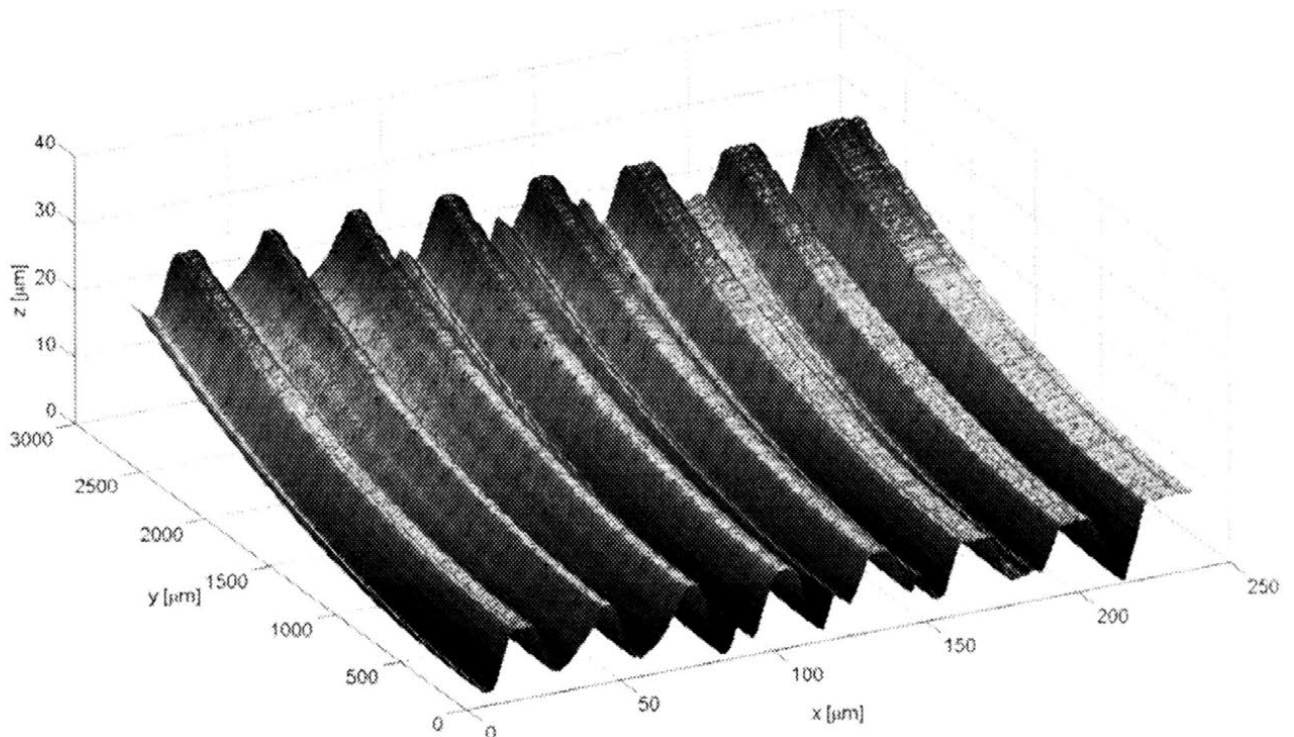
Rys. 5. Pasma ziaren ściernych i zbiór dziesięciu pasm ziaren ściernych

Na rysunku 5 przedstawiono pasmo losowo rozmieszczonych ziaren ściernych oraz zbiór ziaren ściernych na czynnej powierzchni ściernicy wygenerowanych za pomocą metody [16].



Rys. 6. Pierwsze ślady pracy ziaren dla $g=0,5 \mu\text{m}$

Na rysunku 6 przedstawiono pierwsze ślady kontaktów ziaren z obrabianą powierzchnią dla głębokości obróbki ścierniej $0,5 \mu\text{m}$. W modelowaniu zastosowano płaską początkową powierzchnię przedmiotu dla lepszego zobrazowania kształtu śladów oraz powstałych wypływek. Opracowanie procedur symulacji procesu szlifowania umożliwia modelowanie kształtowania powierzchni o określonej strukturze stereometrycznej poprzez wczytanie obrazu powierzchni początkowej lub jej wygenerowanie dla przyjętych założeń o cechach tej powierzchni.

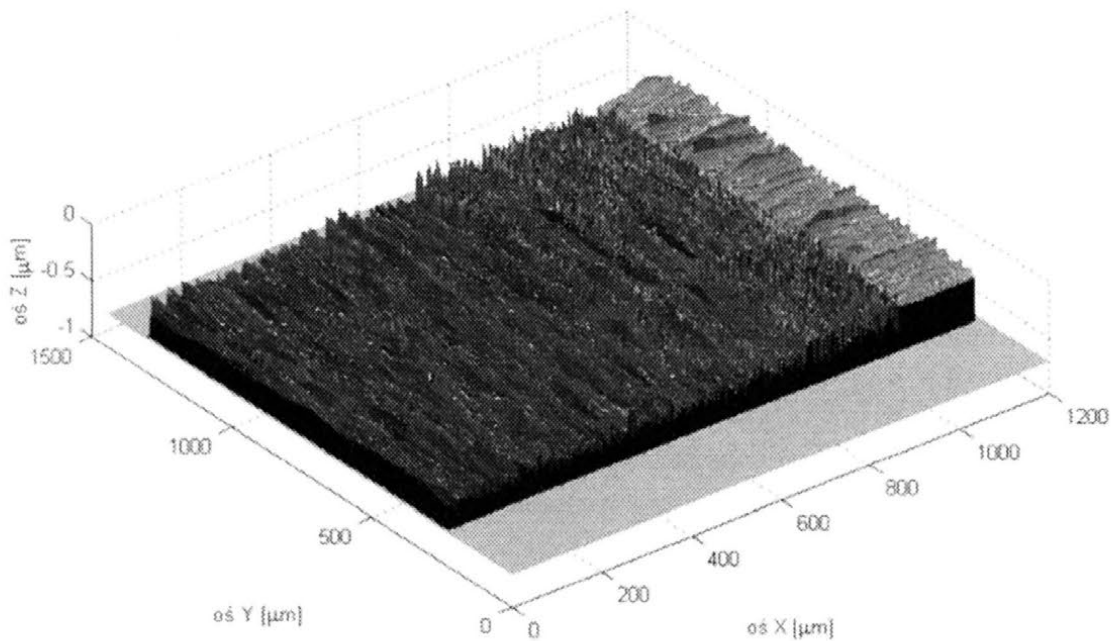


Rys. 7. Fragment powierzchni działania ściernicy

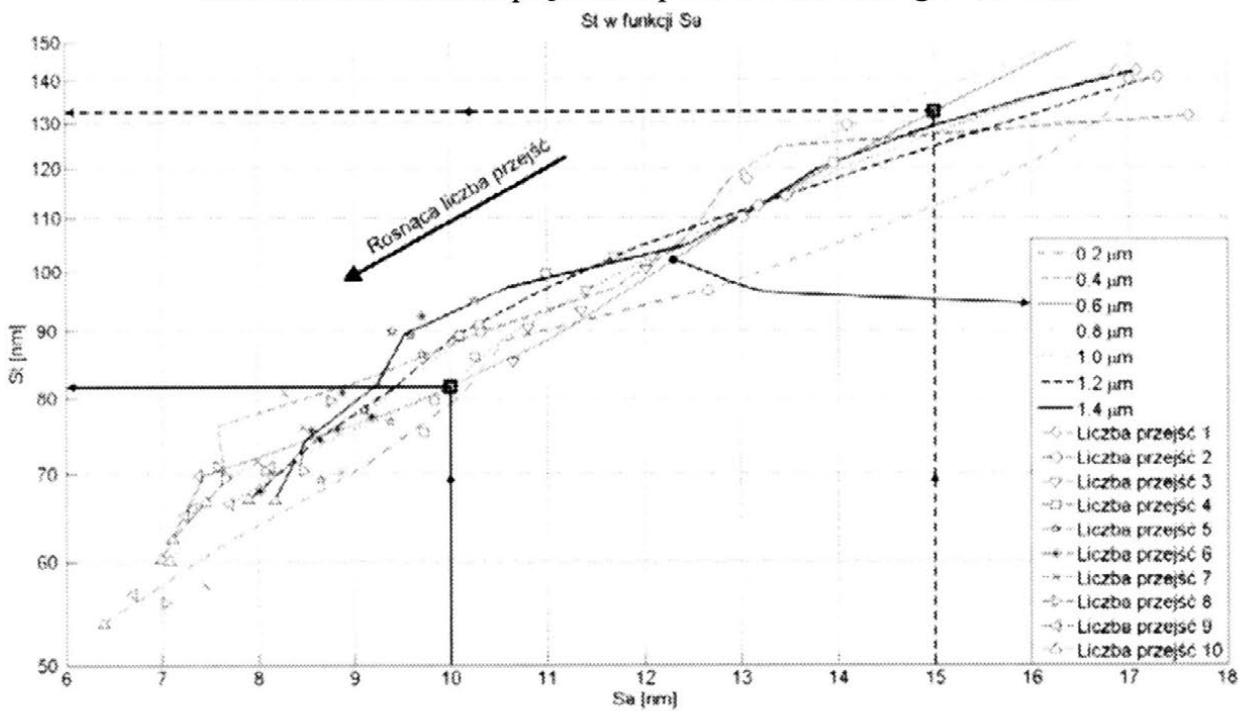
Rysunek 7 przedstawia fragment powierzchni działania określonego pasma ziaren ściernicy. Przeprowadzenie pełnej symulacji obróbki powierzchni przedmiotu o powierzchni $3000 \times 3000 \mu\text{m}$ z posuwem poprzecznym około $300 \mu\text{m}$, dla prędkości posuwu wzdłużnego równej $0,05 \text{ m/s}$ oraz prędkości obwodowej ściernicy 30 m/s , wymaga, aby nad powierzchnią przeszło ponad 600000 pasm ziaren, co w przypadku, gdy liczba ziaren w paśmie jest równa 100 daje ponad 6 milionów ziaren, z czego ok. miliona kontaktuje się z obrabianym przedmiotem. Rysunek 8 przedstawia obraz powierzchni przedmiotu podczas kształtowania jej struktury stereometrycznej, w fazie, gdy ściernica jeszcze nie przemieściła się całą szerokością tworzącej, nad obrabianą powierzchnią.

4. METODYKA DOBORU PARAMETRÓW MIKROSZLIFOWANIA

Analizując problemy doboru parametrów procesu mikroszlifowania, uwzględniono relacje między parametrami chropowatości powierzchni po obróbce, udziałem objętościowym usuniętego materiału w stosunku do nominalnej objętości usuwanej warstwy oraz parametrami obróbki: głębokością szlifowania g , prędkością posuwu przedmiotu v_p oraz ilością przejść poprzecznych i_{pp} .



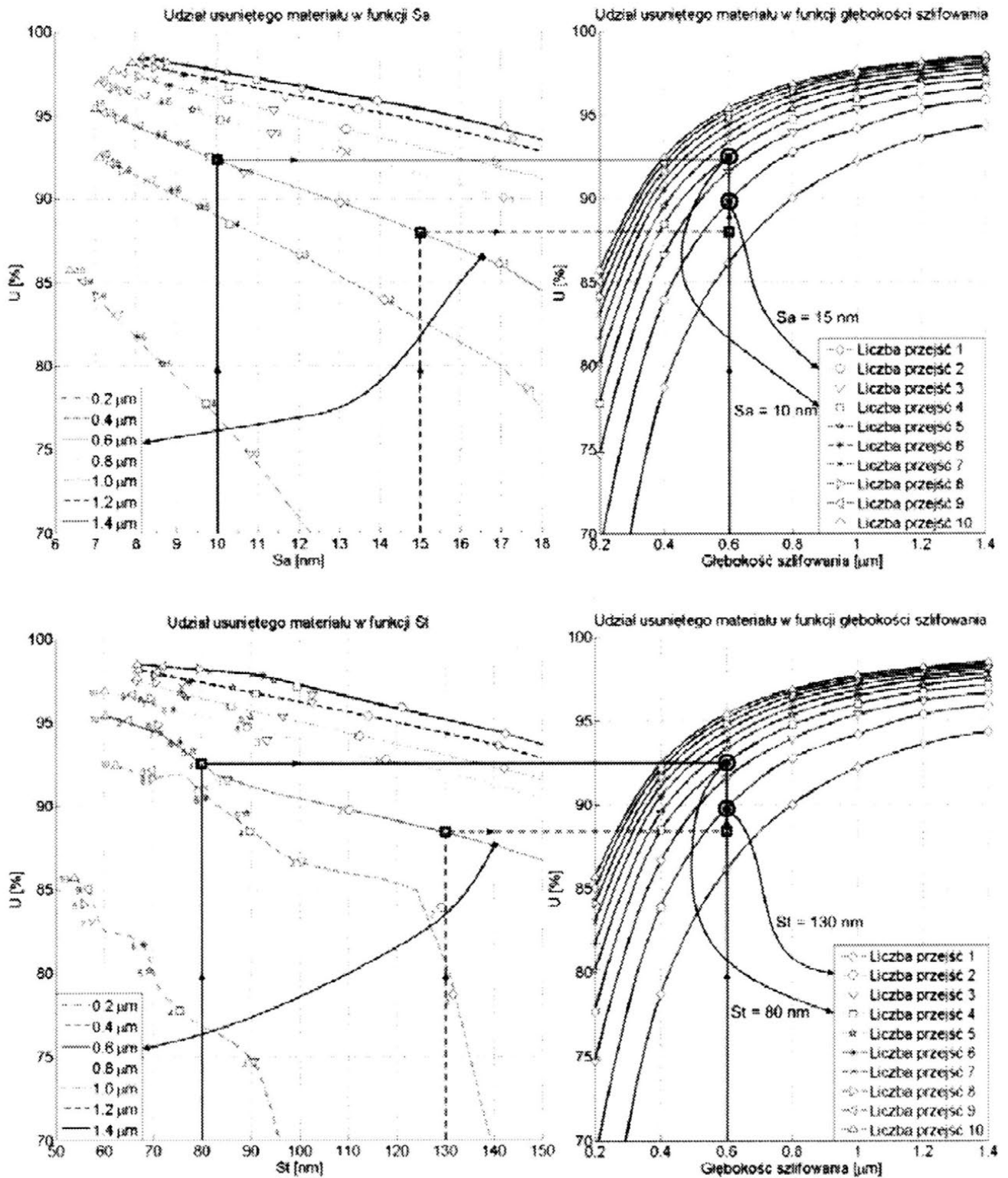
Rys. 8. Kształtowanie struktury stereometrycznej obrabianej powierzchni podczas mikroszlifowania dla prędkości posuwu wzdłużnego 0,05 m/s



Rys. 9. Zależność parametru St od parametru Sa dla $v_p = 0,05$ m/s

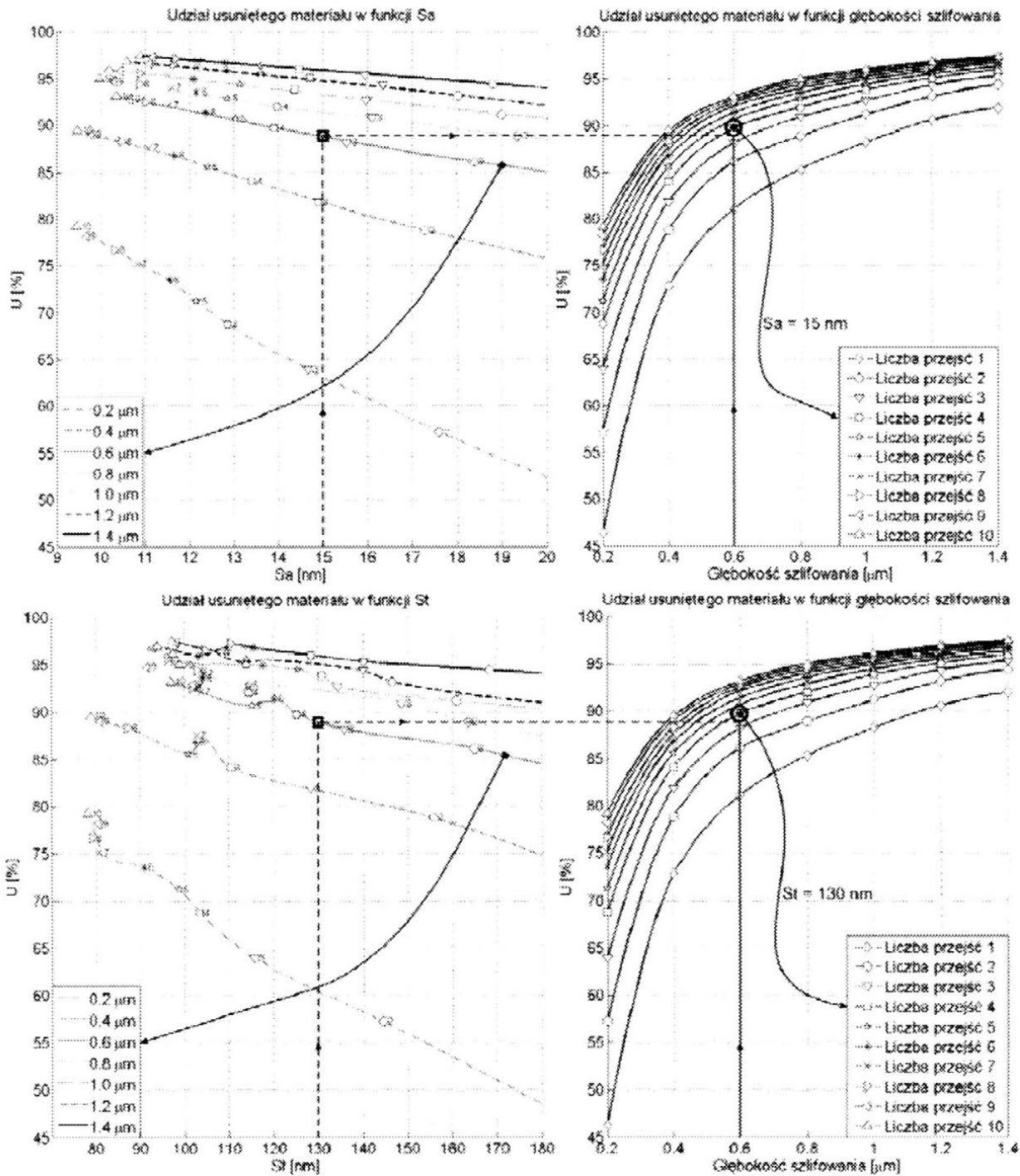
Na rysunkach o numerach 10-12 zilustrowano postępowanie decyzyjne, dotyczące wyboru parametrów obróbki dla zadanych głębokości szlifowania oraz

parametrów chropowatości powierzchni S_a i S_t i różnych prędkości posuwu wzdłużnego.



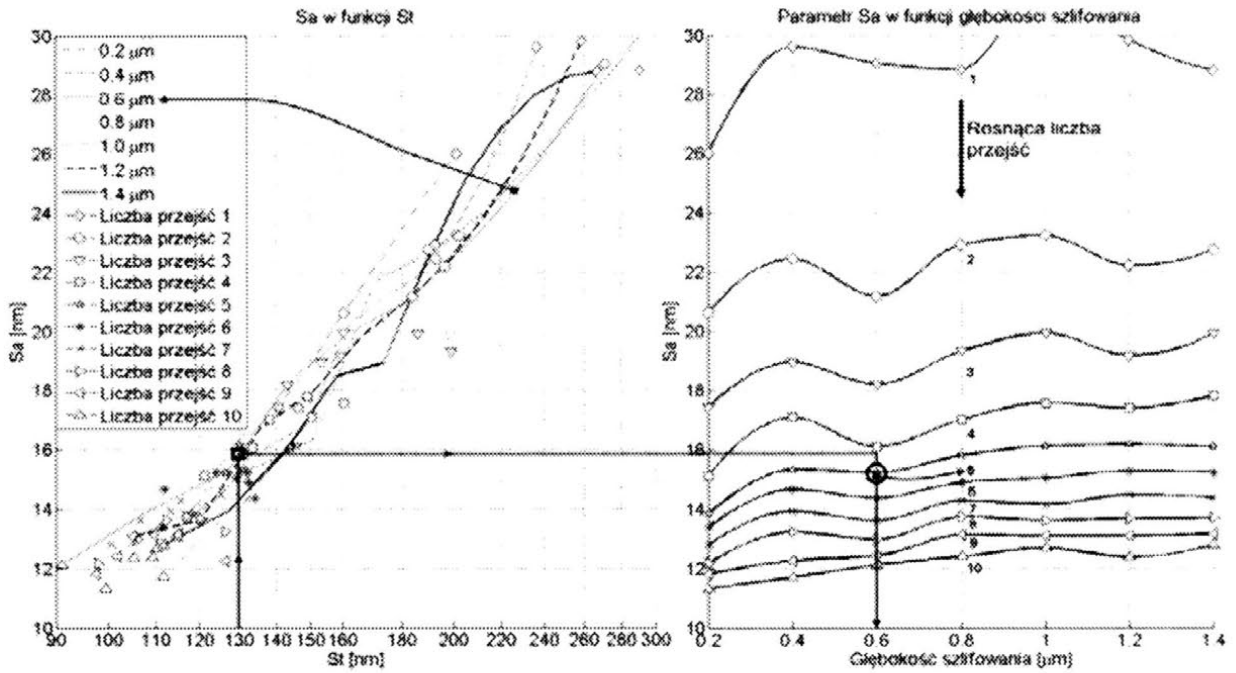
Rys. 10. Metodyka określania liczby wymaganych przejść w procesie mikroszlifowania płaszczyzn, dla określonych wymagań, dotyczących wartości parametrów chropowatości powierzchni S_a i S_t oraz ustalonej głębokości oraz $v_p = 0,05$ m/s

Procesy mikro- i nanoobróbki ścierniej



Rys. 11. Metodyka określania liczby wymaganych przejść w procesie mikroszlifowania płaszczyzn, dla określonych wymagań, dotyczących wartości parametrów chropowatości powierzchni Sa i St oraz ustalonej głębokości oraz $v_p=0,1$ m/s

Na rysunku 12, ilustrującym podobny problem decyzyjny, ale dla większej wielkości prędkości posuwu wzdłużnego, można zauważyć, że wymagana jest zdecydowanie większa liczba przejść poprzecznych, zwłaszcza, gdy nakładamy ograniczenia na wartości parametru St, a nie na wartość parametru Sa.



Rys. 12. Metodyka określania liczby wymaganych przejść w procesie mikroszlifowania płaszczyzn, dla określonych wymagań, dotyczących wartości parametrów chropowatości powierzchni Sa i St oraz ustalonej głębokości oraz $v_p = 0,2$ m/s

5. PODSUMOWANIE

W procesach mikroszlifowania, dla głębokości obróbki od 0,2 do 1,4 mm, zaobserwowano niedostateczne usuwanie szlifowanej warstwy, zwłaszcza w przypadku nadmiernego rozproszenia promieni działania wierzchołków ziaren na czynnej powierzchni narzędzia. Problem można rozwiązać poprzez zmniejszenie rozproszenia położenia wierzchołków ziaren w kierunku przesuwów wzdłużnych, lub ze stratą dla wydajności, poprzez zwiększenie liczby przesuwów poprzecznych.

Ograniczenia nakładane na wartość parametru St są uzasadnione, zwłaszcza w warunkach mikroszlifowania, bowiem pozwalają zapewniać wymaganą maksymalną wysokość nierówności. Niekiedy znaczne nawet zmiany wartości parametru St nie przekładają się na zauważalne zmiany parametru Sa. Duża prędkość szlifowania pozwala zwiększyć prędkość usuwania warstw skrawanych, co korzystnie wpływa na aktywność ziaren ściernych, ale wymaga to wówczas zwiększenia przejść poprzecznych. Wnioski powyższe zostały sformułowane na podstawie modelowania i symulacji procesów mikro- i nanoszlifowania. Wcześniej zostały doświadczalnie sprawdzone założenia i wyniki modelowania ziaren, i powierzchni ściernic, a także procesu kształtowania obrabianej powierzchni. Wyniki te mogą być podstawą do planowania badań eksperymentalnych i realizacji procesów obróbki.

6. LITERATURA

- [1] Ikawa, N., Shimada, S., Tanaka, H.: 1992, *Minimum Thickness of Cut in Micromachining*, Nanotechnology, 3/1:6-9.
- [2] Egashira, K., Mizutani, K.: 2002, *Micro-Drilling of Monocrystalline Silicon Using a Cutting Tool*, Precision Engineering, 26/3:263-268.
- [3] Fang, F.Z., Chen, L.J., 2000, *Ultra-Precision Cutting for ZKN7 Glass*, CIRP Annals, 49/1:17-20.
- [4] Kacalak W., Kasprzyk M., Krzyżyński T.: *Selected Problems of Stochastic Processes Modeling of Abrasive Wear and Durability of Grinding Wheel*. Proc. Third International Conference on "Metal Cutting and High Speed Machining" Metz, France (2001) Vol. II, pp. 173-176.
- [5] Kacalak W., Kasprzyk M., Krzyżyński T., Lewkowicz, Ściegienka: *Selected Problems of Micro-Smoothing in Extra Low Temperatures*. Proc. Third International Conference on "Metal Cutting and High Speed Machining" Metz, France (2001) Vol. II, pp. 185-188.
- [6] Kacalak W., Kasprzyk M., Krzyżyński T., Lewkowicz, Ściegienka: *Methods and Characteristics of Micro-Cutting and Micro-Smoothing Processes in a Vacuum*. Proc. Third International Conference on "Metal Cutting and High Speed Machining" Metz, France (2001) Vol. II, pp. 189-192.
- [7] Kacalak W., Krzyżyński T., Lipiński D., M. Lenartowicz: *On Applications of Hybrid Systems to Deformation Compensation in Processes of Fine Machining*. Intelligent Engineering Systems Through Artificial Neural Networks, Volume 12, New York 2002, pp. 919-925.
- [8] Lipiński D., Kacalak W., Krzyżyński T.: *On the Hybrid System of Complex Diagnosis of Machining Processes*. Intelligent Engineering Systems Through Artificial Neural Networks, Volume 12, New York 2002, pp. 951
- [9] Kacalak Wojcicch, Lipiński Dariusz: *Adaptive system of quality supervising in technological processes*, Advances in Manufacturing Science and Technology, Vol. 28, No 2,2004, str. 7-16.
- [10] Kacalak W., Makuch S., Bałasz B., Cincio R.: *The Simulation of Polishing Processes as Basis for Designing New Grinding Tools*, Industrial Simulation Conference 2004, Malaga, Hiszpania, str. 61-65.
- [11] Majewski M., Kacalak W., *Selected problems of automatic evaluation of commands given by the operator using artificial neural networks*, International Journal of Information Technology Vol. 11 No. 5, 2005, p. 302-311.
- [12] Lipiński D., Kacalak W.: *Assessment of the Accuracy of the Process of Ceramics Grinding with the Use Fuzzy Interference, Adaptive and Natural Computing Algorithms*, 8th International Conference, ICANNAGA 2007, Part II, LNCS 4432, str. 596-603.

- [13] Makuch S., Kacalak W.: *Estimation of a geometrical structure surface in the polishing process of flexible grinding tools with zone differentiation flexibility of a grinding tool*, VII International Conference Mechatronics 2007, Recent Advances in Mechatronics, str. 375-380.
- [14] Shimada, S., Ikawa, N., Tanaka, H., Uchikoshi, J., 1994, *Structure of Micromachined Surface Simulated by Molecular Dynamics Analysis*, CIRP Annals, 43/1:51-54.
- [15] Cheng, K., Luo, X., Ward, R., Holt, R., 2003, *Modeling and Simulation of the Tool Wear in Nanometric Cutting*, Wear, 255/7-12:1427-1432.
- [16] Kacalak W.: *Modele i procedury symulacji w środowisku MATLAB*.
- [17] Kacalak W.: *Analiza probabilistyczna procesów zużycia i trwałości ściernic*.
- [18] Bałasz B.: *Procedury symulacji w środowisku Microsoft.NET*
- [19] Królikowski T.: *Modelowanie procesów mikroskrawania w systemie ANSYS*.
- [20] Kasprzyk M.: *Probabilistyczne modele trwałości i zużycia ściernic z ziarnami z elektrokorundu szlachetnego (praca doktorska)*.

METHODOLOGY OF SELECTION OF MICRO- AND NANOGRINDING PARAMETERS FOR SPECIFIED REQUIREMENTS CONCERNING SURFACE ROUGHNESS

ABSTRACT: *The results of simulating investigations and the methodology of the selection of velocity of feed and cross feed, for the various depths of the removed layer of the material, in micro- and nanogrinding processes were introduced in this paper. Also possible mistakes in the selection of the grinding parameters were taken under consideration, which might cause incomplete surface treatment.*

*) prof. dr hab. inż. Wojciech KACALAK, Katedra Mechaniki Precyzyjnej, Wydział Mechaniczny, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: wojciech.kacalak@tu.koszalin.pl

**) dr inż. Tomasz KRÓLIKOWSKI, KMP, Wydział Mechaniczny, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: tomasz.krolikowski@tu.koszalin.pl

***) mgr inż. Filip SZAFRANIEC, KMP, Wydział Mechaniczny, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: szafraniecfilip@gmail.com

****) mgr inż. Radosław KUNC, KMP, Wydział Mechaniczny, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, radek531@gmail.com

*****) mgr inż. Hanna REMELSKA, KMP, Wydział Mechaniczny, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: hanula10@wp.pl

ANALIZA WŁAŚCIWOŚCI STEREOMETRYCZNYCH POWIERZCHNI W PROCESACH MIKRO- I NANOWYGŁADZANIA

Robert Tomkowski^{*)}, Wojciech Kacalak^{**)}, Dariusz Lipiński^{***)}

***STRESZCZENIE:** W pracy przedstawiono metodykę oceny cech stereometrycznych powierzchni o bardzo niskiej chropowatości uzyskanych w wyniku mikro- i nanowygładzania. Opracowano zbiór parametrów, będących składowymi syntetycznego wskaźnika jakości powierzchni. Do parametrów tych należą: stosunek S_a/S_t , udział pierwszej pochodnej fragmentów powierzchni, dla których pierwsza pochodna ma wartości bliskie zeru, stosunek średniego promienia wysp do średniej odległości pomiędzy wyspami oraz inne wskaźniki. W podsumowaniu dokonano oceny przydatności opracowanego wskaźnika w ocenie jakości badanej powierzchni.*

1. WSTĘP

Problematyka analizy cech stereometrycznych i określanie stanu powierzchni obrobionych ściernic ma duże znaczenie aplikacyjne. Obecnie w ocenie jakości wykonania obrobionej powierzchni można stosować ponad trzysta znormalizowanych parametrów. Niektóre parametry ujmując w sposób ogólny stan powierzchni są ze sobą często silnie skorelowane. Charakteryzując określone szczegółowe cechy powierzchni wykazują wysoką korelację z wieloma ogólnymi, a niską z niektórymi innymi parametrami szczegółowymi. Ocena topografii powierzchni po mikro- i nanowygładzaniu jest trudna z uwagi na mały zakres wysokości nierówności oraz bardzo małe kąty pochylenia zboczy wyniosłości. Wysokości chropowatości powierzchni gładkich przyjmują zazwyczaj wartości poniżej mikrometra i osiągają wartości nawet do kilku nanometrów.

Dla tak niskich wartości parametrów amplitudowych ocenianej powierzchni, coraz częściej w jej prawidłowym opisie zaczynają odgrywać inne jej cechy. Ocena mikrogeometrii jest tu o wiele bardziej skomplikowana i może być rozpatrywana

zarówno pod kątem odpowiedniego doboru parametrów oceny lub też tworzenia nowych wskaźników oceny topografii powierzchni.

W pracy zaprezentowano nowy wskaźnik syntetyczny, który pozwala w sposób jednoznaczny scharakteryzować powierzchnię i sklasyfikować jej właściwości w porównaniu z innymi powierzchniami tego typu.

2. METODYKA OCENY TOPOGRAFII POWIERZCHNI SUPERGŁADKICH

Celem przeprowadzenia dokładnej analizy powierzchni wyróżniającej się dużą gładkością, w której przeważającą część stanowią obszary płaskie lub bliskie płaskim opracowano metodę oceny takiej powierzchni.

Zaproponowano wskaźnik syntetyczny, który jest określony, jako średnia geometryczna składowych według następującej zależności:

$$W_s = \left(\prod_{i=1}^n w_i \right)^{1/n} \quad (1)$$

W prezentowanej implementacji skład wskaźnika wchodzi cztery elementy składowe opisu, które można zapisać w następujący sposób:

$$w_1 = \frac{\text{średni promień wysp}}{\text{średnia odległość pomiędzy wyspami}} = \frac{SPW}{SOW}$$

$$w_2 = \frac{\text{średni promień pola wierzchołka płaskiego}}{\text{średnia odległość pomiędzy polami płaskimi}} = \frac{SPPWP}{SOPP}$$

$$w_3 = \frac{\text{średnia arytmetyczna wysokość powierzchni}}{\text{maksymalna wysokość powierzchni}} = \frac{Sa}{Sz}$$

$$w_4 = \frac{\text{średnia odległość pomiędzy wierzchołkami}}{\text{maksymalna odległość pomiędzy wierzchołkami}} = \frac{\overline{Lwr}}{Lwmax}$$

W celu wyznaczenia wartości tych wskaźników cząstkowych opracowano procedury ich wyznaczania. Procedury zawierają obliczenia elementów

składowych, kolejne kroki obliczania wskaźników cząstkowych jak i parametrów pomocniczych. Metodyka postępowania jest następująca:

- W pierwszym korku należy wyznaczyć dla powierzchni jej parametry, np. amplitudowe tj.: S_a , S_q , S_z , S_p itd. ([1, 2]).
- W kolejnym kroku, należy określić poziom h , na którym powierzchnia wejściowa zostanie obcięta. W pracy przyjęto h na poziomie $0.25 \cdot S_p$. Cięcie wykonuje się w celu identyfikacji powstałych wysp, jako kolejnych wierzchołków powierzchni.
- Górną część powierzchni powstałą w wyniku przecięcia należy zamienić na obraz binarny. Operacje numeryczne na obrazach binarnych są o wiele szybsze, a poza tym pozwalają na stosowanie istniejących funkcji w specjalistycznych aplikacjach do analizy obrazów ([3, 4]).
- W tak utworzonym obrazie binarnym wyszukuje się obszarów połączonych, identyfikujących kolejne wierzchołki, a dalej wyznacza się parametry tych obszarów, tj.: pola powierzchni, środki ciężkości, odległości pomiędzy obszarami, promienie obszarów oraz ich wartości średnie.
- Dodatkowo poszukuje się wśród wyodrębnionych obszarów, takich wysp, które określane są mianem płaskich, dla założonych kryteriów tej definicji.

Wyznaczanie wskaźników cząstkowych, rozpoczęto od określenia kilku parametrów pomocniczych, do których należą między innymi:

- L_{wh} – liczba wysp na wysokości h ,
- P_{wih} – powierzchnia wysp na wysokości h ,
- L_{sh} – liczba wysp płaskich (dla założonych kryteriów),
- P_{sih} – powierzchnia wysp płaskich,
- L_{wi} – średnia odległość pomiędzy wyspami.

Z wykorzystaniem wyżej wymienionych parametrów pomocniczych wyznaczono dwie zależności, w których dokonuje się porównania: a) liczby wierzchołków płaskich w stosunku do wszystkich wierzchołków na danym poziomie cięcia – U_1' oraz b) sumy pól powierzchni wysp zdefiniowanych jako płaskie, w stosunku do sumy wszystkich rozpatrywanych pól – U_1'' . Zależności te przedstawiono na następnej stronie, jako równania (2) oraz (3).

$$U_1' = \frac{L_{sh}}{L_{wh}} \quad (2)$$

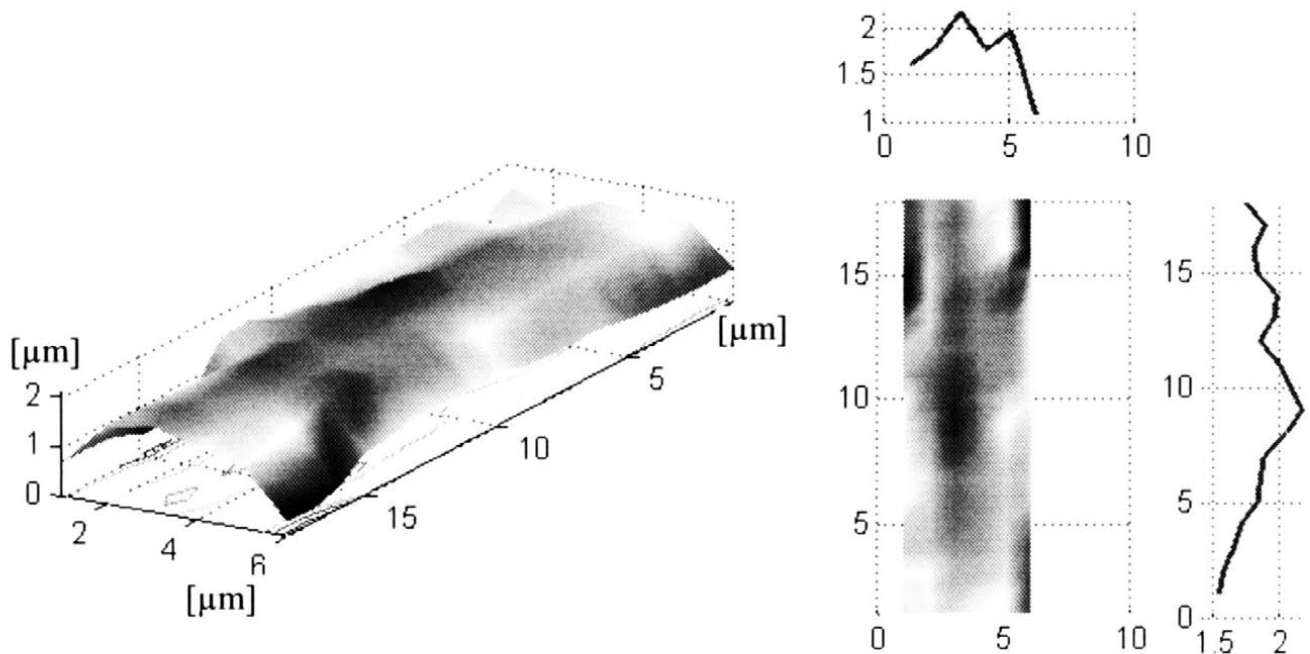
$$U_1'' = \frac{\sum P_{sih}}{\sum P_{wih}} \quad (3)$$

Wyznaczając kolejno: R_w - średni promień wysp, oraz L_w - średnią odległość pomiędzy wyspami, wyprowadzany jest pierwszy wskaźnik cząstkowy w_1 - stosunek średniego promienia wysp do średniej odległości pomiędzy wyspami opisany zależnością (4):

$$w_1 = \frac{R_w}{L_{ws}} \quad (4)$$

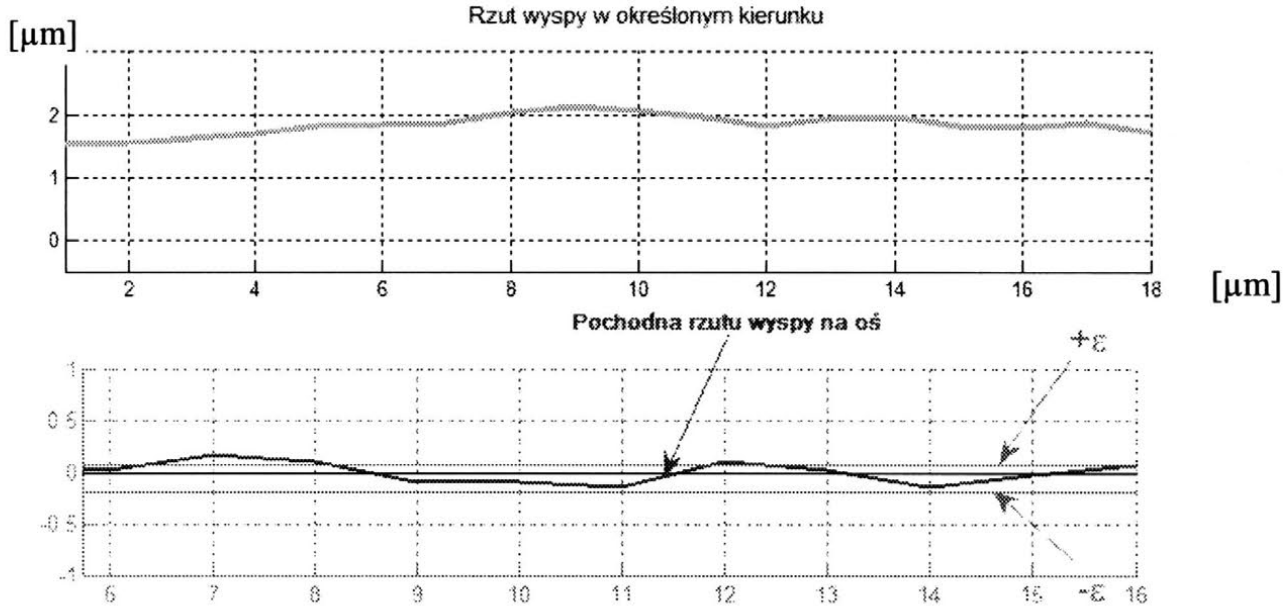
Przechodząc do analizy wierzchołków płaskich należy wspomnieć tutaj, że do ich wyznaczania, a raczej wyboru spośród wszystkich wysp zastosowano poniższą metodykę:

- z obrazu binarnego wyodrębniono każdą wyspę osobno, tworząc tablicę obiektów, składającą się z zidentyfikowanych wysp w oryginalnym obrazie powierzchni,
- dla każdego obiektu wyznaczono jego rzuty w dwóch kierunkach: X i Y
- dla każdego z rzutów policzono pochodną, dla której sprawdzany był warunek opisany zależnością (5).



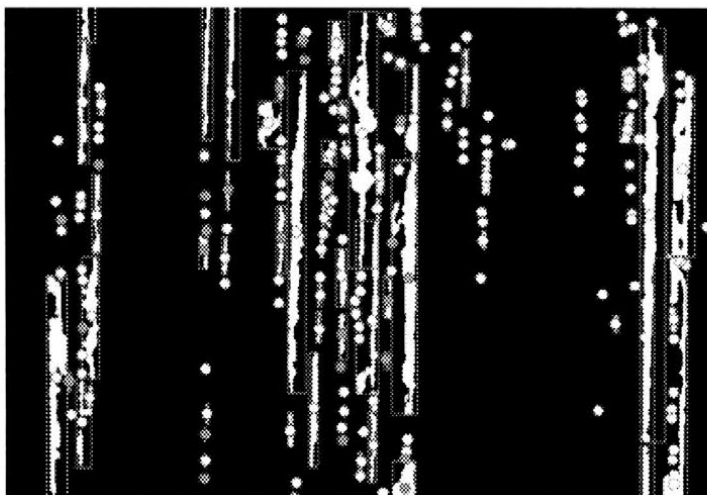
Rys. 1. Wyznaczanie parametrów pojedynczej wyspy

$$-\varepsilon < \frac{d^2z}{dx dy} < +\varepsilon \quad (5)$$



Rys. 2. Sprawdzanie warunku dla pochodnej rzutu wyspy w kierunku X i Y

Wartość ε przyjęto, jako określony percentyl wartości wysokości wyniesienia Sp . Jeżeli dany wierzchołek spełniał warunek taki, że wartości pochodnej wysokości wierzchołka, obliczane dla danych na rzutach tego wierzchołka w obydwu kierunkach zawierać się będą w 80% pomiędzy $\pm \varepsilon$, to taki wierzchołek uznawano za płaski.



Rys. 3. Znalezione wszystkie wyspy oznaczono kolorem żółtym, obszary zakwalifikowane, jako płaskie oznaczono kolorem czerwonym

Po określeniu, które z analizowanych wysp są wierzchołkami płaskimi obliczono ich parametry takie jak: pole powierzchni wierzchołków płaskich P_{sif} , ich średni promień R_{ws} , czy też odległości pomiędzy nimi L_{ws} .

Parametry te, umożliwiając, wyznaczenie drugiego wskaźnika cząstkowego analogicznie do poprzedniego, czyli stosunek średniego promienia wierzchołka płaskiego R_{ws} do średniej odległości pomiędzy tymi wierzchołkami L_{ws} (6).

$$w_2 = \frac{R_{ws}}{L_{ws}} \quad (6)$$

Kolejny wskaźnik cząstkowy jest stosunkiem dwóch znanych parametrów amplitudowych powierzchni: Sa oraz Sz (7).

$$w_3 = \frac{Sa}{Sz} \quad (7)$$

Ostatnim wskaźnikiem cząstkowym, mówiącym o rozproszeniu wierzchołków na powierzchni jest stosunek średniej odległości pomiędzy wierzchołkami, a odległością maksymalną (8).

$$w_4 = \frac{L_{wi}}{L_{wmax}} \quad (8)$$

Po obliczeniu wszystkich czynników cząstkowych, wyznaczany jest wskaźnik syntetyczny, bezwymiarowy, na podstawie podanej już wcześniej zależności (1). Analizując kolejne składowe powstałego wskaźnika, należy zwrócić uwagę, że tylko jeden z nich korzysta z istniejącego opisu jego parametrów wejściowych (Sa oraz Sz). Pozostałe z nich są nowe. Wynika to z faktu, iż parametry standardowe [1] (autorzy mają tu na myśli parametry znormalizowane) niejednokrotnie nie oddają charakteru powierzchni. Tak jest w przypadku analizowania powierzchni o niskich i bardzo niskich wartościach nierówności.

3. BADANIA I ANALIZA TOPOGRAFII POWIERZCHNI

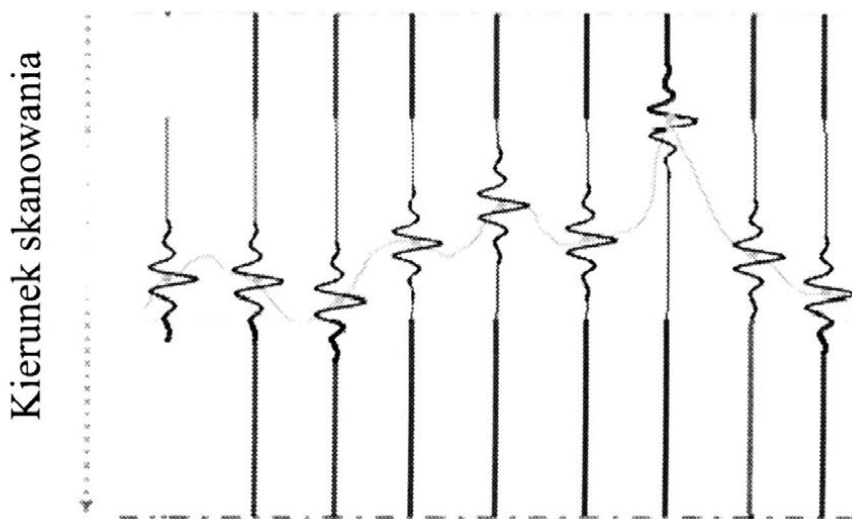
Na podstawie opracowanej metodyki, przeprowadzono serię badań ze szczególnym uwzględnieniem powierzchni o dużej gładkości. Powierzchnie takie można uzyskać stosując m.in. wykańczające obróbki ściernie takie jak:

polerowanie, dogładzanie, honowanie, czy też wygładzanie np. foliowymi taśmami ściernymi.

Cyfrową reprezentację powierzchni uzyskano z pomiarów profilometrycznych. Wykorzystano do tego nowoczesne urządzenie pomiarowe firmy Taylor Hobson – TalySurf CCI 6000, znajdujące się w Politechnice Koszalińskiej i będące na wyposażeniu Katedry Mechaniki Precyzyjnej.

Urządzenie to dokonuje pomiaru bezstykowo z zastosowaniem metody interferometrii korelacji koherencji. Podczas pomiaru przesuwane jest zwierciadło odniesienia interferometru i analizowany jest powstały sygnał interferencyjny. Jego analiza dokonywana jest w każdym punkcie badanej powierzchni i polega ona najczęściej na wyznaczeniu maksimum obwiedni tego sygnału.

Dla poszczególnych punktów badanej powierzchni położenie zwierciadła odniesienia, odpowiadające wyrównaniu dróg optycznych w interferometrze, jest różne. Położenie to można wyznaczyć, analizując wzajemną koherencję czasową interferujących fal, oddzielnie dla każdego punktu powierzchni, tak jak to przedstawiono na rysunku poniżej.



Rys. 4. Poszukiwanie położenia poszczególnych punktów powierzchni na podstawie przemieszczania zwierciadła odniesienia

Na podstawie pomiarów utworzono zbiór powierzchni po różnych obróbkach ściernych. W pierwszej kolejności zbiór ten poddano analizie parametrycznej z zastosowaniem oprogramowania TalyMap 4.0 w wersji Platinum. Kolejnym korkiem było przeprowadzenie analiz topografii powierzchni z wykorzystaniem opracowanych przez autorów wskaźników oceny.

Na kolejnych kilku stronach przedstawiono część wyników analiz dla powierzchni o zróżnicowanej po obróbce szlifowaniem, po wygładzaniu i po polerowaniu (tab. 1-3).

Tabela 1

Zestawienie parametrów i wskaźników dla powierzchni po szlifowaniu

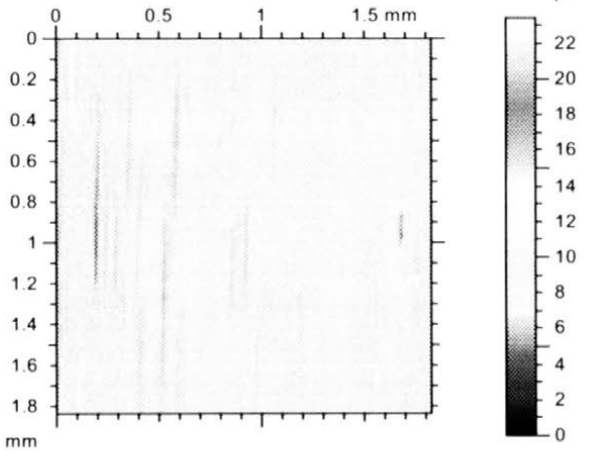
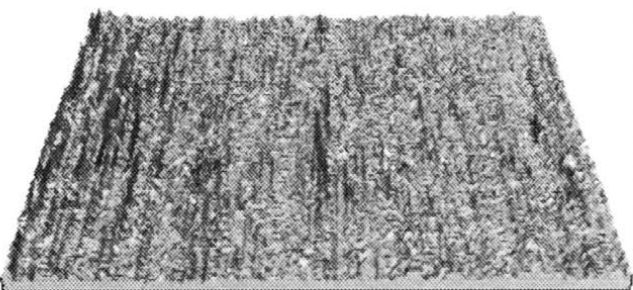
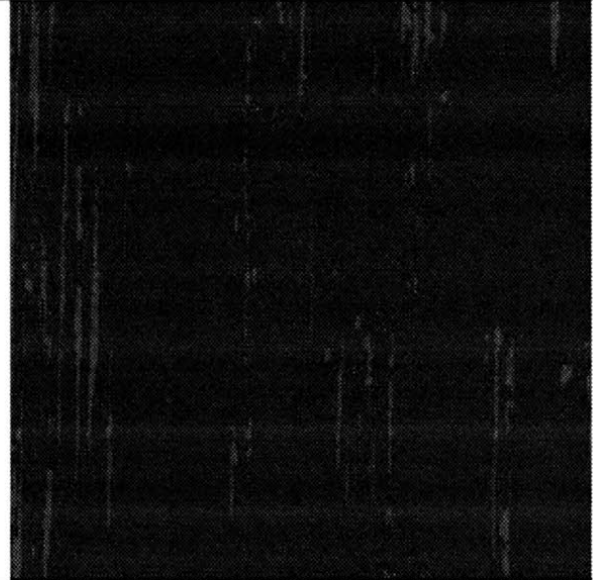
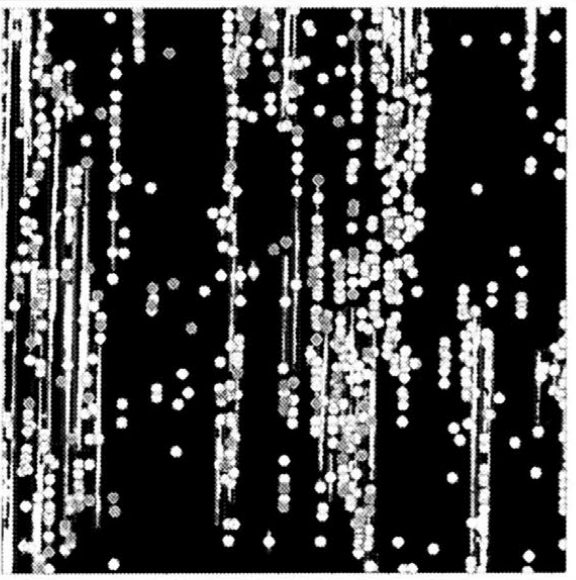
			
<p>Parametry amplitudy $S_a = 0.2599 \mu\text{m}$ $S_q = 0.6132 \mu\text{m}$ $S_p = 7.1907 \mu\text{m}$ $S_v = 6.4307 \mu\text{m}$ $S_z = 13.6215 \mu\text{m}$ $S_{sk} = 0.8029 \mu\text{m}$ $S_{ku} = 15.5284 \mu\text{m}$</p>	<p>$L_{wh} = 676$ $P_{wih} = 416.4 \mu\text{m}^2$ $L_{sh} = 87$ $P_{sih} = 150.9 \mu\text{m}^2$ $R_w = 7.13 \mu\text{m}$ $L_{wi} = 356.22 \mu\text{m}$ $R_{ws} = 11.8 \mu\text{m}$ $L_{ws} = 529.25 \mu\text{m}$</p>		
			
<p>$w_1 = 0.02$</p>	<p>$w_2 = 0.0223$</p>	<p>$w_3 = 0.0191$</p>	<p>$w_4 = 0.02053$</p>
<p>$W_s = 0.0364$</p>			

Tabela 2

Zestawienie parametrów i wskaźników dla powierzchni po wygładzaniu

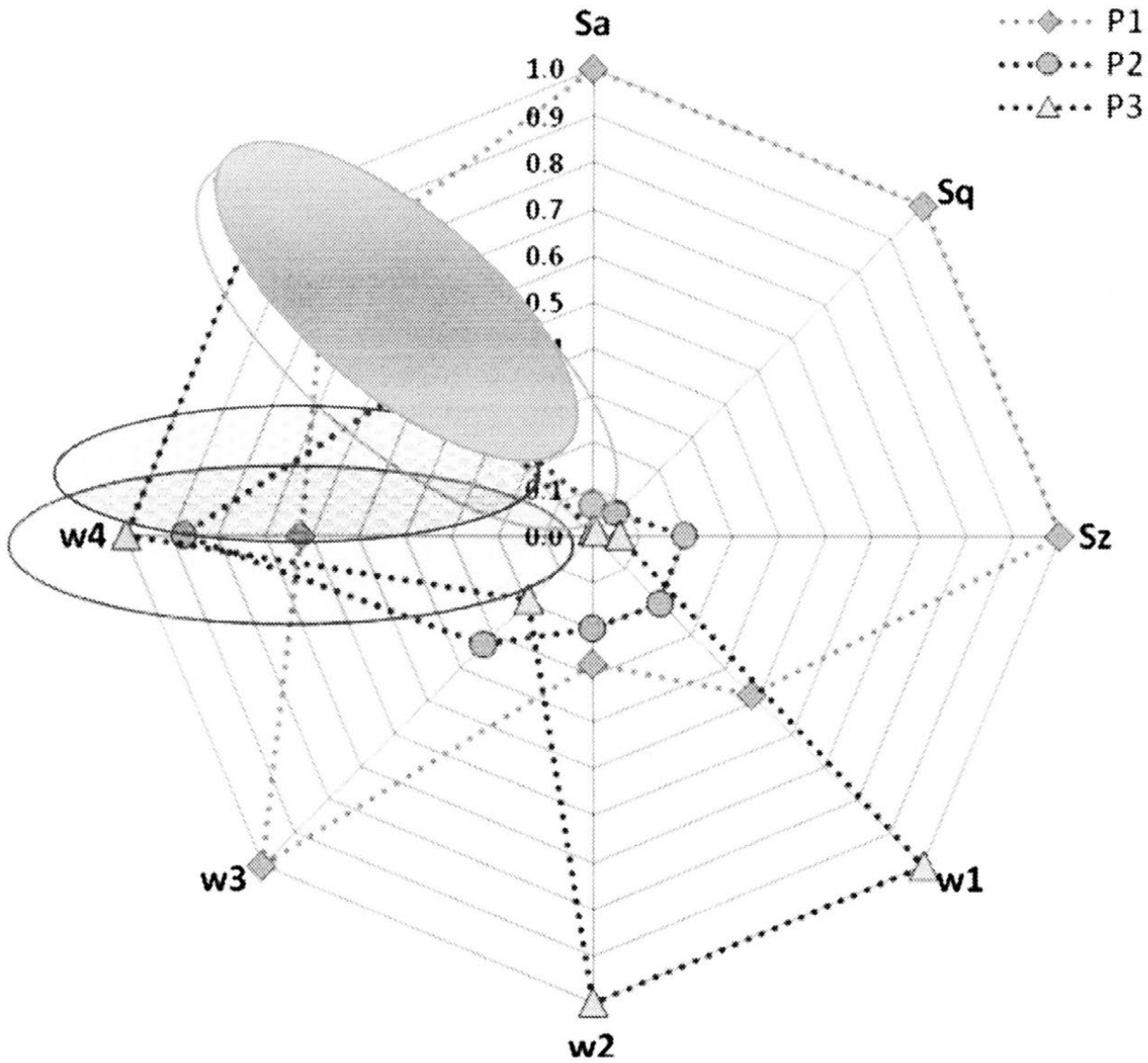
<p>Parametry amplitudy</p> <p>Sa = 0.0168 μm</p> <p>Sq = 0.0422 μm</p> <p>Sp = 1.1467 μm</p> <p>Sv = 1.5283 μm</p> <p>Sz = 2.6750 μm</p> <p>Ssk = 0.4895 μm</p> <p>Sku = 36.5896 μm</p>	<p>$L_{wh} = 1591$</p> <p>$P_{wih} = 84.6 \mu\text{m}^2$</p> <p>$L_{sh} = 78$</p> <p>$P_{sih} = 44.07 \mu\text{m}^2$</p> <p>$R_w = 4.5 \mu\text{m}$</p> <p>$L_{wi} = 526.7 \mu\text{m}$</p> <p>$R_{ws} = 8.59 \mu\text{m}$</p> <p>$L_{ws} = 534.85 \mu\text{m}$</p>		
<p>$w_1 = 0.0085$</p>	<p>$w_2 = 0.0161$</p>	<p>$w_3 = 0.0063$</p>	<p>$w_4 = 0.02884$</p>
<p>$W_s = 0.0223$</p>			

Tabela 3

Zestawienie parametrów i wskaźników dla powierzchni po polerowaniu

<p>Parametry amplitudy</p> <p>Sa = 0.0030 μm</p> <p>Sq = 0.0072 μm</p> <p>Sp = 0.3960 μm</p> <p>Sv = 0.4019 μm</p> <p>Sz = 0.7978 μm</p> <p>Ssk = -4.2055 μm</p> <p>Sku = 169.0338 μm</p>	<p>$L_{wh} = 124$</p> <p>$P_{wih} = 6627 \mu\text{m}^2$</p> <p>$L_{sh} = 101$</p> <p>$P_{sih} = 4369 \mu\text{m}^2$</p> <p>$R_w = 24.02 \mu\text{m}$</p> <p>$L_{wi} = 1755,6 \mu\text{m}$</p> <p>$R_{ws} = 47.72 \mu\text{m}$</p> <p>$L_{ws} = 587.63 \mu\text{m}$</p>		
<p>$w_1=0.0415$</p>	<p>$w_2=0.0812$</p>	<p>$w_3=0.0037$</p>	<p>$w_4=0.03297$</p>
<p>$W_s=0.0452$</p>			

Po znormalizowaniu danych wejściowych (parametrów i wskaźników) utworzono wykres radialny w celu przedstawienia wpływu poszczególnych parametrów na ocenę powierzchni. Wykres ten może również posłużyć, jako pomoc w doborze parametrów do opisu powierzchni charakteryzujących się dużą gładkością.



Rys. 5. Wykres radialny wspomagający dobór parametrów do oceny powierzchni gładkich

4. PODSUMOWANIE

Analizując cały proces oceny struktury geometrycznej powierzchni obrobionych ściernie, należy zaznaczyć, że właściwości stereometryczne powierzchni w różnych procesach są bardzo zróżnicowane. Począwszy od szlifowania, gdzie struktura stereometryczna jest bardzo wyraźna, z wyeksponowanymi wyniesieniami i wgłębieniami, dość gęsto rozmieszczonymi w stosunku do powierzchni polerowanej, gdzie występuje dużo płaskich lub prawie płaskich miejsc. Takie zróżnicowanie wskazuje na to, że stosowanie tych samych parametrów do tak różnych powierzchni jest nie tylko trudne, ale wręcz błędne.

Dlatego też należy oczekiwać w przyszłości takich systemów, które na podstawie przeznaczenia badanej powierzchni będą w stanie wskazać, jaki zbiór parametrów najlepiej reprezentować będzie cechy stereometryczne powierzchni. Tak dobrany zbiór parametrów będzie inny dla różnych metod obróbki i różnorodnych zastosowań powierzchni.

Niniejsza praca jest przyczynkiem do rozwoju takich systemów, które wsparte zaawansowanymi narzędziami decyzyjnymi jak na przykład algorytmy sztucznej inteligencji będą wspomagać analizę i ocenę jakości powierzchni.

Analizując przedstawione w niniejszej pracy zarówno wskaźniki cząstkowe jak i końcowy wskaźnik syntetyczny, należy stwierdzić, są one silnie uzależnione od poziomu h , na którym będzie dokonywana analiza. Nie jest to oczywiście wada. Jest to jedynie wskazówka, że należy dobierać tę głębokość tak, aby uwzględniać np. przeznaczenie analizowanej części i warunki w których nastąpi jej eksploatacja.

Autorzy proponują, aby wartość h wahała się od 0,1 do 0,3 wartości parametru wyniosłości S_p analizowanej powierzchni. Dodatkowo należy też pamiętać o prawidłowym doborze wartości ε , gdyż to od niej zależy dokonanie prawidłowego zakwalifikowania danego wierzchołka, jako płaskiego bądź nie.

Opracowany wskaźnik syntetyczny dobrze wyróżnia powierzchnie o niskich wartościach chropowatości, co przedstawiono w tabelach 1-3. W związku z tym, że sposób wyznaczania wskaźnika ma charakter multiplikatywny, decydujący wpływ na wynik końcowy mają małe wartości wskaźników cząstkowych. Wskaźnik ten można z powodzeniem używać w ocenie tych powierzchni, które charakteryzują się małą chropowatością uwzględniając przy tym jej topografię.

5. LITERATURA

- [1] Draft International Standard ISO/DIS 25178-2: *Geometrical product specification (GPS) – Surface texture - Areal. Part 2: Terms, definitions and surface texture parameters*, International Organization of Standardization, 2007.
- [2] Pawlus P.: *Topografia powierzchni – pomiar, analiza, oddziaływanie*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów, 2005, s. 165–168.
- [3] Z. Wróbel, R. Koprowski: *Praktyka przetwarzania obrazów w programie Matlab*, Akademicka Oficyna Wydawnicza EXIT, Warszawa, 2004.
- [4] G. Blanchet, M. Charbit: *Digital Signal and Image Processing using Matlab*, HERMES Science Europe, ISTE, 2006.

ANALYSIS OF THE SURFACE TOPOGRAPHY PROPERTIES AFTER MICRO- AND NANOFINISHING

ABSTRACT: *In this paper the evaluation method of the surface features with small roughness was presented. The collection of the parameters, which are components of the synthetic indicator of quality was developed. In this collection are for example: ratio of S_a to S_z , the part of the first derivative parts of the surface, first derivative has close to the zero, the relation of the average radius of islands to the average distance among islands, or also the relation of the average field of the surface of flat tops, to the average field of the surface of all tops. The opinion of usefulness developed coefficient in the evaluation of the quality of the studied surface was presented in the summary.*

^{*)} mgr inż. Robert TOMKOWSKI, Politechnika Koszalińska, Wydział Mechaniczny, Katedra Mechaniki Precyzyjnej, e-mail: robert.tomkowski@tu.koszalin.pl

^{**)} prof. dr hab. inż. Wojciech KACALAK, Politechnika Koszalińska, Wydział Mechaniczny, Katedra Mechaniki Precyzyjnej wk5@tu.koszalin.pl

^{***)} dr inż. Dariusz LIPIŃSKI, Politechnika Koszalińska, Wydział Mechaniczny, Katedra Mechaniki Precyzyjnej dariusz.lipinski@tu.koszalin.pl

ANALIZA PRZEMIESZCZEŃ MATERIAŁU W STREFIE MIKROSKRAWANIA

Wojciech Kacalak^{*)}, Tomasz Królikowski^{**)}, Błażej Bałasz^{***)}

***STRESZCZENIE:** Artykuł prezentuje wybrane teoretyczne analizy i badania doświadczalne odkształceń i przemieszczeń materiału w strefie mikroskrawania. Autorzy podczas realizacji projektu MNiSW 504 014 31/1147 przeprowadzili badania mikroskrawania, w wyniku których powstały opracowania prezentowane w artykule. W pracy na podstawie analizy przemieszczeń materiału w strefie obróbki dokonano oceny wpływu kształtu wierzchołka ziarna oraz jego zagłębienia na proces mikroskrawania.*

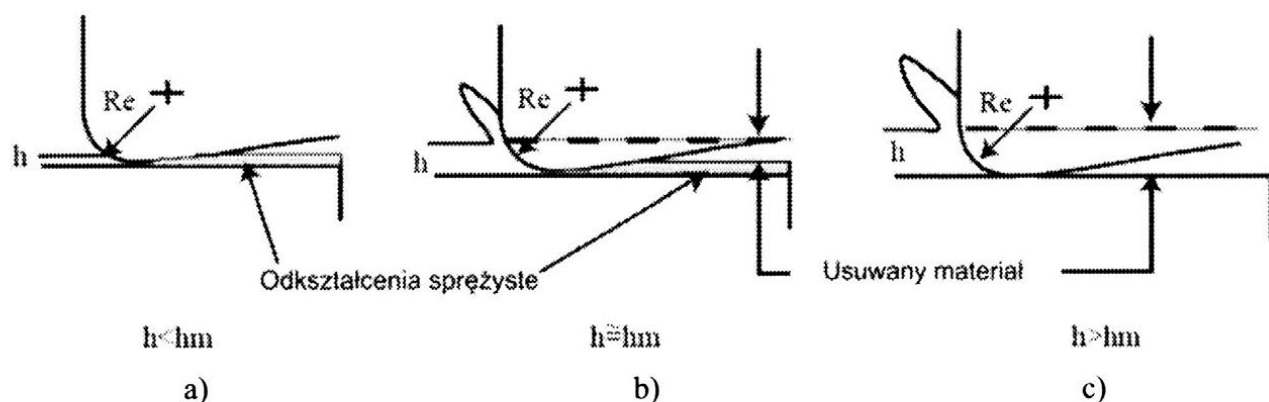
1. WSTĘP

W procesach mikroskrawania, zwłaszcza w obróbce bardzo dokładnej, analiza zjawisk i czynników nabiera znaczenia decydującego o wynikach procesu. Są nimi: nieciągłość procesu tworzenia mikrowiórów (w mikro- i submikroskali), cieplne i mechaniczne odkształcenia narzędzi i materiału obrabianego w strefach otaczających ziarna zagłębione w powierzchnię przedmiotu, a zwłaszcza liniowe i kątowe przemieszczenia ziaren ściernych pod wpływem oporów skrawania i wreszcie losowość samego procesu mikroskrawania, tym wyższa im mniejsze są średnie przekroje warstw skrawanych poszczególnymi ostrzami. Losowość procesu skłania autorów do analizy przemieszczeń podczas mikroskrawania pojedynczym ziarnem. Badania teoretyczne i doświadczalne przemieszczeń materiału w strefie mikroskrawania dają nowe spojrzenie na aspekty energetyczne procesu szlifowania.

2. BADANIA DOŚWIADCZALNE

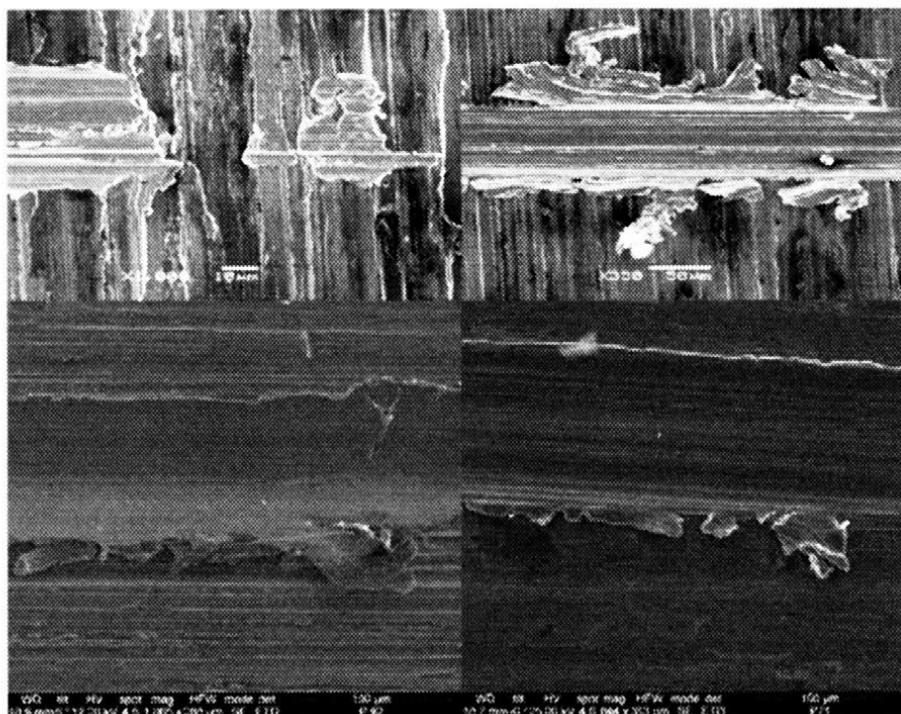
Autorzy zrealizowali badania skrawania pojedynczym ziarnem, analizując przy tym opisaną w literaturze koncepcję tworzenia wióra [1] z uwzględnieniem założeń, dotyczących jego minimalnej grubości (rys. 1). W warunkach, gdy wielkość usuwaną warstwy h jest mniejsza niż wartość minimalna, to (rys. 1a) następują odkształcenia plastyczne, materiał nie zostaje usunięty – nie powstaje

wiór. Natomiast, jeśli warstwa skrawana jest równa minimalnej grubości wióra, dochodzi wówczas do usunięcia materiału poprzez częściowe ścięcie warstwy oraz poprzez odkształcenie plastyczne (rys. 1b). Przekroczenie minimalnej grubości warstwy skrawanej skutkuje ścięciem pewnej warstwy materiału, która wraz z kolejnymi warstewkami tworzy wiór (rys. 1c).



Rys. 1. Schemat do ilustracji zjawisk w strefie mikroskrawania i znaczenia grubości warstwy skrawanej

Autorzy przeprowadzili badania strefy mikroskrawania wraz z rejestracją parametrów kontaktu, których wybrane wyniki prezentują na poniższym rysunku.



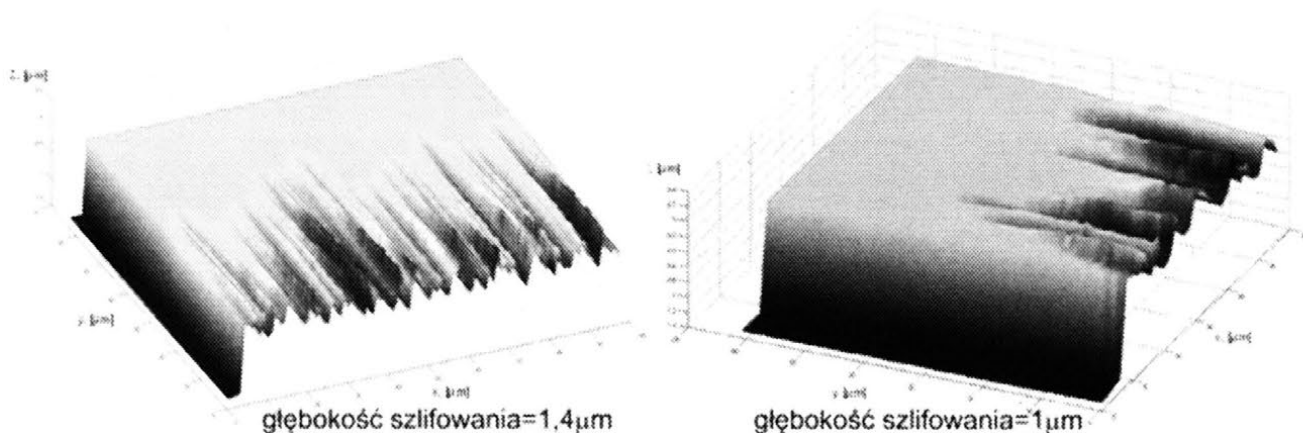
Rys. 2. Przykład ukształtowania wpływów bocznych z efektami nieciągłości procesu ich formowania

Wyniki tych badań wykazują, że przed ziarnem ściernym, między dolną częścią powierzchni natarcia, a powierzchnią ścinania materiału obrabianego, tworzy się strefa zastoju materiału, która nie może być stabilną w warunkach bardzo wysokich temperatur oraz nieciągłości naprzemiennego procesu narastania lokalnych odkształceń i oddzielania materiału. Można to określić, jako stan stabilizowanych fluktuacji, stanowiących typową cechę procesu. Badania doświadczalne mają swoje ograniczenia, a to skłoniło autorów do realizacji badań procesu mikroskrawania z zastosowaniem modelowania w środowisku ANSYS [2,3].

3. MODELOWANIE I SYMULACJA

Modelowanie i symulacja jest ważnym narzędziem poznawczym procesów mikroskrawania, jego przebiegu, warunków początkowych powstawania mikrokontaktu, jego przebiegu i wpływu na efekt końcowy procesu. Autorzy wykonali system symulacji w środowisku Matlab, który umożliwił wykonanie symulacji procesu skrawania poszczególnymi ziarnami na bardzo niewielkich głębokościach. W kolejnym etapie modelowania i symulacji autorzy przeprowadzili analizy w środowisku MES skrawania pojedynczym ziarnem, które pozwoliło zaobserwować efekty „cofania plastycznego” materiału po przejściu ostrza [4,5,6,7,8].

Poniżej przedstawiono wyniki symulacji fazy początkowej mikroskrawania dla ziarna o numerze 320 i różnych głębokości szlifowania. Zaobserwowano, że przy głębokość szlifowania $1,4\ \mu\text{m}$ (rys.3) wypływki zwiększające wysokość przedmiotu o ok. $0,35\ \mu\text{m}$ podobnie dla głębokości szlifowania $1\ \mu\text{m}$ – widoczne wypływki zwiększające wysokość przedmiotu o ok. $0,30\ \mu\text{m}$, przy czym tylko nieliczne ziarna są aktywne.



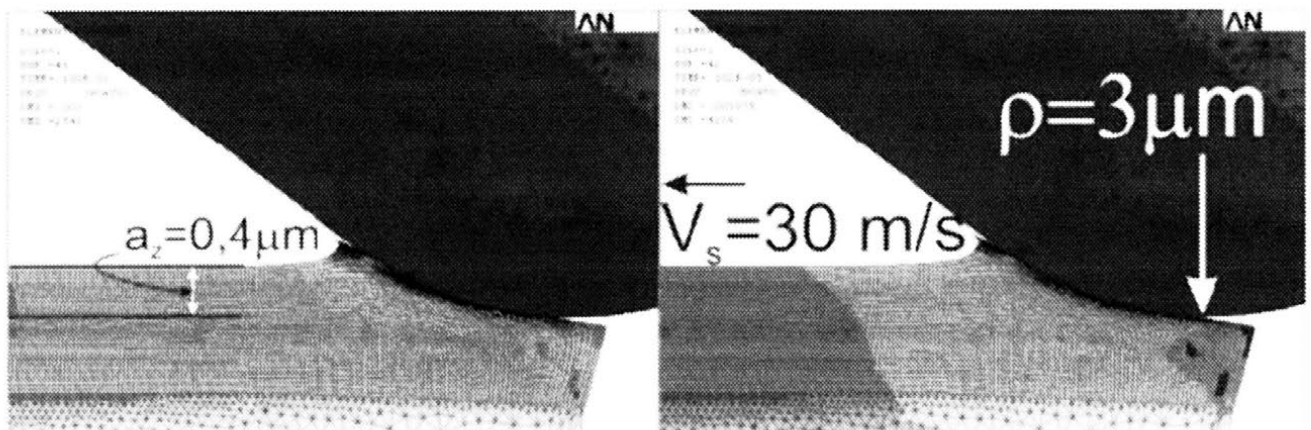
Rys. 3. Symulacja mikroskrawania: nr ziarna 320, głębokość szlifowania $1,4\ \mu\text{m}$ i $1\ \mu\text{m}$

Dla głębokości szlifowania $0,6 \mu\text{m}$ – widoczne wypłytki zwiększające wysokość przedmiotu o ok. $0,10 \mu\text{m}$ – powierzchnia ściernicy o wyrównanym położeniu wierzchołków – konieczne jest stosowanie małej wartości posuwu poprzecznego Dla głębokości szlifowania $0,5 \mu\text{m}$ zaobserwowano wypłytki zwiększające wysokość przedmiotu o ok. $0,06 \mu\text{m}$ – powierzchnia ściernicy o wyrównanym położeniu wierzchołków, nadal mało aktywnych ziaren, odległość średnia między wierzchołkami ziaren $60 \mu\text{m}$.

Wykorzystując bardziej zaawansowane metody modelowania, można rozwinąć opracowany system symulacji o szczegółowe analizy odkształceń i przemieszczeń materiału w strefie pracy ostrza [9,10,11]. Do analiz zjawisk w procesie skrawania pojedynczym ziarnem wykorzystano system ANSYS, w którym przyjęto nieodkształcalny model ziarna, natomiast materiał obrabiany (sprężysto-lepko-plastyczny) opisanym został modelem Cowpera – Symondsa.

$$\sigma_Y = [1 + (\dot{\epsilon} / C)]^{1/P} (\sigma_0 + \beta E_p \epsilon_p^{eff}) \quad (1)$$

gdzie: $\dot{\epsilon}$ – intensywność prędkości odkształceń plastycznych, C – parametr materiałowy określający wpływ intensywności prędkości odkształcenia plastycznego, P – stała materiałowa określająca wrażliwość materiału na prędkość odkształcenia plastycznego, $E_p = (E_{tan} E) / (E - E_{tan})$ – parametr materiałowy zależny od modułu umocnienia plastycznego ϵ_p^{eff} – intensywność odkształcenia plastycznego, i modułu sprężystości Younga E [12,13].



Rys. 4. Analiza 2D odkształceń w warstwie wierzchniej w procesie skrawania pojedynczym ziarnem w systemie MES ANSYS

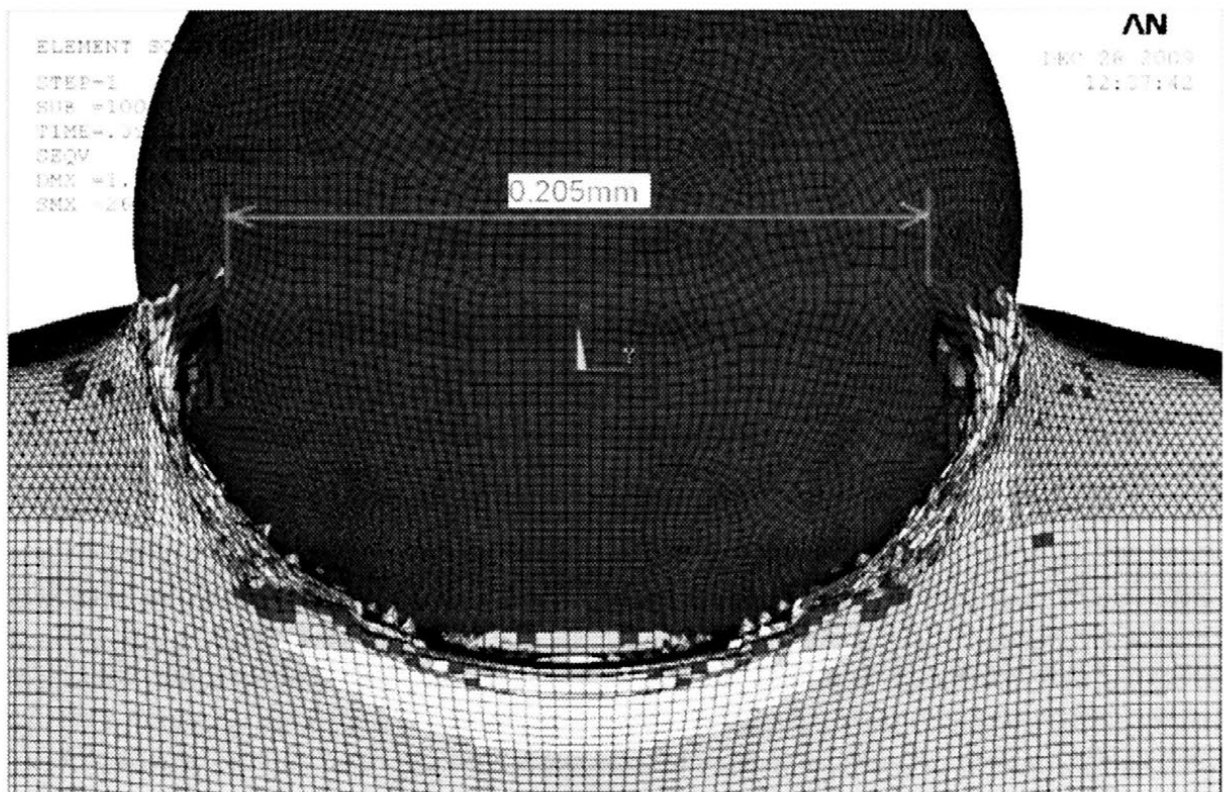
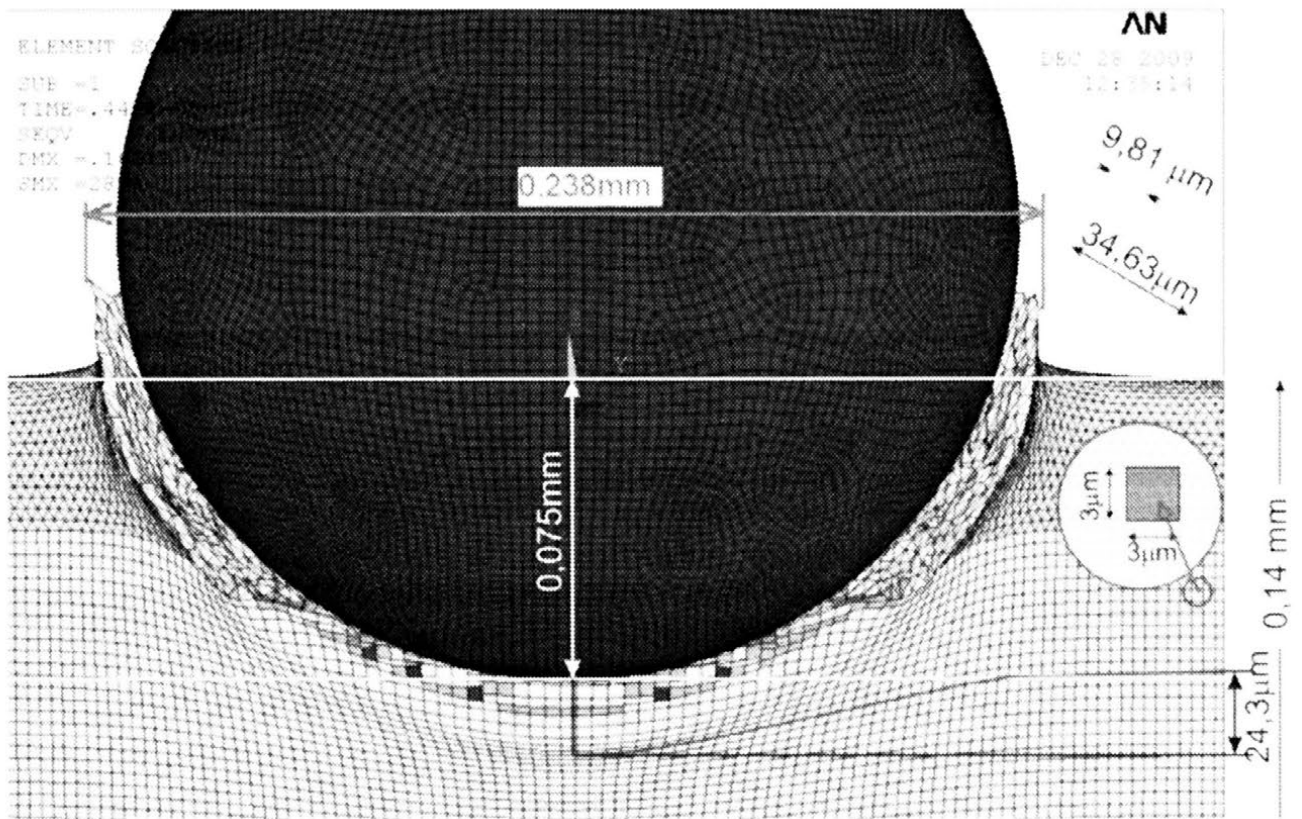
Metoda elementów skończonych zakłada, że każdą wielkość przemieszczenie czy naprężenie, opisane za pomocą funkcji ciągłej w danym obszarze, aproksymuje się modelem dyskretnym, który jest złożeniem zbioru funkcji ciągłych w skończonej liczbie podobszarów zwanych elementami. W analizie dwuwymiarowej (rys. 4) użyto elementów typu Plane 162, 4 węzłowych z 6-ściami stopniami swobody (3 poziome i 3 pionowe składowe przemieszczenia), natomiast w analizie trójwymiarowej użyto dwóch rodzajów elementów: czworokątnych 4 węzłowych opisanych węzłami i,j,k,l z trzema stopniami swobody u_x, u_y, u_z w osiach x,y,z w obszarze trzozorzenia rysy oraz hexagonalnych w obszarze oddziaływań plastycznych. Warunek sił od przemieszczeń w węzłach dla elementarnego elementu użytego w analizie trójwymiarowej w ANSYSIE opisano równaniami.

$$\begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \\ F_{x_y} \\ F_{y_x} \\ F_{x_z} \\ F_{z_x} \\ F_{y_z} \\ F_{z_y} \\ F_{x_x} \\ F_{y_y} \\ F_{z_z} \end{Bmatrix} = [k] \times \begin{Bmatrix} u_x \\ u_y \\ u_z \\ u_{x_y} \\ u_{y_x} \\ u_{x_z} \\ u_{z_x} \\ u_{y_z} \\ u_{z_y} \\ u_{x_x} \\ u_{y_y} \\ u_{z_z} \end{Bmatrix} ; \begin{Bmatrix} u_x \\ u_y \\ u_z \end{Bmatrix} = [A] \{ \alpha \} ; \alpha = \begin{Bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_3 \\ \alpha_4 \\ \alpha_5 \\ \alpha_6 \\ \alpha_7 \\ \alpha_8 \\ \alpha_9 \\ \alpha_{10} \\ \alpha_{11} \\ \alpha_{12} \end{Bmatrix} ; [A] = \begin{bmatrix} 1 & x & y & z & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & x & y & z & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & x & y & z \end{bmatrix} \quad (2)$$

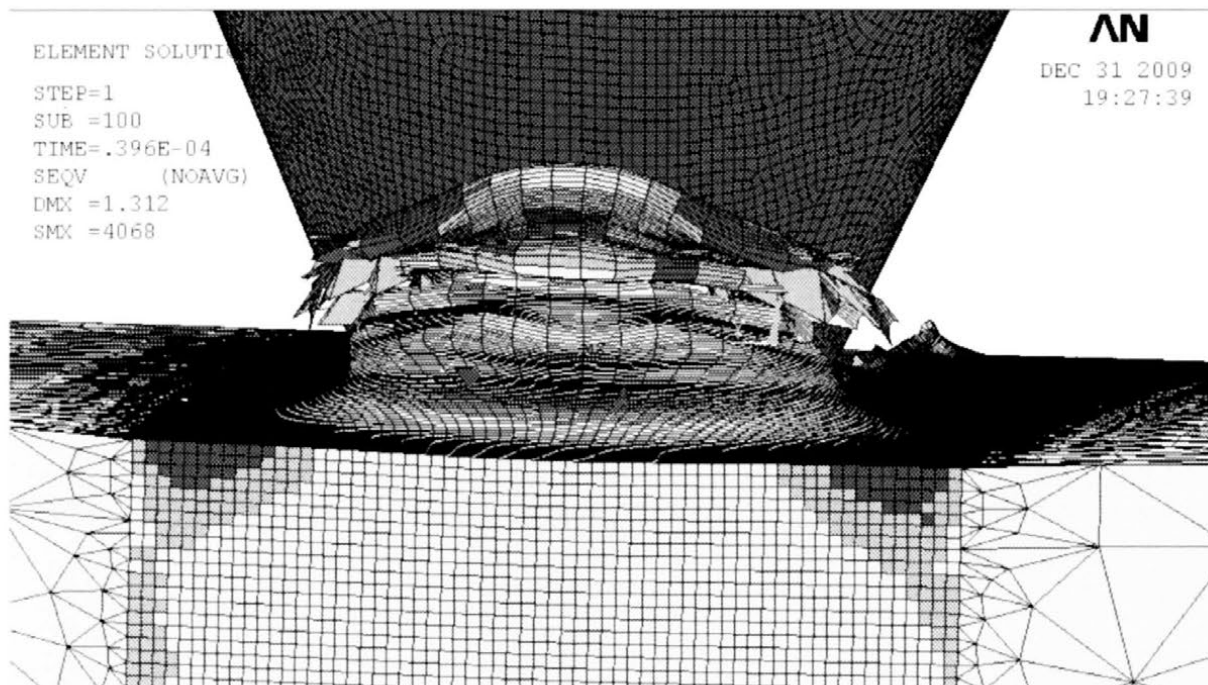
Przy realizacji procesu obliczeniowego założono stałą liczbę Poissona oraz gęstość ρ przyjęto model obliczeniowy macierzy bezwładności:

$$[m] = \left\{ \left((1/6V_{ijk}) \begin{bmatrix} b_i & 0 & 0 & b_j & 0 & 0 & b_k & 0 & 0 & b_l & 0 & 0 \\ 0 & c_i & 0 & 0 & c_j & 0 & 0 & c_k & 0 & 0 & c_l & 0 \\ 0 & 0 & d_i & 0 & 0 & d_j & 0 & 0 & d_k & 0 & 0 & d_l \\ c_i & b_i & 0 & c_j & b_j & 0 & c_k & b_k & 0 & c_l & b_l & 0 \\ 0 & d_i & c_i & 0 & d_j & c_j & 0 & d_k & c_k & 0 & d_l & c_l \\ d_i & 0 & b_i & d_j & 0 & b_j & d_k & 0 & b_k & d_l & 0 & b_l \end{bmatrix} \right)^{-1} \right\}^T$$

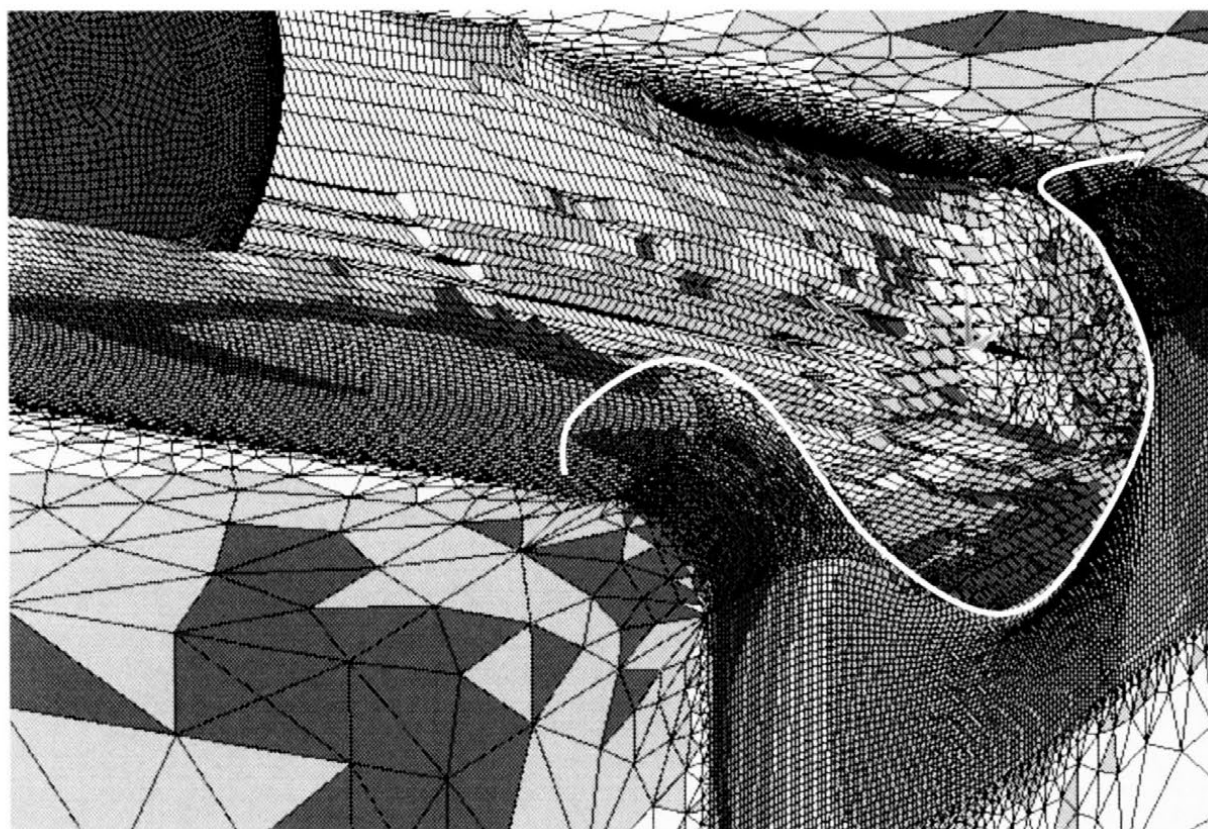
$$\rho \int_V [A]^T [A] dV \left((1/6V_{ijk}) \begin{bmatrix} b_i & 0 & 0 & b_j & 0 & 0 & b_k & 0 & 0 & b_l & 0 & 0 \\ 0 & c_i & 0 & 0 & c_j & 0 & 0 & c_k & 0 & 0 & c_l & 0 \\ 0 & 0 & d_i & 0 & 0 & d_j & 0 & 0 & d_k & 0 & 0 & d_l \\ c_i & b_i & 0 & c_j & b_j & 0 & c_k & b_k & 0 & c_l & b_l & 0 \\ 0 & d_i & c_i & 0 & d_j & c_j & 0 & d_k & c_k & 0 & d_l & c_l \\ d_i & 0 & b_i & d_j & 0 & b_j & d_k & 0 & b_k & d_l & 0 & b_l \end{bmatrix} \right)^T \quad (3)$$



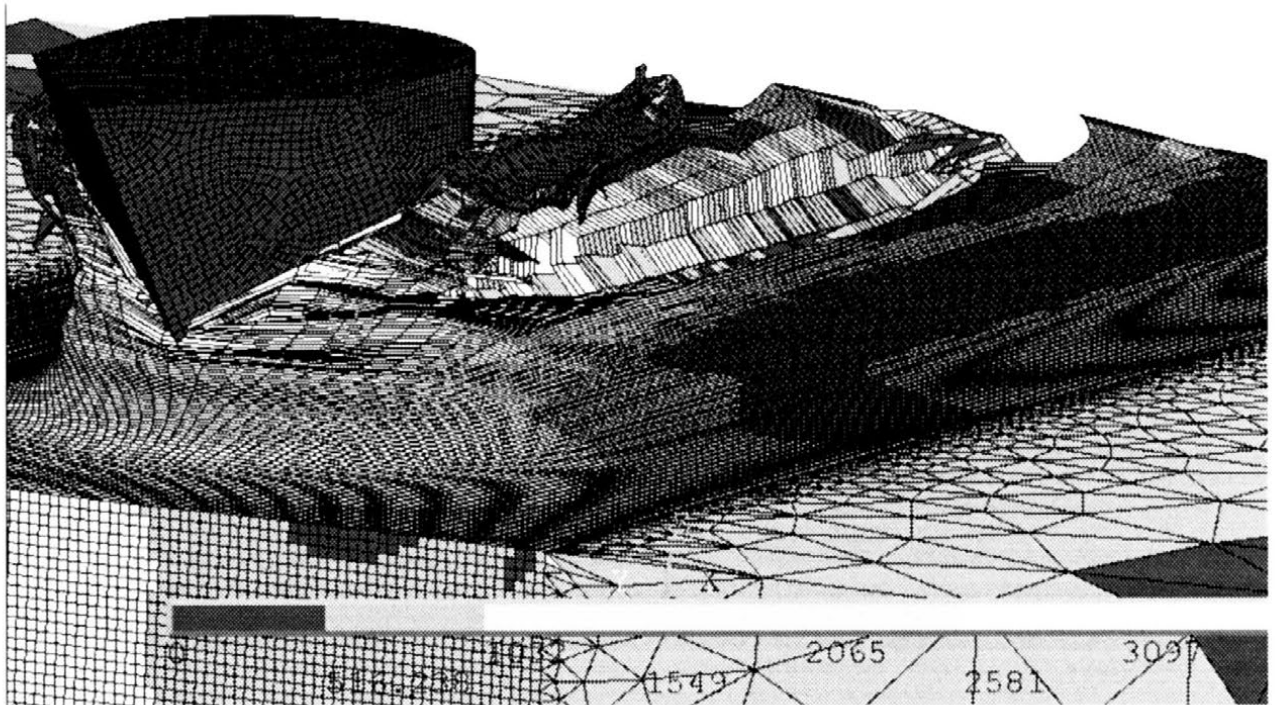
Rys. 5. Analiza 3D odkształceń w warstwie wierzchniej podczas skrawania pojedynczym ziarnem w systemie MES ANSYS



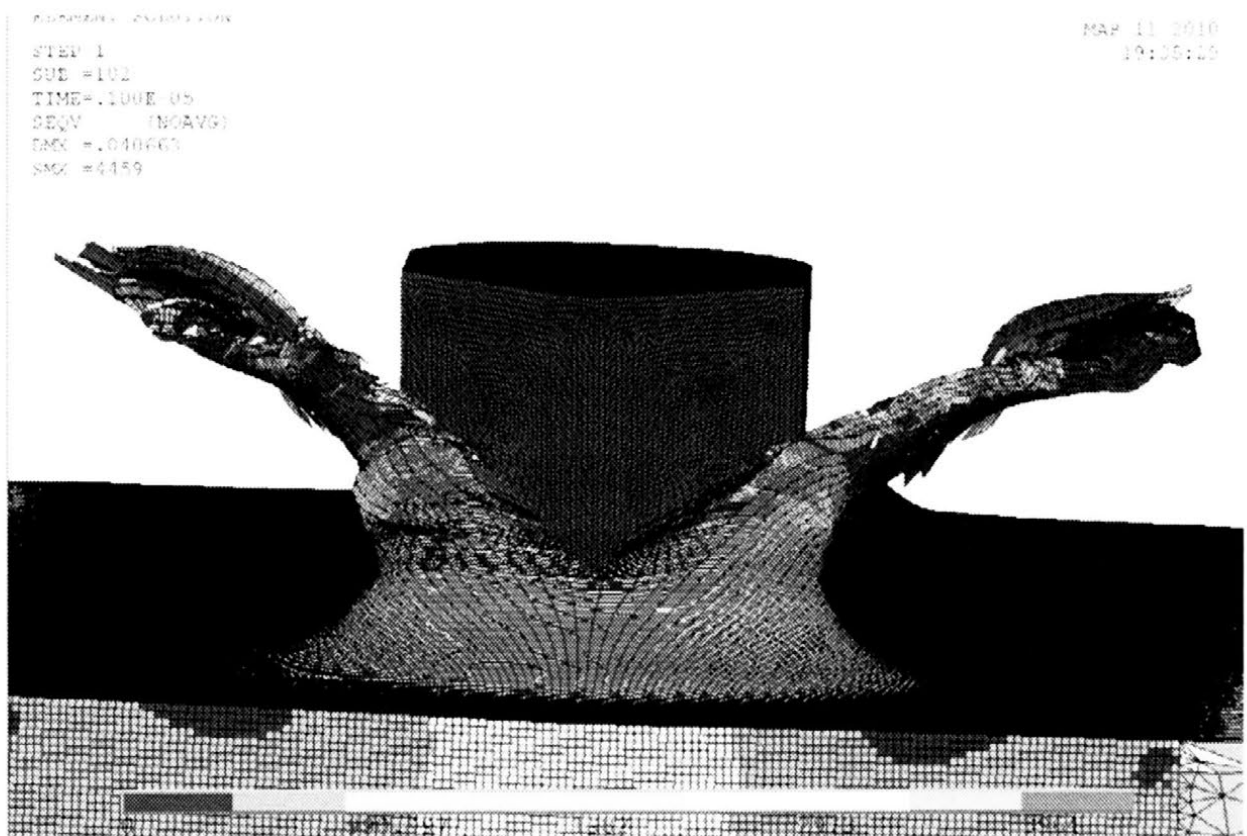
Rys. 6. Wizualizacja stanów odkształceń w warstwie wierzchniej w skrawaniu pojedynczym ziarnem w systemie MES ANSYS



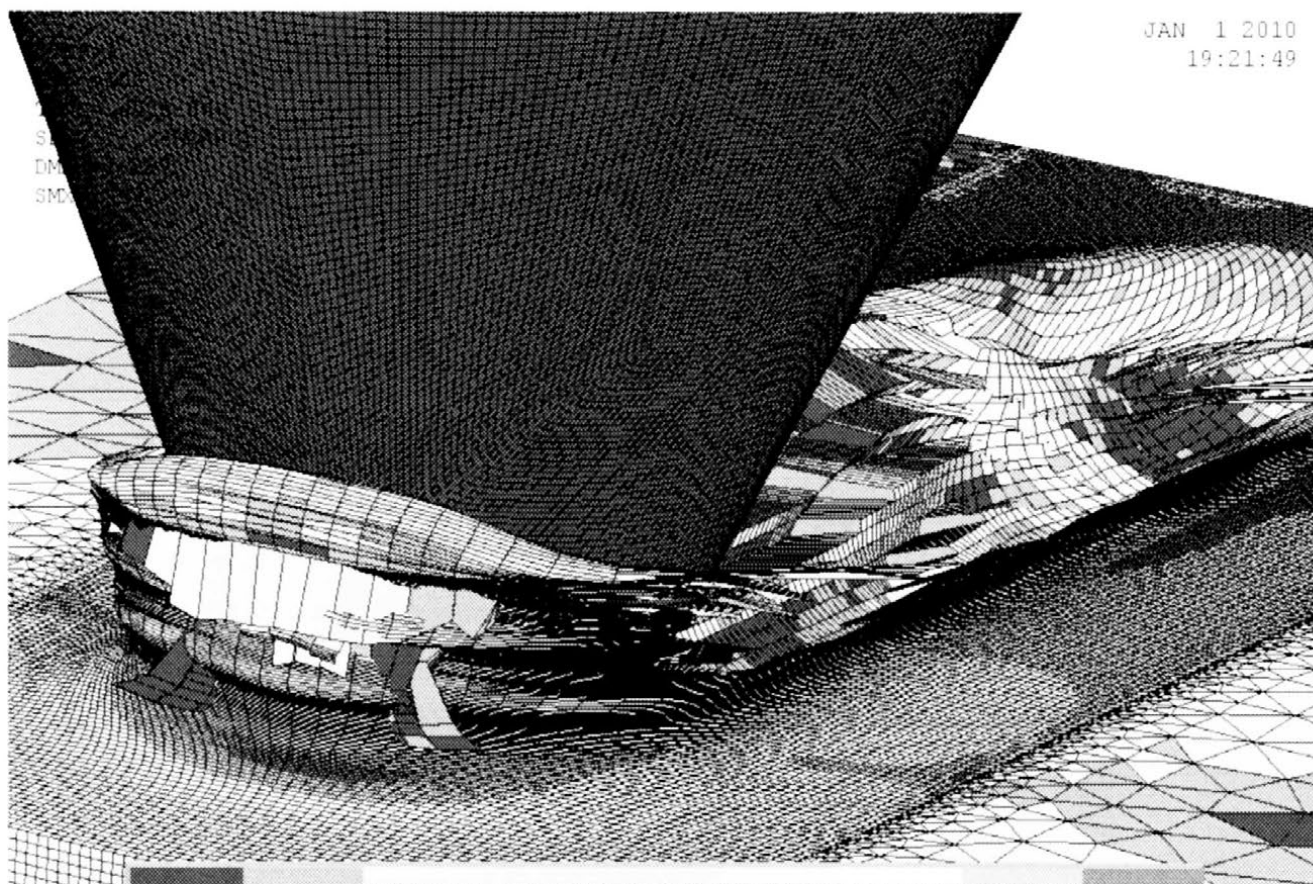
Rys. 7. Wizualizacja stanów odkształceń w warstwie wierzchniej w procesie skrawania pojedynczym ziarnem w systemie MES ANSYS



Rys. 8. Wizualizacja stanów odkształceń w warstwie wierzchniej w skrawaniu pojedynczym ziarnem w systemie MES ANSYS 3D



Rys. 9. Wizualizacja stanów odkształceń w warstwie wierzchniej podczas skrawania pojedynczym ziarnem w systemie MES ANSYS 3D



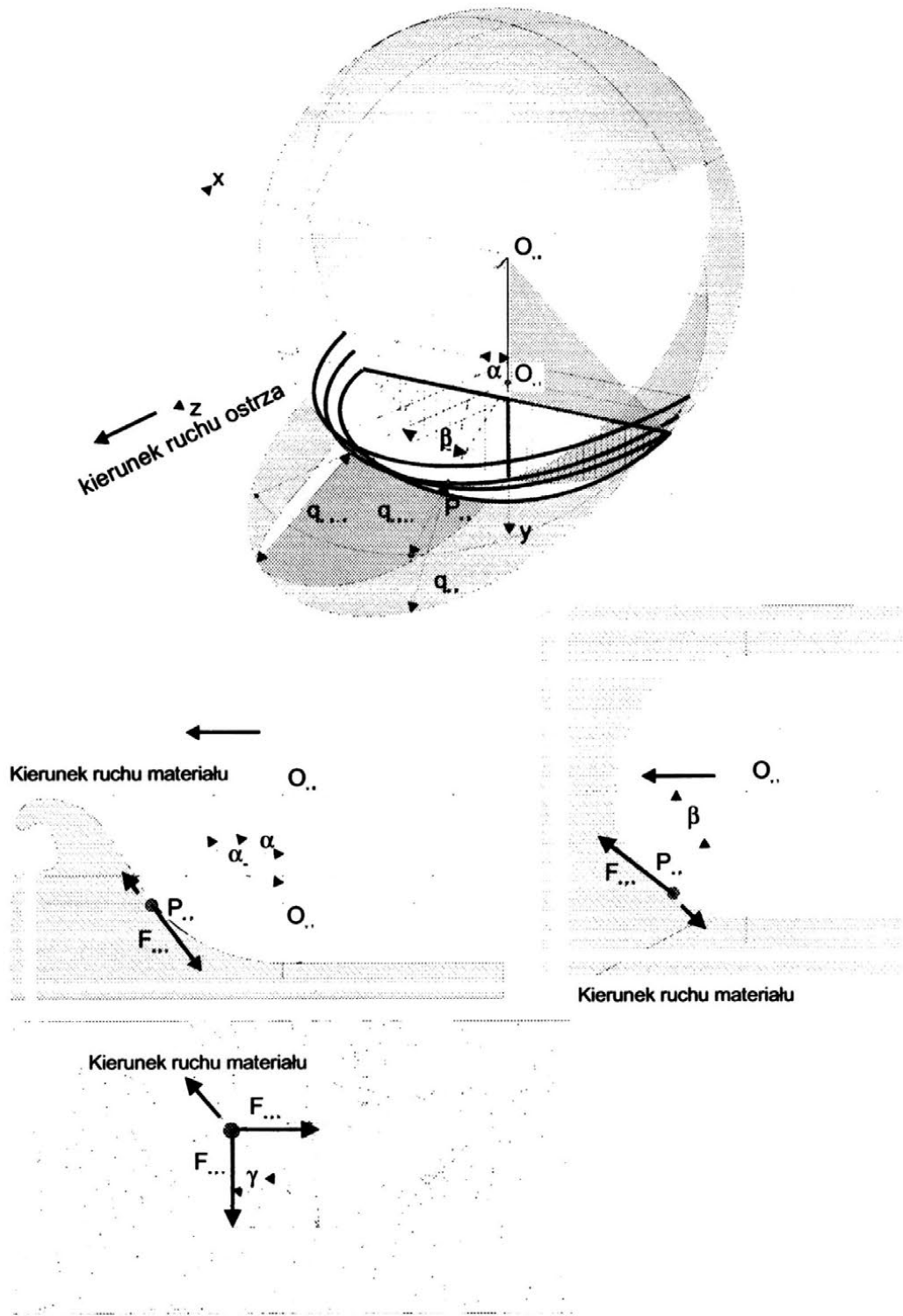
Rys. 10. Wizualizacja stanów odkształceń w warstwie wierzchniej podczas skrawania pojedynczym ziarnem w systemie MES ANSYS

Analiza MES pozwoliła zaobserwować zjawiska naprężeń w warstwie skrawanej na bardzo niewielkich głębokościach. Autorzy zaobserwowali zmiany objętości rysy po przejściu ziarna. Na rysunku 5 wyraźnie widać powrót materiału po przejściu wierzchołka skrawającego, dla małych głębokości skrawania obserwuje się znaczne utwardzanie materiału.

Analiza naprężeń podczas skrawania pojedynczym ziarnem daje nowe możliwości poznawcze na temat adhezji materiału, pokazuje jak duże są, często pomijane, siły odkształcające materiał plastycznie i sprężyste. Autorzy zdają sobie sprawę, że dyskredytacja zmiennych przestrzennych i czasu, wnosi pewne niedokładności do modelu matematycznego rozpatrywanego procesu i powoduje pewne implikacje dotyczące właściwości zastosowanych rozwiązań.

Zastosowanie metody elementów skończonych skutkuje dużym nakładem obliczeniowym i wymaga szczególnie dla stanów wielowymiarowych wysokiej efektywności maszyn liczących.

Skuteczność metody numerycznej maleje ze zwiększeniem złożoności metody stąd autorzy podjęli badania MES dla pojedynczych ziaren skrawających, a nie dla całego procesu.

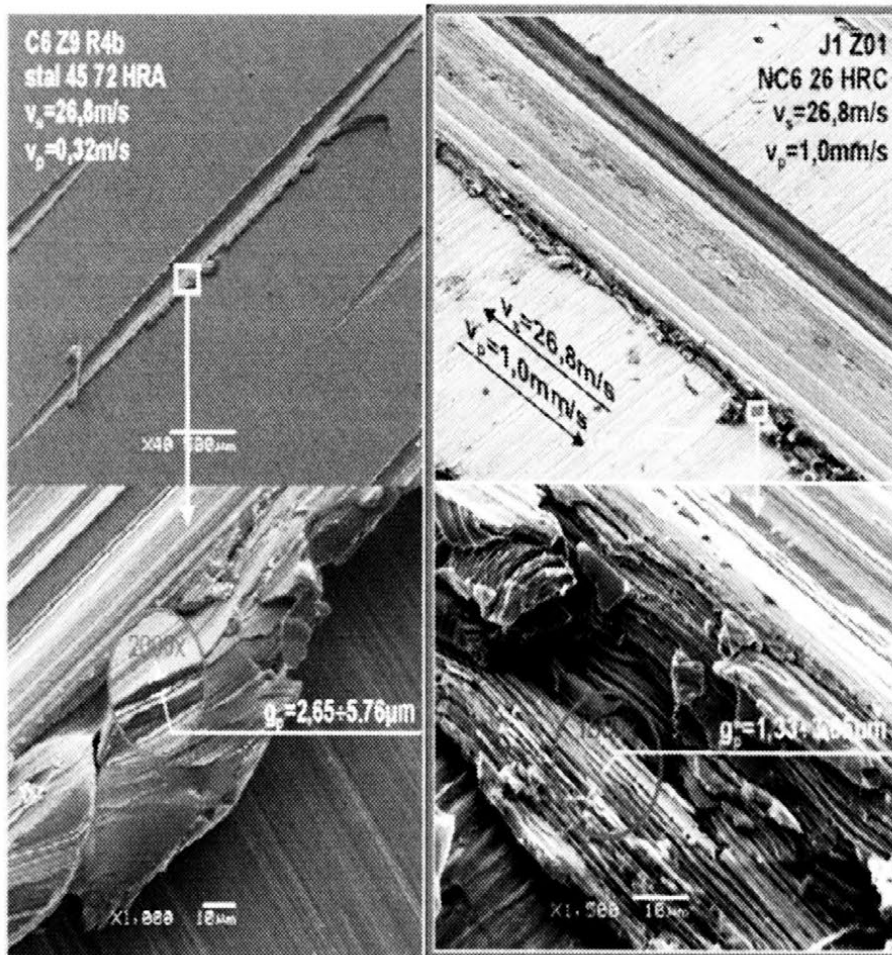


Rys. 11. Schemat do analizy oporów przemieszczania materiału w strefie skrawania

W problemach wielowymiarowych występujących w pracy zastosowano dyskretyzację procesu skrawania w dwóch obszarach. Pierwszy obszar był w obrębie ostrza skrawającego, drugi natomiast poza obszarem oddziaływań adhezyjnych ziarna.

Analizy w systemie MES doprowadziły autorów do uogólnień, które można zastosować przy modelowaniu symulacji procesu szlifowania. Autorzy przeprowadzili analizę oporów przemieszczeń w strefie skrawania pojedynczym ostrzem (rys. 11), na podstawie których, wyznaczyli uproszczone wartości odkształceń. Przemieszczenie się ostrza w kierunku z o wartość dz powoduje, w płaszczyźnie Oyz odkształcenie dm , które można wyrazić wzorem:

$$dm(\alpha) = qdz \sin \alpha (\cos \alpha - \cos \alpha_n) \quad (4)$$



Rys. 12. Obrazy z mikroskopu skaningowego mikroskrawania stali

Dla pewnej wartości α odkształcenie dm osiąga wartość maksymalną dm_{max} . Przyjmując na podstawie analiz z modelowania w systemie ANSYS, iż obszar odkształceń charakteryzuje się promieniem zasięgu równym w przybliżeniu promieniowi zaokrąglenia wierzchołka ostrza, można wyznaczyć wartość sumaryczną odkształcenia wzdłuż kierunku prostopadłego do powierzchni ostrza w punkcie, w którym występuje dm_{max} , jako:

$$e_{sum} = e_{max} \int_0^r e^{-z} dz \quad (5)$$

$$\text{Z porównania: } e_{max} \int_0^r e^{-z} dz = qdz \sin \alpha_{max} (\cos \alpha_{max} - \cos \alpha_n) \quad (6)$$

można wyznaczyć wartość e_{max} oraz odkształcenie względne e_{max}/q . Analiza tych wartości umożliwia ocenę przyczyn tworzenia płytkowej budowy zarówno wiórów przed ostrzem, jak również wiórów bocznych.

Grubości płytek, podczas mikroskrawania stali zawierają się w granicach od 1-4 mikrometrów, a częstotści ich tworzenia są rzędu megahertzów. Jest to zjawisko, którego występowanie nie jest odzwierciedlane na podstawie badań profilografometrycznych. Wysokie częstotści tworzenia płytkowych elementów wiórów, w tym również płytkowa budowa wyływek wskazują, iż pogład o plastycznym bocznym przemieszczaniu materiału, jest w wielu wypadkach nadmiernym uproszczeniem.

4. PODSUMOWANIE

Znaczenie strefy martwej dla procesu skrawania ściernego nie jest jednoznaczne w świetle dotychczasowych badań, gdyż jej rozmiary, są zdecydowanie mniejsze niż promienie zaokrąglenia wierzchołków ziaren, są za małe dla dokładnych pomiarów.

W procesach mikroskrawania zmniejszenie współczynnika tarcia między ziarnem a materiałem obrabianym utrudnia formowanie wióra, a zwiększenie współczynnika tarcia powoduje korzystne zmiany rzeczywistego kąta natarcia oraz wyraźne zmniejszenie skutecznego promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej - co zwiększa możliwości skutecznego skrawania ziarnami płytko zagłębionymi w materiał.

Z przeprowadzonych analiz wynika ponadto, że skrawanie szeroką krawędzią równoległą do obrabianej powierzchni wydaje się być korzystne ze względu na oczekiwane niewielkie stosunki objętości wyływek bocznych do objętości usuwanego materiału.

Zwiększanie współczynnika tarcia ogranicza przepływ materiału w kierunku prostopadłym do toru ostrza, co zwiększa efektywność mikroskrawania. Długość drogi i opory bocznych przepływów odkształcanego materiału są czynnikiem w znacznym stopniu decydującym o skuteczności mikroskrawania. Długość drogi bocznego przepływu zależy od szerokości warstwy skrawanej. Opory przepływu zależą także od tej długości, ale przede wszystkim od kształtu i rozwinięcia powierzchni natarcia ziarna.

W przeprowadzonych badaniach, na podstawie obserwacji budowy wiórów wykazano, że częstotliwość mikronieciągłości procesu tworzenia wióra sięga kilku MHz, a więc przekracza częstości uzyskiwane przez wymuszenie w układach mechanicznych. Może to przyczyniać się do korzystnego lokalnego obniżenia granicy wytrzymałości obrabianego materiału. Ten kierunek badań może być ważny dla rozwoju technologii w najbliższych latach.

Zmienność zagłębienia ziaren ściernych w materiale obrabianym jest niekorzystną, choć nieuniknioną cechą procesów mikroskrawania. Trzeba przy tym zauważyć, iż energia właściwa obróbki zależy nie tylko od średnich wartości parametrów warstw skrawanych, ale także od zakresu zmienności i rozkładu wartości tych parametrów.

Proces mikroskrawania wykazuje tendencję do bocznych (względem toru mikroskrawania) przepływów materiału, podczas gdy zwykle analizuje się tylko geometryczne warunki tworzenia wióra w przekroju prostopadłym do powierzchni przedmiotu i równoległym do kierunku ruchu ostrza. Przepływy boczne mają często postać bocznych wiórów, utrzymujących się w materiale otoczenia i mających budowę płytkową.

5. LITERATURA

- [1] X. Liu, M.B. Jun, R.E. DeVor, S.G. Kappor: *Cutting Mechanisms and their Influence on Dynamic Forces, Vibrations and Stability In Micro-end Milling* Proceedings ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition. Anaheim California, 2004.
- [2] Bałasz B., Królikowski T.: *Optimization of the grinding process energy with application of simulation system*. SMI 2009. PJoES.
- [3] Królikowski T., Bałasz B.: *Ocena i modelowanie składowych sił mikroskrawania pojedynczym ziarnem*. PAK vol. 55, 2009 s. 259-262.
- [4] Kacalak W., Bałasz B., Królikowski T., Lipiński D.: *Kierunki rozwoju mikro- i nanoszlifowania*. Rozdział w monografii: *Współczesne problemy obróbki ścierniej pod redakcją Jarosława Plichty*; s. 13-40 Koszalin 2009.
- [5] Kacalak W., Królikowski T.: *Modelowanie i analiza procesów mikroskrawania i mikroszlifowania*, *Współczesne problemy obróbki ścierniej*, Monografie - Szkoła Naukowa Obróbki Ścierniej, Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Koszalińskiej, Koszalin, 2009, str. 247-262.
- [6] Kasprzyk M., Bałasz B., Królikowski T., Szatkiewicz T.: *Probabilistyczny model obciążenia ziaren ściernych w procesie obwodowego szlifowania płaszczyzn*. XII Warsztaty Naukowe PTSK, wrzesień 2005, str. 27-28.
- [7] Królikowski T., Bałasz B.: *Numeryczny Model Materiału – Nowa Koncepcja*, str. 163-167 ZNWEiI Koszalin 2007.

-
- [8] Królikowski T., Bałasz B.: *Application of elastic neural network for material modeling in FEM simulations*, Vol. 17, 2008 ISSN 1230-1485.
- [9] Królikowski T., Bałasz B.: *Numerical Model of Material – a Concept of a FEM System Based on Neuron Networks*. Journal of Machine Engineering. Vol. 8, No. 2, 2008. s. 79-86.
- [10] Raczy A., Altnhof W. J., and Alpas A. T.: *An Eulerian Finite Element Model of the Metal Cutting Process* 8th I LS-DYNA Conference 2004.
- [11] Masillamani D., Chessa J.: *Determination of Optimal Cutting Conditions in Orthogonal Metal Cutting Using LS-DYNA with Design of Experiments Approach*. 8th I LS-DYNA Conference 2004.
- [12] Loikkanen M., Praveen G., Powell D.: *Simulation of Ballistic Impact on Composite Panels* 10th I LS-DYNA Conference 2008.
- [13] Kukielka K., Kukielka L.: *The numerical analysis of the external round thread rolling*. WILEY-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Volume 8, Issue 1, Weinheim, 2008, pp. 1731-1732.
- [14] Kukielka K., Kukielka L.: *Modeling And Numerical Analysis Of The Thread Rolling Process*, WILEY-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Volume 6, Issue 1, Weinheim, 2006, pp. 745-746.

ANALYSIS OF MATERIAL DISPLACEMENT IN THE MICROCUTTING ZONE

ABSTRACT: Paper presents selected results of theoretical analysis and experimental works on material deformation and displacement in the microcutting zone. The authors during realizing scientific project number MNiSW 504 014 31/1147 under financial support form Polish Ministry of Science and Higher Education, carried out researches of microcutting process, based on which presented elaboration was realized. The main achievement of this paper is evaluation of the influence of grain tip shape and depth of cut on microcutting process.

^{*)} prof. dr hab. inż. Wojciech KACALAK, Politechnika Koszalińska, Wydział Mechaniczny, Katedra Mechaniki Precyzyjnej ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin

^{**)} dr inż. Tomasz KRÓLIKOWSKI, Politechnika Koszalińska, Wydział Mechaniczny, Katedra Mechaniki Precyzyjnej ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin

^{***)} dr inż. Błażej BAŁASZ Politechnika Koszalińska, Wydział Mechaniczny, Katedra Mechaniki Precyzyjnej ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin

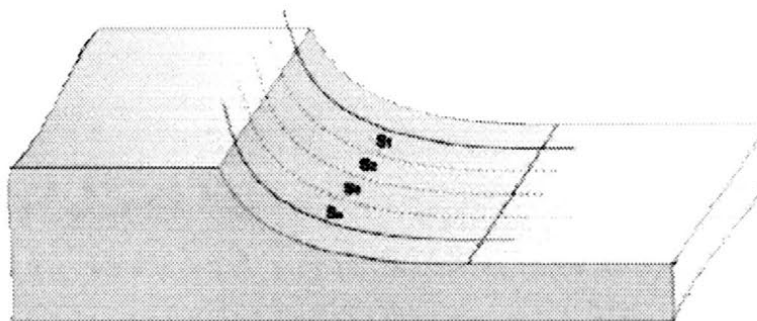
WYBRANE PROBLEMY MAKSYMALIZACJI WYDAJNOŚCI MIKRO- I NANOSZLIFOWANIA DLA OGRANICZEŃ NAŁOŻONYCH NA OKREŚLONE PARAMETRY CHROPOWATOŚCI POWIERZCHNI

Wojciech Kacalak^{*)}, Filip Szafraniec^{**)}, Tomasz Królikowski^{***)}
Radosław Kunc^{****)}, Hanna Remelska^{*****)}

***STRESZCZENIE:** Stosowanie małej głębokości szlifowania pozwala znacznie zmniejszyć energię procesu, co sprzyja uzyskiwaniu korzystniejszych cech warstwy wierzchniej. Mała głębokość szlifowania powoduje małą gęstość strumieni cieplnych, krótki czas oddziaływania lokalnego oraz małe gradienty temperatury. Stosowanie małych głębokości szlifowania zmniejsza siły, co może być ważne dla obróbki przedmiotów o małych wymiarach i dużej podatności. W publikacji przedstawiono wyniki optymalizacji procesów mikroszlifowania oraz metodykę doboru parametrów dla różnych warunków ograniczających. Podano również wyniki analiz dotyczących oszacowania aktywności ziaren na czynnej powierzchni ściernicy.*

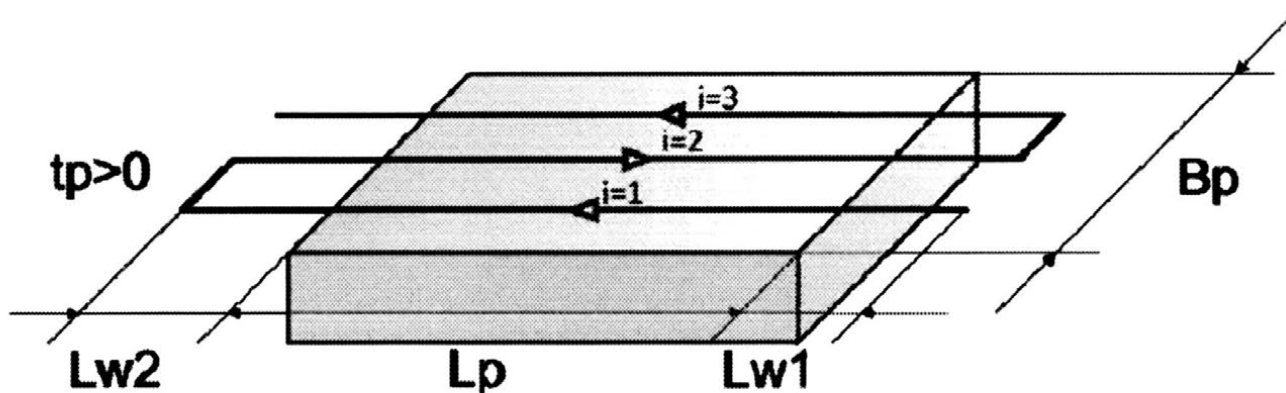
1. WSTĘP

Stosowanie małych głębokości szlifowania niekorzystnie zmniejsza udział ziaren aktywnych [1-7, 23], które kształtują obrabianą powierzchnię – aby temu zapobiegać należy zmniejszyć rozproszenie promieni działania wierzchołków ziaren (specjalne metody kształtowania powierzchni ściernic), stosować ziarna o małych wymiarach [8-10], zmniejszyć odległość między aktywnymi ziarnami [11, 12, 17], zastosować spoiwa o lokalnie (w granicach jednego mikrometra) zmniejszonej podatności. W optymalizacji procesu obróbki, należy, jako jeden z warunków ograniczających przyjąć minimalną objętość warstwy przypadającej na jedno ziarno w strefie usuwania nadmiaru (rys. 1).



Rys. 1. Schemat przedstawiający podobszary strefy obróbki w procesie mikro i nanoszlifowania

W procesie szlifowania, nawet najwyższej dokładności, zazwyczaj jako kryterium doboru parametrów przyjmuje się produkcyjną wydajność operacji. Zmusza to producentów do szukania sposobów zwiększania wydajności obróbki, przy jednoczesnym spełnieniu wielu warunków ograniczających [13-15, 16, 18, 19, 21, 22].



Rys. 2. Schemat do określania czasu operacji w procesie szlifowania przedmiotu w przypadku gdy $t_p > 0$

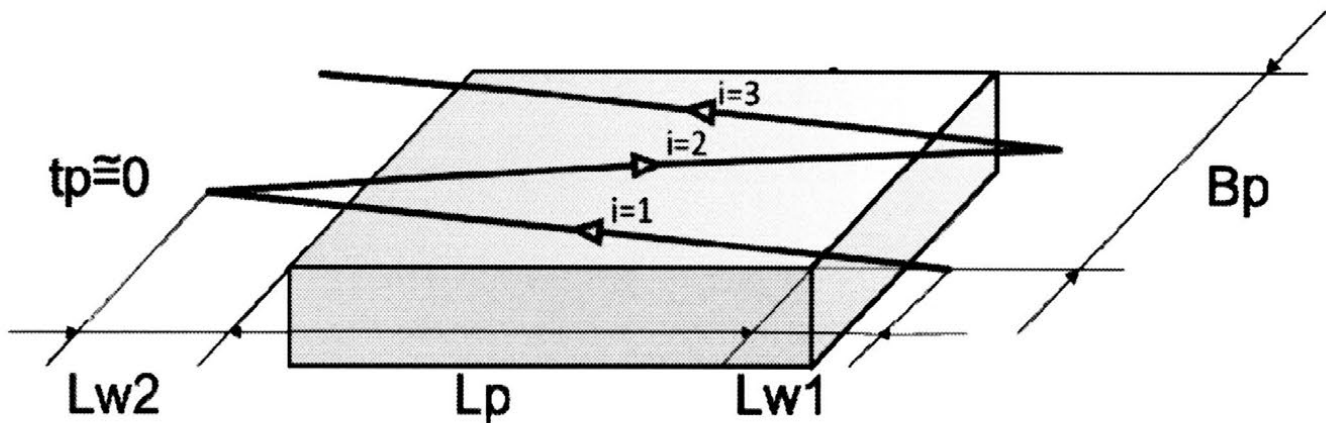
Wydajność produkcyjną operacji można wyrazić jako odwrotność czasu operacji. W przypadku, gdy t_p (czas przesterowania) jest większy od zera to zależność przedstawiająca czas całkowity będzie miała postać (rys. 2.) (wzór 1).

$$t = \left(t_p + \frac{L_{w1} + L_{w2} + L_p}{v_p} \right) * \left(\frac{B_p}{pp} \right) \quad (1)$$

W przypadku, gdy proces szlifowania ma charakter ciągły tzn. czas przesterowania t_p jest bardzo mały wzór na czas całkowity i schemat tej operacji ma postać jak poniżej.

$$t = \left(\frac{L_{w1} + L_{w2} + L_p}{v_p} \right) * \left(\frac{B_p}{pp} \right) \quad (2)$$

gdzie: t - czas całkowity; t_p - czas przesterowania; L_{w1} - długość pierwszego wybiegu; L_{w2} - długość wybiegu drugiego; L_p - długość przedmiotu obrabianego; B_p - szerokość przedmiotu obrabianego; v_p - prędkość posuwu wzdłużnego; pp - posuw poprzeczny.



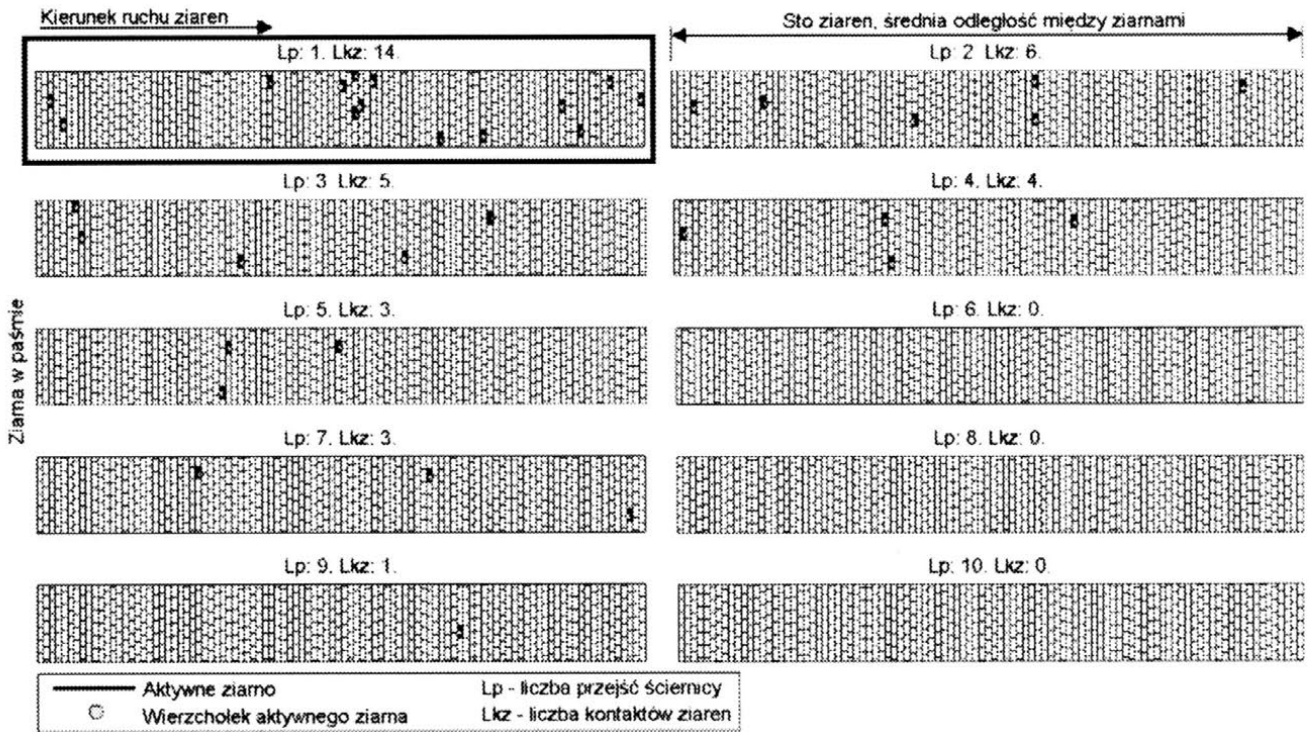
Rys. 3. Schemat do analizy procesu szlifowania przedmiotu z ciągłym posuwem poprzecznym, w przypadku gdy $t_p \cong 0$

W celu określenia wartości wielkości, na które nałożono warunki ograniczające, przeprowadzono analizę aktywnych ziaren dla poszczególnych obszarów strefy szlifowania o szerokościach równych wartości posuwu poprzecznego. Przeprowadzono symulacyjne cykle badawcze, wyznaczono przekroje i objętości warstw usuwanych oraz zarejestrowano położenie i odległości między ziarnami aktywnymi.

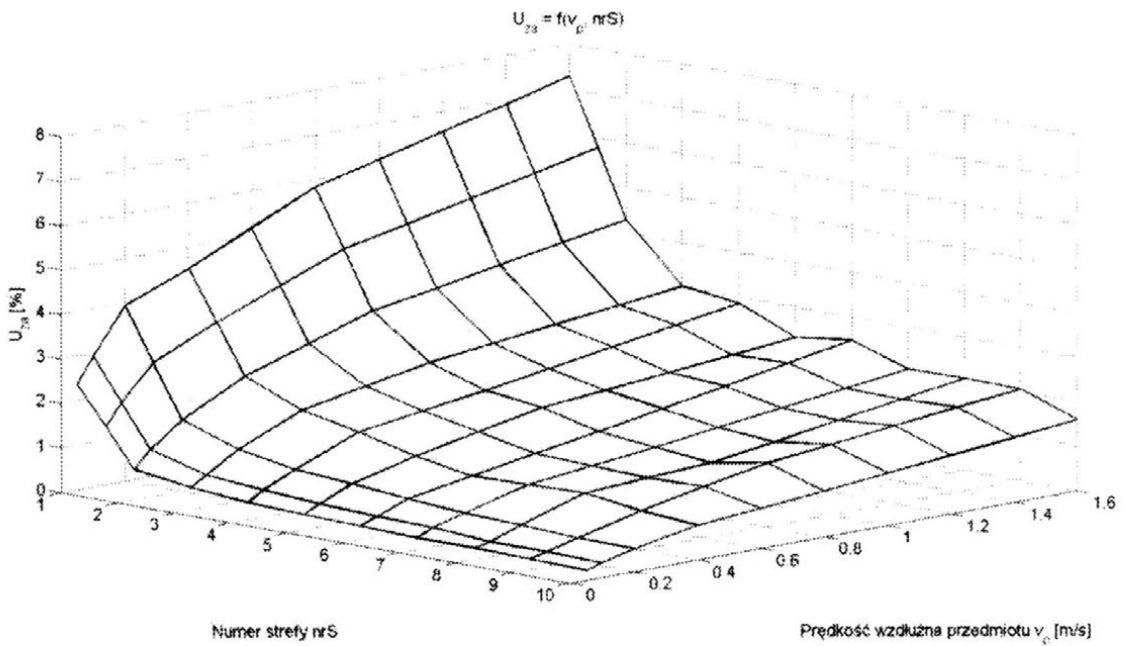
Na szczególną uwagę zasługuje obszar pierwszy, wyróżniony na rysunku, w którym następuje usuwanie materiału naddatku, w odróżnieniu od następnych stref, w których ma miejsce zmniejszenie nierówności stref.

Po określeniu liczby ziaren aktywnych możliwe było określenie średnich objętości warstw usuwanych przez te ziarna.

Na kolejnych rysunkach przedstawiono wyniki badań wpływu liczby przejść (ilorazu wysokości ściernicy do posuwu poprzecznego), dla różnych wartości prędkości posuwu wzdłużnego, na parametry S_a i S_t chropowatości powierzchni.

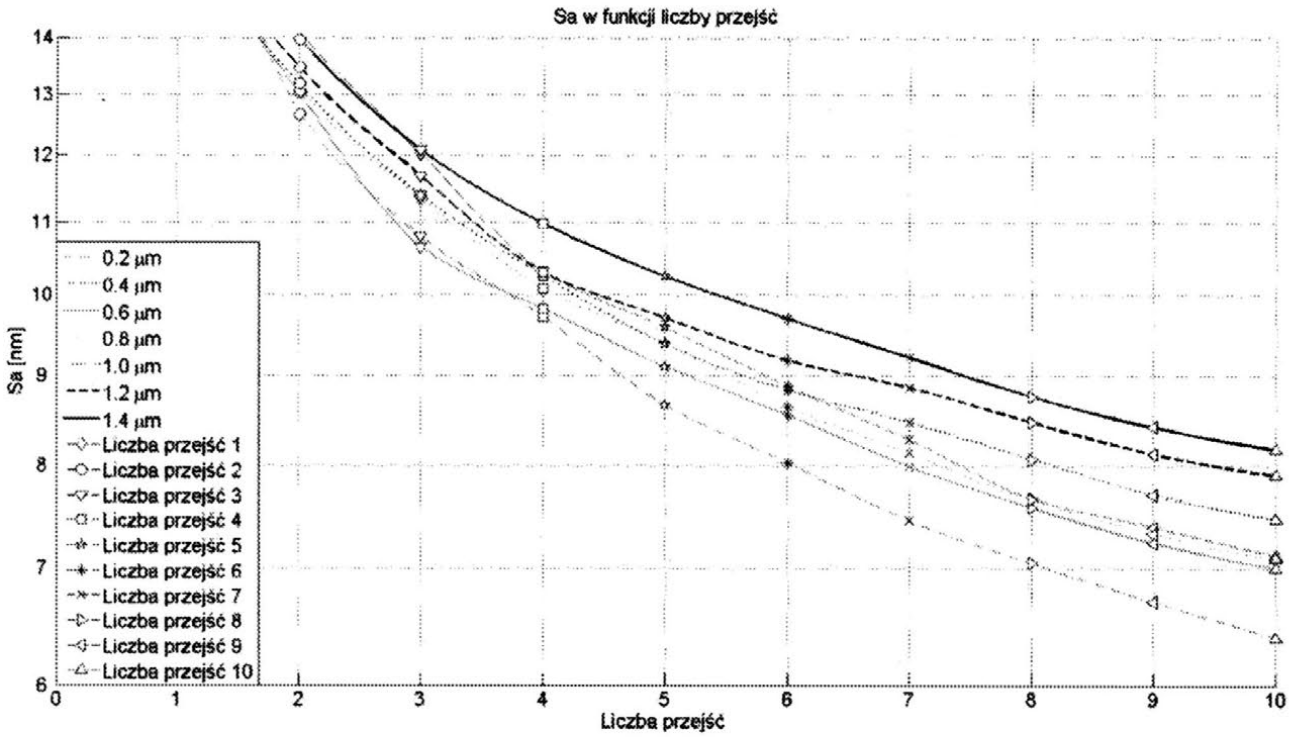


Rys. 4. Mapa aktywności ziaren w paśmie dla 10 przejść ściernicy

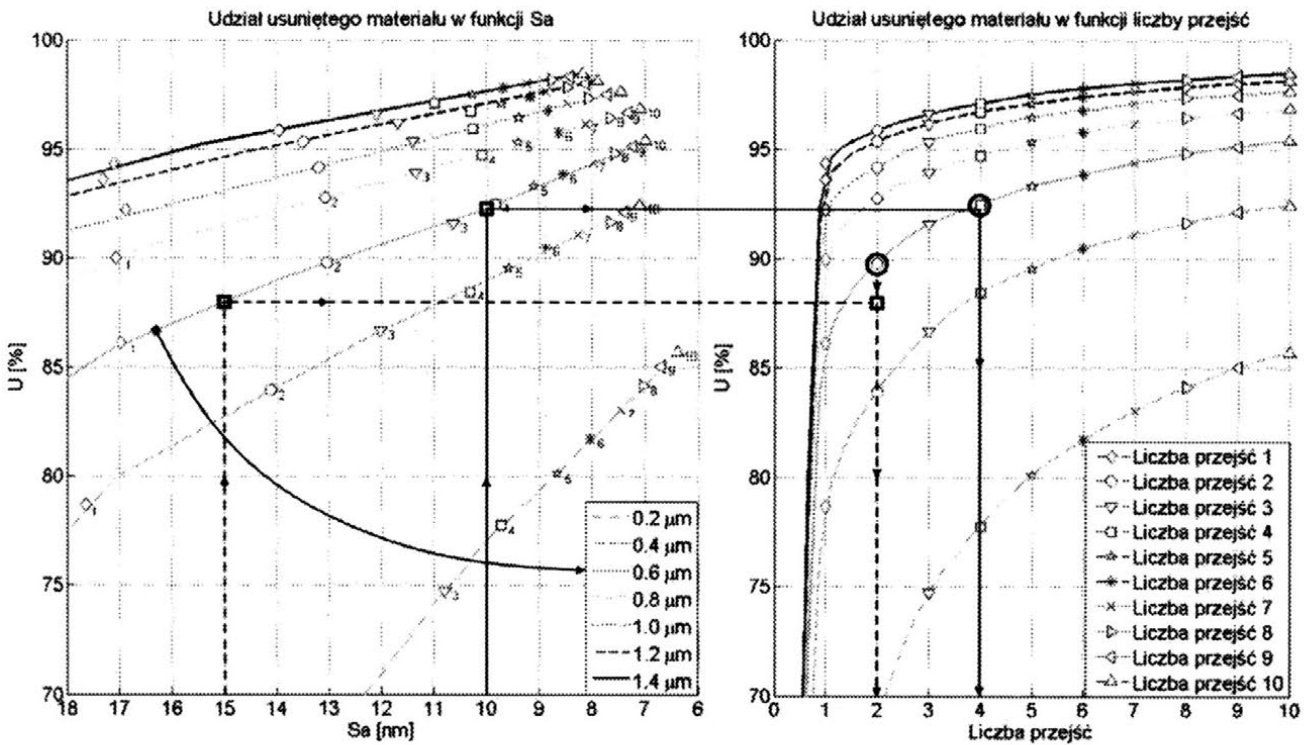


Rys. 5. Aktywność ziaren w różnych obszarach strefy szlifowania

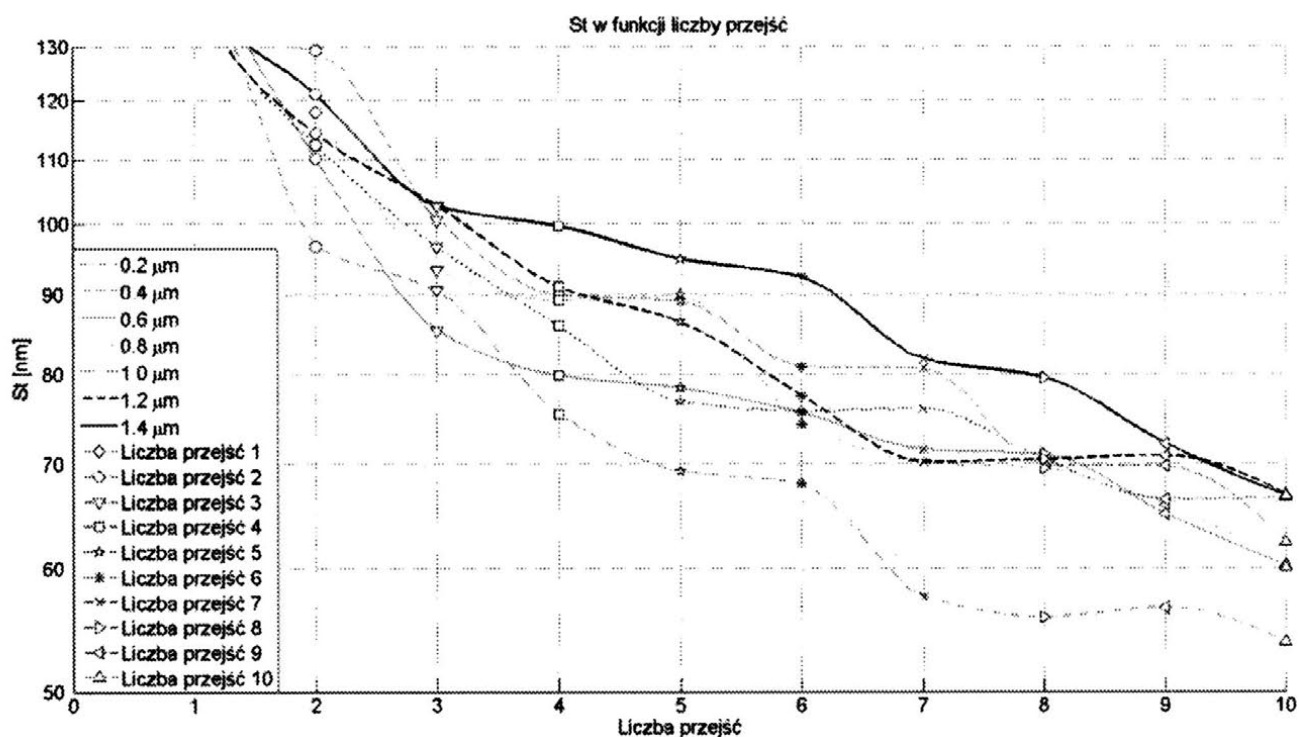
Przedstawiono też metodykę określania liczby przejść (wartości posuwu poprzecznego) dla określonych wymagań, dotyczących wartości określonych parametrem chropowatości.



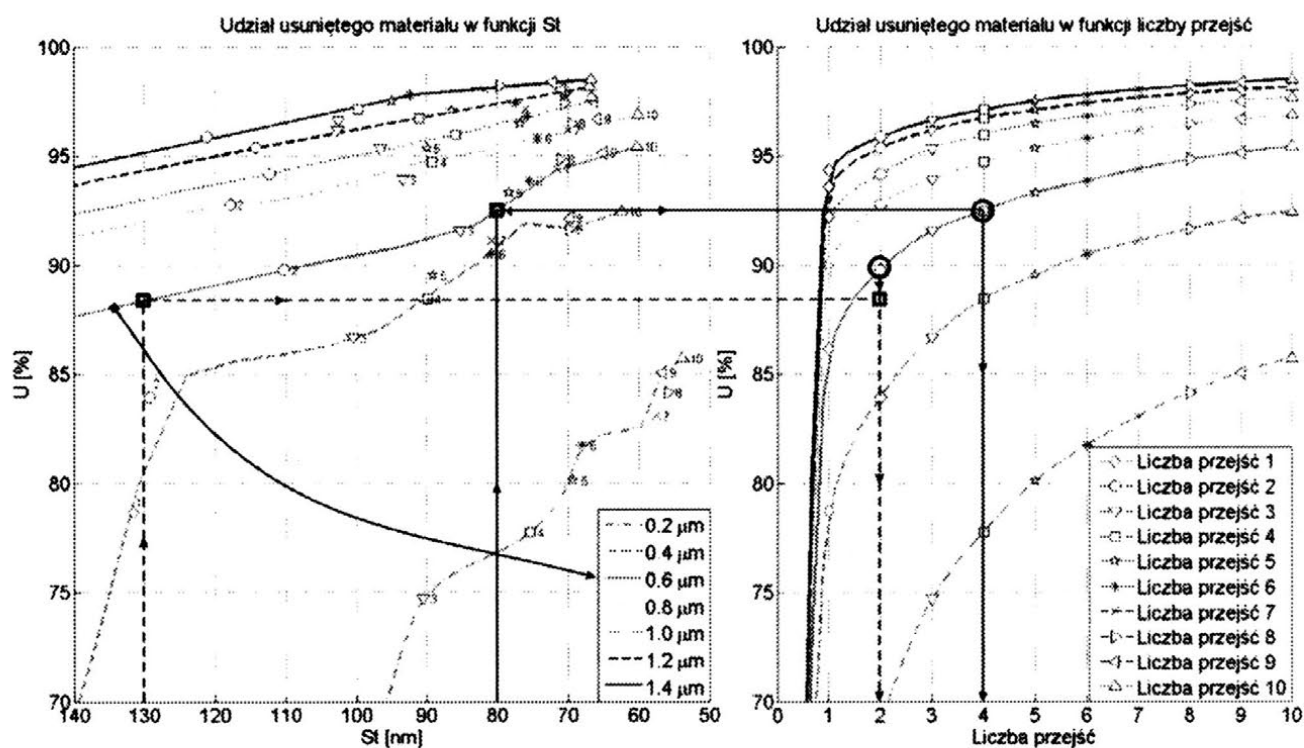
Rys. 6. Parametr S_a w funkcji liczby przejść dla prędkości posuwu wzdłużnego 0,05 m/s



Rys. 7. Metodyka określania liczby wymaganych przejść w procesie mikroszlifowania płaszczyzn dla określonych wymagań dotyczących wartości parametru chropowatości powierzchni S_a oraz ustalonej głębokości i prędkości posuwu wzdłużnego 0,05 m/s.



Rys. 8. Parametr S_t w funkcji liczby przejść dla prędkości posuwu wzdłużnego 0,05 m/s



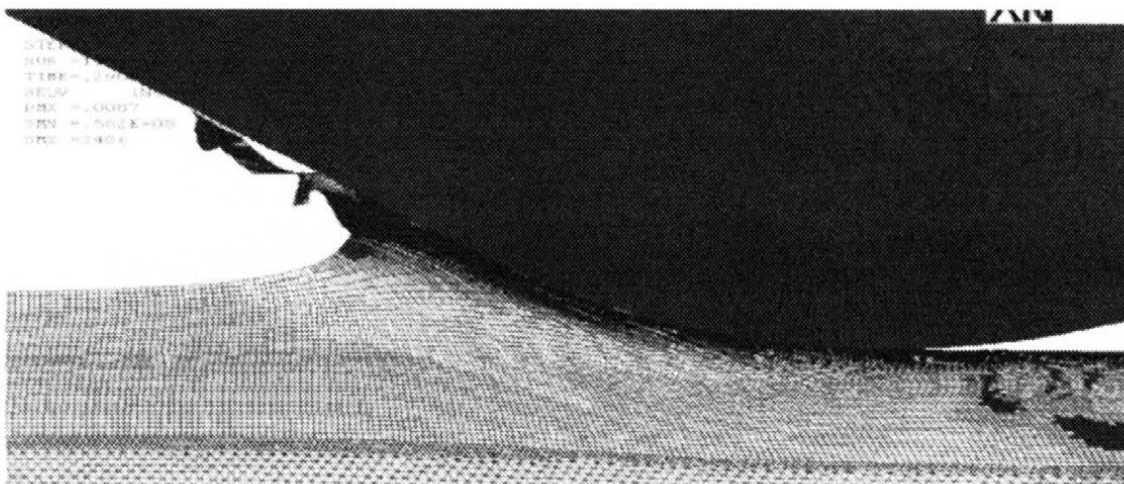
Rys. 9. Metodyka określania liczby wymaganych przejść w procesie mikroszlifowania płaszczyzn dla określonych wymagań, dotyczących wartości parametru chropowatości powierzchni S_t oraz ustalonej głębokości i prędkości posuwu wzdłużnego 0,05 m/s

Dla szlifowania z małymi głębokościami rzędu $1\ \mu\text{m}$ stosowanie małych prędkości wzdłużnych przedmiotu powoduje, iż wpływ posuwu poprzecznego na parametry chropowatości jest niewielki i odwrotnie dla dużych prędkości wzdłużnych obserwuje się, że zmniejszenie posuwu poprzecznego znacząco poprawia wartości parametrów S_t i S_a .

Analiza zależności wydajności produkcyjnej operacji od wartości prędkości posuwu wzdłużnego oraz posuwu poprzecznego dla ograniczeń nałożonych na chropowatość powierzchni, dotyczących wartości parametru S_a lub S_t , wskazuje, iż przyjmowanie możliwie największych wartości posuwu poprzecznego przyczynia się do wzrostu produkcyjnej wydajności operacji.

Wymaga to oczywiście jednocześnie zmniejszenia prędkości posuwu wzdłużnego. Taka strategia jest jednak niedopuszczalna z uwagi na inne warunki charakterystyczne dla procesów mikro i nanoszlifowania. W procesach mikro i nanoszlifowania ważnym ograniczeniem jest średnia wartość przekroju warstwy skrawanej lub w innym ujęciu średnia objętość warstwy usuwanej przez jedno ziarno.

Szlifowanie dużą prędkością posuwu wzdłużnego i małym posuwem poprzecznym charakteryzuje się tym, że przekroje warstw skrawanych są większe niż w przypadku, gdy stosujemy dla tej samej wartości iloczynu posuwu poprzecznego i prędkości posuwu wzdłużnego małe prędkości posuwu wzdłużnego, a duże posuwu poprzeczne. Stąd istotne ograniczenie dotyczące efektywnej obróbki w procesach mikro i nanoszlifowania dotyczy minimalnej objętości lub minimalnego przekroju warstwy usuwanej przez jedno ziarno (rys. 10).



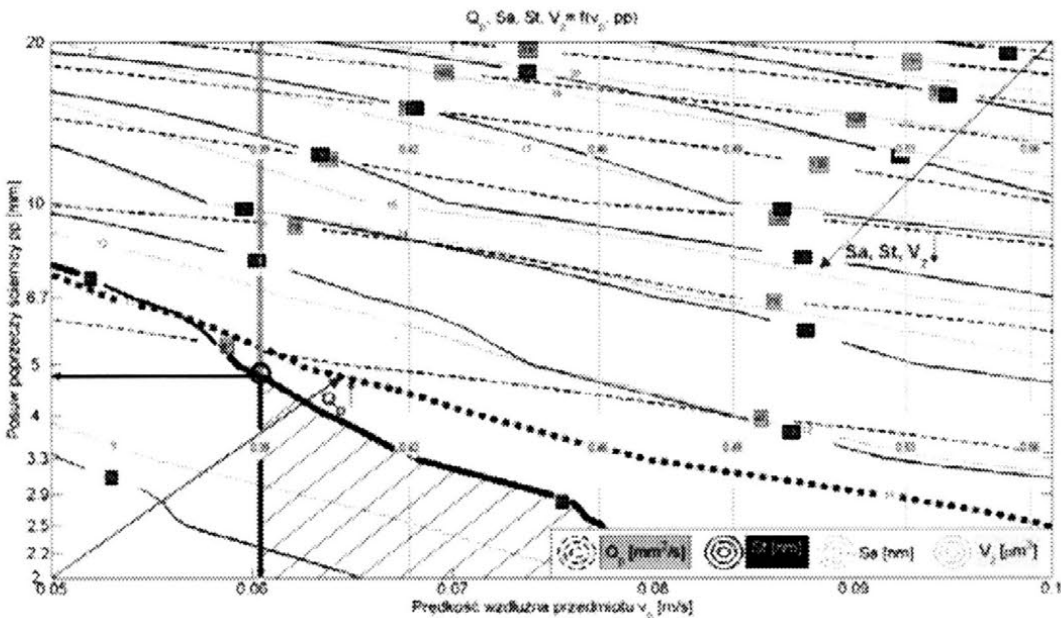
Rys. 10. Wyniki modelowania procesu mikroskrawania w systemie ANSYS

Z tego wynika dość prosta konkluzja, że nie jest możliwe stosowanie zbyt niskich prędkości posuwu wzdłużnego, dlatego że wówczas objętości materiału usuwanego przez jedno ziarno (w sensie statystycznym) są zbyt małe a ponadto w skutek tego, że długość drogi kontaktu ziarna z materiałem jest dość duża, to przekroje warstw skrawanych tym bardziej ograniczają efektywność obróbki. Z tego wynika, że w układzie współrzędnych v_p, pp można wyznaczyć linie stałych objętości albo stałych przekrojów warstwy skrawanej, przypadającej na jedno ostrze, jako linie ograniczające obszar dopuszczalnych parametrów obróbki.

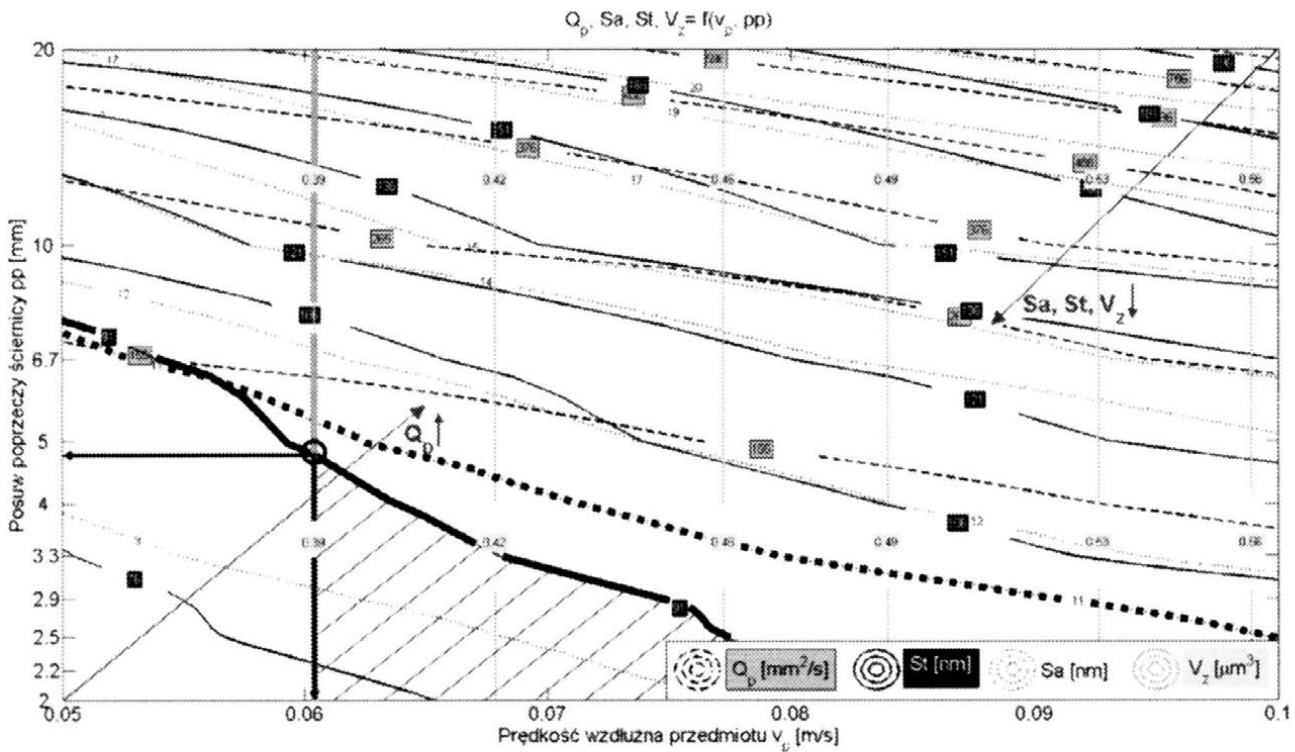
W warunkach gdy prędkość posuwu wzdłużnego jest dość duża, a posuw poprzeczny jest mały powierzchnia czynna ściernicy przemieszcza się wielokrotnie nad powierzchnią już obrobioną, co wynika z wartości posuwu poprzecznego i wysokości ściernicy. Wówczas usuwane są tylko wierzchołki najbardziej wystających wyniesień powierzchni, a to powoduje, że jest dość duże prawdopodobieństwo spełnienia warunków wymaganych dla oddzielania materiału. Objętość materiału usuwanego przez jedno ziarno przedstawia poniższy wzór:

$$V_z = \frac{g * v_p * R_{mz}}{U_{za} * 100 * \frac{v_s}{R_{mz}}} \quad (3)$$

gdzie: g – głębokość skrawania; U_{za} – udział ziaren aktywnych; v_p – prędkość posuwu wzdłużnego; v_s – prędkość obwodowa ściernicy; R_{mz} – Rozmiar macierzy ziarna.



Rys. 11. Wykres przedstawiający granice obszaru dopuszczalnego obróbki z zastosowaniem ograniczeń wartości S_a , S_t oraz V_z dla przedmiotu o długości 50 mm



Rys. 12. Wykres przedstawiający granice obszaru dopuszczalnego obróbki z zastosowaniem ograniczeń wartości S_a , S_t oraz V_z dla przedmiotu o długości 500 mm

Na rysunkach nr 11 i 12 w układzie współrzędnych v_p, pp przedstawiono linie stałych wydajności produkcyjnej operacji mikroszlifowania, stałych wartości parametru chropowatości S_a oraz stałych wartości parametru chropowatości S_t , a także linie stałych wartości przeciętnych objętości przypadających na jedno ostrze aktywne, dla przedmiotów o szerokości 50 mm i 500 mm.

Zaznaczono również przykładowe granice dopuszczalnego obszaru parametrów obróbki. Na uwagę zasługuje fakt, iż istotnym ograniczeniem z zakresu zastosowań mikro i nanoszlifowania, może być spełnienie warunków, dotyczących aktywnej liczby ostrzy na powierzchni ściernicy, objętości warstwy usuwanej przez jedno ziarno oraz wymaganej wydajności obróbki.

W pewnych przypadkach może się okazać, iż obszar parametrów dopuszczalnych jest niezwykle wąski. Z wykresów tych również można wyprowadzić wnioski dla jakich wartości ograniczeń zbiór wartości spełniających te ograniczenia może być pusty.

2. PODSUMOWANIE

Szlifowanie w warunkach małej głębokości szlifowania wpływa na zmniejszenie energii procesu. Sprzyja to uzyskiwaniu korzystniejszych cech warstwy wierzchniej. Mała głębokość szlifowania powoduje małą gęstość strumieni ciepłych, krótki czas oddziaływania lokalnego oraz małe gradienty temperatury. Stosowanie małych głębokości szlifowania zmniejsza siły, co może być ważne dla obróbki przedmiotów o małych wymiarach i dużej podatności. Przedstawione wyniki optymalizacji procesów mikroszlifowania wskazują na ważny problem w postaci ograniczenia od dołu, które powinno dotyczyć przekroju i objętości warstw skrawnych poszczególnymi ziarnami. Pomocne w tym zakresie mogą być wyniki analizy aktywności ziaren na powierzchni ściernicy.

3. LITERATURA

- [1] Oczóś K., Porzycki J.: *Szlifowanie. Podstawy i technika*. Wydawnictwo Naukowo – Techniczne, Warszawa 1986
- [2] Oczóś K. E., Liubimov V.: *Struktura geometryczna powierzchni*. Oficyna Wydawnicza PRz, Rzeszów 2003.
- [3] Kacalak W., Szafraniec Filip, Kunc Radosław, Remelska Hanna: *Metoda generowania ziaren ściernych i tworzenia topografii czynnej powierzchni ściernicy* (praca niepublikowana).
- [4] Gatzen H.H., Maetzig J.C.: *Nanogrinding*, Precision Engineering, Volume 21, Number 2, November 1997, pp. 134-139.
- [5] Chen, F.J., Yin, S.H., Huang, H., Ohmori, H., Wang, Y., Fan, Y.F., Zhu, Y.J.: *Profile error compensation in ultra-precision grinding of aspheric surfaces with on-machine measurement, Relevance Feedback Icon*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2010, pp. 480-486.
- [6] Chen W.K., Kuriyagawa T., Huang H., Yosihara N.: *Machining of microaspherical mould inserts*, Precision Engineering 29, 2005, 315–323.
- [7] Tönshoff, H., Peters, J., Inasaki, I. and Paul, T., *Modelling and Simulation of Grinding Processes*, CIRP Annals, 41, 2, 1992, p. 677.
- [8] Alting, L., Kimura, F., Hansen, H.N., Bissacco, G., 2003, *Micro Engineering*, CIRP Annals, 52/2:635-657.
- [9] Bałasz B., Królikowski T.: *Advanced Kinematic-Geometrical Model Of Grinding Processes*. Industrial Simulation Conference, Delft, Holand 2007. pp. 137-141.

- [10] Bałasz B., Królikowski T.: *Modeling and Simulation Method of Precision Grinding Processes*. Recent Advances in Mechatronics. Springer 2007. pp. 273-277.
- [11] Bałasz B., Szatkiewicz T., Królikowski T.: *Grinding Wheel Topography Modeling with Application of an Elastic Neural Network*, ICIC 2007, China, Lecture Notes in Artificial Intelligence vol. 4682, Springer 2007, pp. 83-90.
- [12] Bałasz B.: *Modular System for Simulation of Material Processing*. SMI 2007. Polish Journal of Environmental Studies, Vol 16, No 4A. pp. 14-18.
- [13] Corbett, J., McKcown, P. A., Peggs, G. N., Whatmore, R.: 2000, *Nanotechnology: International Developments and Emerging Products*, Annals of the CIRP, 49 /2: 523-545.
- [14] De Chiffre, L., Kunzmann, H., Peggs, G. N., Lucca, D. A.: 2003, *Surfaces in Precision Engineering*, Microengineering and Nanotechnology, Annals of the CIRP, 52 /2: 561-577.
- [15] Ikawa, N., Shimada, S., Tanaka, H.: 1992, *Minimum Thickness of Cut in Micromachining*, Nanotechnology, 3/1:6-9.
- [16] Kacalak W., Kasprzyk M.: *Wybrane problemy modelowania stochastycznych procesów zużycia i trwałości ściernic*. Zbiór prac, XXIII Naukowa Szkoła Obróbki Ścierniej, Rzeszów-Myczkowce, wrzesień 2000, s. 257-264.
- [17] Kacalak W., Krzyżyński T., Dziura Z., Ściegienka R., Lewkowicz R.: *On Optimization of Automated Process of Fine Grinding Small Ceramic Elements*. Annual Scientific Conference GAMM 2000, Goettingen.
- [18] Kacalak W., Lewkowicz R., Ściegienka R.: *Zjawiska charakteryzujące procesy mikroskrawania*. XX Jubileuszowa Naukowa Szkoła Obróbki Ścierniej. Poznań - Błażejewko 1997, s. 81-84.
- [19] Schmidt, J., Tritschler, H., Spath, D., Elsner, J., Huntrup, V.: 2002, *Requirements of an Industrially Applicable Microcutting Process for Steel Micro-Structures*, Microsystem Technologies, 8/6:402-408.
- [20] Shimada, S., Ikawa, N., Tanaka, H., Uchikoshi, J.: 1994, *Structure of Micromachined Surface Simulated by Molecular Dynamics Analysis*, CIRP Annals, 43/1:51-54.
- [21] Weule, H., Huntrup, V., Tritschler, H.: 2001, *Micro-Cutting of Steel to Meet New Requirements in Miniaturization*, CIRP Annals, 50/1:61-64.
- [22] Vogler, M.P., DeVor, R.E., Kapoor, S.G.: 2004, *On the Modeling and Analysis of Machining Performance in Micro-Endmilling*, Part I: Surface Generation, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, 126/4:685-694.

- [23] Zhang, B., Liu, X., Brown, C. A., Bergstrom, T. S.: 2002, *Microgrinding of Nanostructured Material Coatings*, Annals of the CIRP, 51 /1: 251-254.

SELECTED PROBLEMS OF THE MAXIMALIZATION OF EFFICIENCY MICRO- AND NANOGROUNDING FOR LIMITATIONS PUT ON DEFINITE PARAMETERS OF THE SURFACE ROUGHNESS

***ABSTRACT:** Applying the small depth of grinding allows considerably reduce the energy of the process, what favours getting the more profitable features of the top layer. The small depth of grinding causes the small density of thermal streams, the short time of the local influence and the small gradients of the temperature. Applying the small depths of grinding reduces strengths, what can be important for the processing of objects with small dimensions and large susceptibility. The results of the optimization of processes microgrinding and the methodology of the selection of parameters for various constrain conditions were introduced in the publication. The results of the analysis of the proper energy of processing and estimation of the activity of grains on the active surface of the cut-off wheel were also showed.*

^{*)} prof. dr hab. inż. Wojciech KACALAK, Katedra Mechaniki Precyzyjnej, Wydział Mechaniczny, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: wojciech.kacalak@tu.koszalin.pl

^{**)} mgr inż. Filip SZAFRANIEC, Katedra Mechaniki Precyzyjnej, Wydział Mechaniczny, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: szafraniecfilip@gmail.com

^{***)} dr inż. Tomasz KRÓLIKOWSKI, Katedra Mechaniki Precyzyjnej, Wydział Mechaniczny, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: tomasz.krolikowski@tu.koszalin.pl

^{****)} mgr inż. Radosław KUNC, Katedra Mechaniki Precyzyjnej, Wydział Mechaniczny, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: radek531@gmail.com

^{*****)} mgr inż. Hanna REMELSKA Katedra Mechaniki Precyzyjnej, Wydział Mechaniczny, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin, e-mail: hanula10@wp.pl

HYBRYDOWE PROCESY OBRÓBKI ŚCIERNEJ

PROBLEMATYKA SUBMIKRO-OBROBKI WIELOFAZOWĄ STRUGĄ WODNO-ŚCIERNĄ

Przemysław Borkowski^{*)}, Józef Borkowski^{**)}

***STRESZCZENIE:** W artykule omówiono problematykę submikro-
obrobki wysokociśnieniową wielofazową strugą wodną
domieszkowaną różnorodnymi komponentami ściernymi. Tego rodzaju
obrobka wymaga opracowania wysokociśnieniowej mikro-pompy oraz
zastosowania roboczej dyszy diamentowej o średnicy otworu rzędu
kilku mikrometrów, która odznacza się wysoką trwałością, a także
stolika roboczego zapewniającego nano-precyzyjne przemieszczenia
obrabianego przedmiotu. Zbudowany prototyp takiej mikroprzecinarki
częściowo spełnia założone warunki, umożliwiając nie tylko
przecinanie, ale i trójwymiarowe kształtowanie obiektów
przestrzennych.*

1. WSTĘP

Submikro-obrobka hydrostrumieniowa nasyca szereg problemów technicznych ze względu na ilościową znikomość występujących w niej czynników. Podstawowym zagadnicznikiem jest skuteczne wytwarzanie strugi wodno-ściernej o submikronowej średnicy. Wymaga to m. in. stosowania odpowiednich nano-proszków stanowiących ścierną domieszkę strugi tnącej, które muszą się charakteryzować znaczną gęstością i zdolnościami erozyjnymi a zwłaszcza jednorodnością wymiarową nano-ziaren ściernych. Wszystko to bowiem decyduje o możliwości wytwarzania odpowiedniej submikro-strugi o jak najmniejszej średnicy.

Wytworzenie takiego submikro-narzędzia wiąże się z rozwiązaniem kilku istotnych zagadnień konstrukcyjnych dotyczących budowy odpowiedniej mikroobrabiarki hydrostrumieniowej [1]. Oryginalnym tego rodzaju urządzeniem, możliwym do zastosowania w różnych procesach submikro-obrobki wysokociśnieniową strugą wodno-ścierną, jest niedawno zbudowany MicroBorJet [12-14]. Decyzję o jej budowie podjęto na podstawie pierwszej publikacji [23] informującej o stworzeniu mikro-przecinarki wodno-ściernej, której szczegóły

opatentowano [22] i opublikowano [24, 25]. Oryginalna konstrukcja własnej mikroobrabiarki [13] została zaprojektowana [4] i opatentowana [3] nie tylko do mikro-przecinania różnych materiałów [14] ale także i do trójwymiarowego kształtowania obiektów przestrzennych [1, 4, 15].

Zastosowanie wysokociśnieniowej strugi wodno-ścierniej umożliwia przestrzenne kształtowanie materiału na podstawie jego wirtualnego obrazu. W takim procesie wykorzystuje się zależność zróżnicowanej głębokości erodowania od prędkości posuwu strugi, określanej nie tylko na podstawie luminancji [17, 18] ale i kompleksowego pakietu składników [1, 16] wirtualnego obrazu.

Ważną sprawą jest właściwe przygotowanie powierzchni materiału podłoża przed jej zabezpieczającym pokryciem a zwłaszcza przy regeneracji konstrukcji już użytkowanych. Spośród kilkunastu różnych metod obróbkowych [7, 9, 20] stosowanych zwłaszcza do regeneracji powierzchni poszycia konstrukcji lotniczych, bardzo korzystnie prezentuje się delikatne czyszczenie strugą wodno-lodową [8, 11]. W celu jej udoskonalenia i dostosowania do wymogów usuwania nano-warstewek powłok powierzchniowych [8, 19, 21] przeprowadzono stosowne analizy termodynamiczne [6, 10].

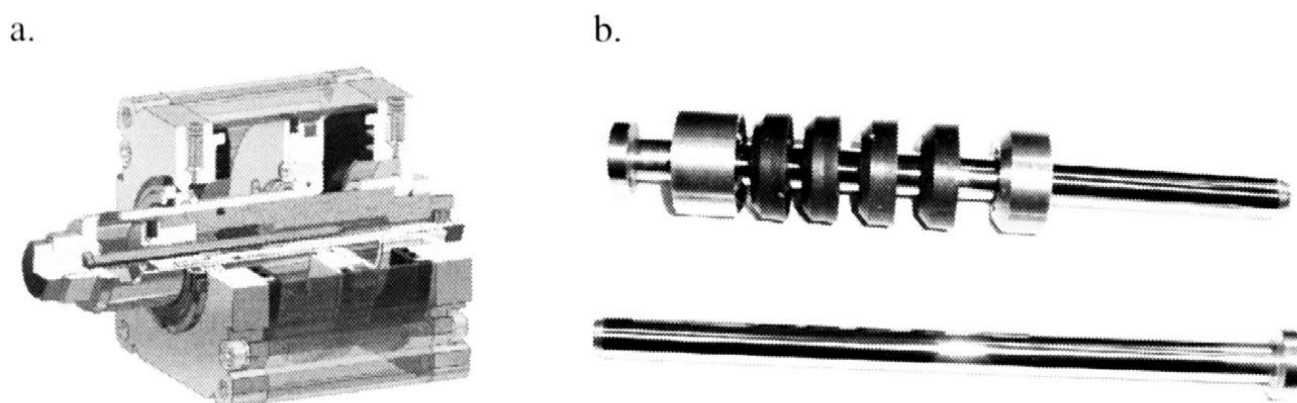
Podmiotem niniejszego artykułu są najnowsze badania własne nad przydatnością technologii hydrostrumieniowych do submikro-obróbki materiału i trójwymiarowego mikrokształtowania obiektu na podstawie jego wirtualnego obrazu, a także usuwania nano-powłok powierzchniowych.

2. PODSTAWY SUBMIKRO-PRZECINANIA

Submikro-obróbkę wysokociśnieniową strugą wodno-ścierną można realizować poprzez niedawno zbudowane prototypowe urządzenie typu MicroBorJet [12-14]. Składa się ono z: niskociśnieniowego zbiornika płynu, zespołu wysokociśnieniowej pompy wodnej o napędzie pneumatycznym, instalacji pneumatycznej, wysokociśnieniowej instalacji hydraulicznej ze zbiornikiem zawiesziny ścierniej i dyszą roboczą oraz elektronicznego układu sterującego. W jej skład wchodzi także zespół precyzyjnego stolika roboczego. Szczegółowy opis budowy tego urządzenia przedstawiono w odrębnym artykule [3].

Umożliwia ono wytwarzanie zawieszinowej strugi wodno-ścierniej o precyzyjnie nastawianym ciśnieniu roboczym z zakresu 20÷100 MPa. W zależności od potrzeb wydatek systemu mikropompy wynosi od 0,5 do 1 dm³/h strugi. Masowy udział ścierniwa w zawieszynie wypływającej z dyszy dochodzi nawet do 10%. Integralnym zespołem mikroobrabiarki jest stolik roboczy zapewniający dokładność pozycjonowania rzędu 1,25 μm. Synchronizacją ruchów wzmacniaczy wysokociśnieniowej pompy oraz stolika roboczego steruje komputer.

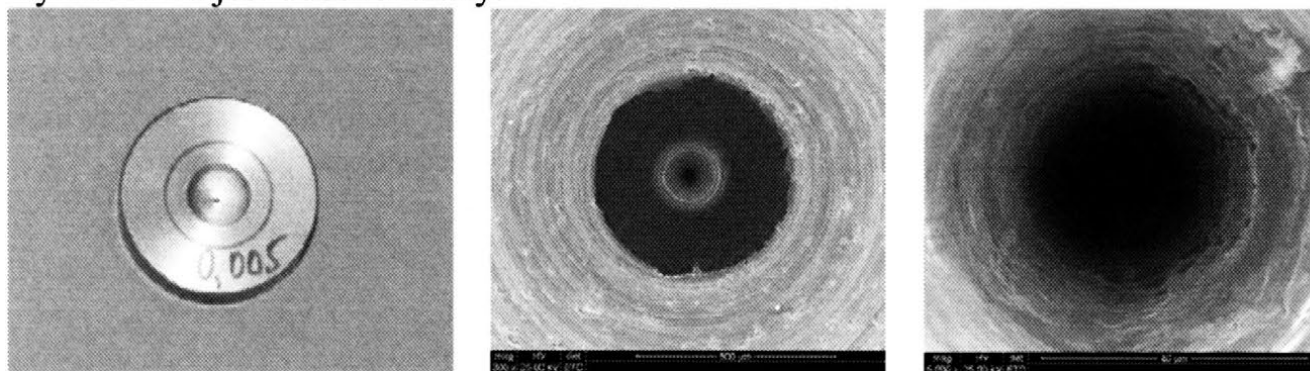
Realizacja takiej submikro-obróbki jest możliwa po zastosowaniu kilku następujących istotnych rozwiązań konstrukcyjnych. Najważniejszymi z nich są: opracowanie wysokociśnieniowej submikro-pompy i zastosowanie roboczej dyszy o odpowiednio małej średnicy otworu i wysokiej trwałości oraz stolika roboczego zapewniającego nano-precyzyjne przemieszczenia obrabianego przedmiotu.



Rys. 1. Przekrój konstrukcyjny mikro-pompy wysokociśnieniowej (a) oraz powiększone nurniki z jednym kompletem odpowiednich pierścieni samouszczelniających (b)

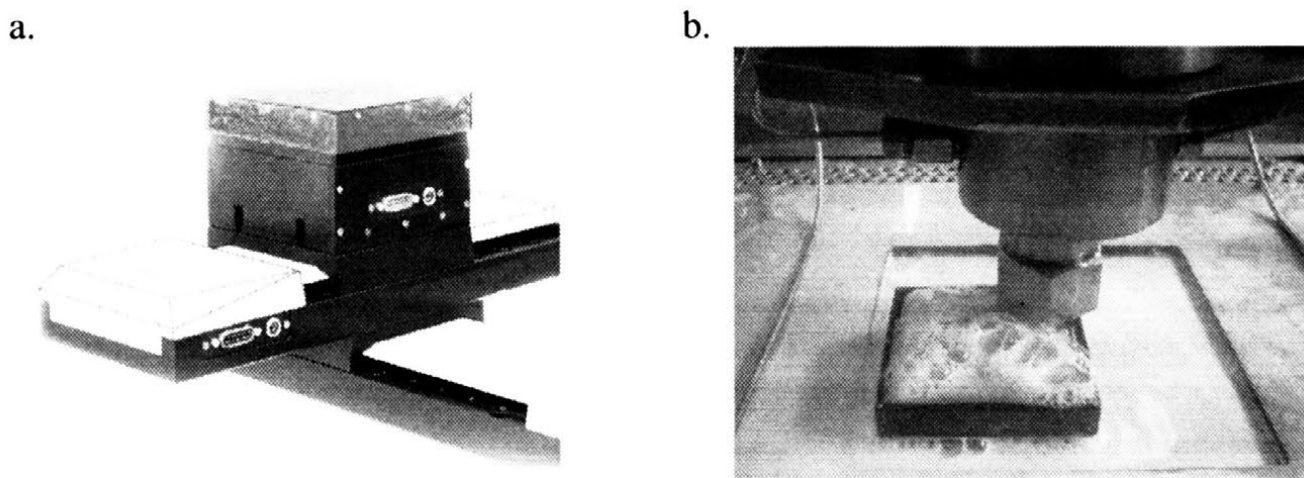
Najważniejszym z tych zagadnień jest opracowanie pompy o takiej konstrukcji by wydatek cieczy roboczej nie przekraczał poziomu $0,1 \text{ dm}^3/\text{h}$. Daje się to osiągnąć przez zastosowanie mniejszego wzmacniacza pneumohydraulicznego oraz wysokociśnieniowej pompy o konstrukcji zbliżonej do poprzedniej [14] lecz wyposażonej w nurniki o średnicy $2,5 \text{ mm}$ (rys. 1).

Równie ważna jest także dysza robocza, która przy małej średnicy otworu, rzędu kilku mikrometrów, musi się odznaczać odpowiednio wysoką trwałością. Prototypowym tego przykładem może być diamentowa dysza (rys. 2) o średnicy $5 \mu\text{m}$ wykonana przez Zakład Mechaniki Precyzyjnej NOTA [1]. Wprawdzie geometria otworu takiej dyszy jest odległa od naszych oczekiwań lecz sposób jej wytwarzania jest udoskonalany.



Rys. 2. Widok zewnętrzny oprawionej dyszy diamentowej o średnicy $5 \mu\text{m}$ oraz geometrii jej otworu

Punktem wyjścia dla konstrukcji precyzyjnego stolika roboczego, odznaczającego się nano-dokładnościami, jest ultraprecyzyjny mikro-pozycjoner typu M-501.1PD (rys. 3). Przemieszczenia jego stolika we wszystkich kierunkach 3D są realizowane w zakresach do 12,7 mm z dokładnością poniżej 100 nm (przy nominalnej rozdzielczości 24 nm) [1]. Alternatywnym rozwiązaniem może się okazać również zastosowanie pozycjonowania i napędu stolika przy użyciu kaskadowych stosów piezoelektrycznych [26].



Rys. 3. Widok ogólny: a - trójskładowego mikro-pozycjonera typu M-501.1PD, b - strefy mikroobróbki zawiesinową submikro-strugą ścierną

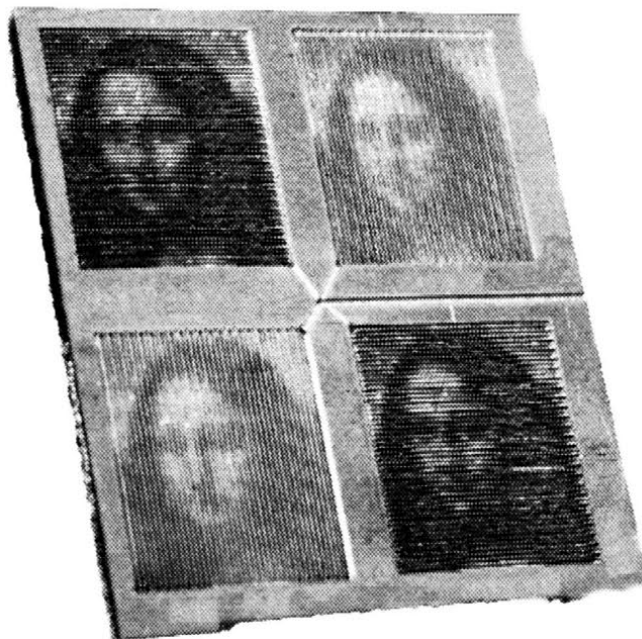
Powyższe rozwiązania konstrukcyjne umożliwiają zastosowanie submikro-obróbki zawiesinową strugą wodno-ścierną zwłaszcza do ultraprecyzyjnego przecinania.

Skuteczne wytwarzanie strugi wodno-ściernej o mikronowej średnicy jest podstawowym warunkiem stosowania submikro-obróbki hydrostrumieniowej. Wymaga to wytwarzania złoża ściernego w postaci odpowiedniej zawiesiny odpornej na sedymentację, co wiąże się z koniecznością stosowania odpowiednich nano-proszków stanowiących ścierną domieszkę strugi tnącej. W zależności od potrzeb do tego celu nadają się nano-proszki Al_2O_3 o wymiarach 50, 100 i 300 nm wytwarzane według technologii Struersa. Poważnym problemem jest również wytwarzanie z takiego złoża płynu roboczego stanowiącego zawiesinę ścierną o określonej konsystencji [1] oraz jego formowanie w odpowiednią submikro-strugę o możliwie jak najmniejszej średnicy.

3. PRZESTRZENNE MIKROKSZTAŁTOWANIE POWIERZCHNI NA PODSTAWIE OBRAZU

Wysokociśnieniowa struga wodna umożliwia także przestrzenne kształtowanie płaskiej powierzchni materiału na podstawie obrazu obiektu rzeczywistego. W procesie tym wykorzystuje się zależność zróżnicowanej głębokości wyerodowania od prędkości posuwu strugi, określanej na podstawie luminancji wirtualnego obrazu [5, 17, 18] będącego dyskretnym zbiorem punktów zapisanych w paletcie odcieni szarości. Posiadając wirtualny obraz obiektu, np. jako elektroniczne zdjęcie rzeczywistego przedmiotu, można odtworzyć jego quasi-przestrzenną formę przez dokonanie odpowiednich zmian prędkości posuwu v_p strugi wodno-ścierniej. Obróbka taka polega na dwuwymiarowym wierszowaniu kształtowanej powierzchni wielokrotnymi, równoległymi przejściami wysokociśnieniowej strugi wodno-ścierniej. Przy tym zamiast stosowania kłopotliwej w realizacji dynamicznej kontroli procesu, wykorzystano odpowiedni model bezpośredniego sprzężenia prędkości posuwu v_p z głębokością g obróbki materiału o określonej charakterystyce $v_p(g)$. Istotę tej metody przedstawiono w odrębnym artykule [16].

Przykładem skutecznego wdrożenia powyższych założeń może być rysunek 4, który przedstawia podobiznę Mona Lisy odwzorowanej w metalowej płycce w ujęciu czterech różnych kierunków i kolejności przejść głowicy roboczej. Stan taki powoduje zróżnicowanie wyrazistości postrzegania poszczególnych obrazów.



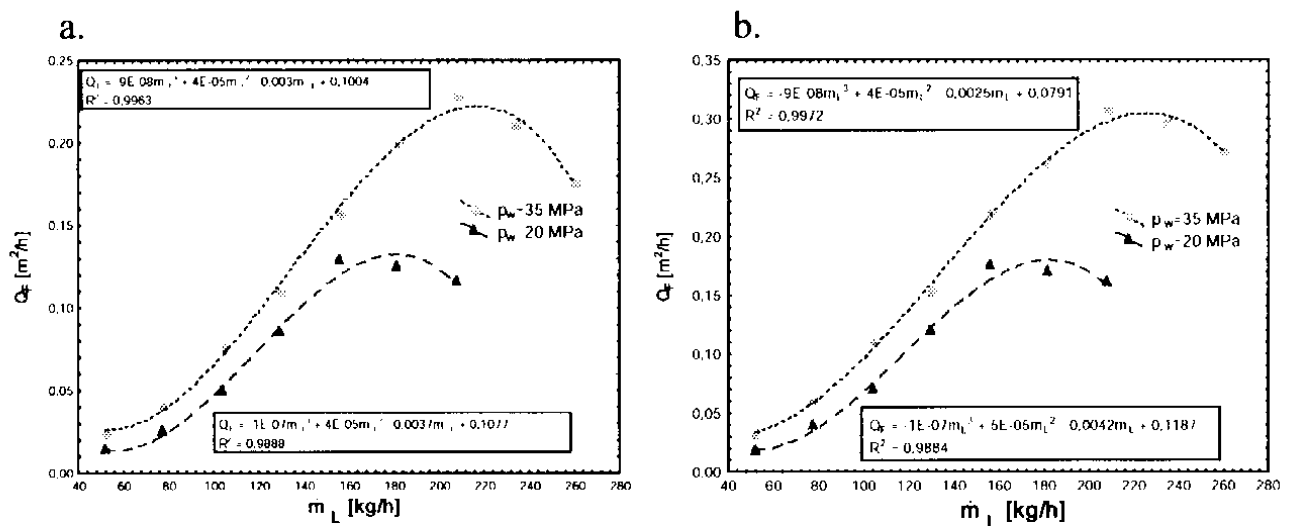
Rys. 4. Wizualne efekty postrzegania postaci Mona Lisy, w zależności od kąta obserwacji, wyerodowanej według czterech różnych kierunków i kolejności przejść głowicy roboczej

Element ten wykonano przy użyciu prototypowej obrabiarki hydrostrumieniowej [5, 16]. Dzięki temu, że wzmiankowana powyżej mikroobrabiarka systemu MicroBorJet [2, 4, 12-15], pracuje z wykorzystaniem identycznego sterownika, możliwe jest także analogiczne kształtowanie mikroobiektów wykonywanych tego rodzaju technologią hydrostrumieniową.

4. SELEKTYWNE USUWANIE POKRYĆ LAKIERNICZYCH

Jakość powierzchni materiału podłożowego jest czynnikiem decydującym o trwałości nakładanej powłoki zabezpieczającej. W tego rodzaju operacjach usuwania powłok szczególnego rodzaju wymagania wiążą się z renowacją poszycia odpowiedzialnych konstrukcji lotniczych mających nieznacznie zachowywać wysoką wytrzymałość zmęczeniową.

Istotne znaczenie mają dotychczasowe wyniki badań własnych nad przydatnością wysokociśnieniowej strugi wodno-lodowej do usuwania powłok lakierniczych. Odnosi się to zwłaszcza do materiałów stosowanych w odpowiedzialnych konstrukcjach lotniczych. Badania takie wykazały, że zawartość granulatu suchego lodu w takiej strudze jest istotnym parametrem wpływającym na wydajność usuwania powłok lakierniczych (rys. 5) [10].



Rys. 5. Wpływ wydatku suchego lodu CO₂ na wydajność usuwania czterowarstwowych powłok lakierniczych przy użyciu strugi wodno-lodowej dla: a - stali X5CrNi18-10, b - stopu aluminium PA2. Warunki badań: $p_w=20$ MPa i $p_w=35$ MPa (TS=4x1,2 mm, $L_k=200$ mm, $l_2=250$ mm, $\kappa=90^\circ$, $t=30$ s)

Przeprowadzone badania umożliwiły sformułowanie ogólnych zasad obowiązujących dla wszystkich rodzajów badanych materiałów podłożowych. Najważniejsze z nich dotyczą wzrostu ciśnienia strugi wodnej zwiększającego jej

prędkość, co powoduje wzrost energii kinetycznej rozpędzanych przez nią cząstek suchego lodu CO₂. Intensyfikuje to proces sublimacji cząstek CO₂ w strefie obróbki, dodatkowo potęgujący zwiększone oddziaływanie udarowe strugi na powierzchnię obrabianej powłoki.

Powyższe badania własne wskazują na powtarzalność delikatnych efektów powierzchniowej obróbki wysokociśnieniową strugą wodno-lodową CO₂. Upoważniają one także do stwierdzenia, że tego rodzaju struga może być również zastosowana do usuwania nano-powłok z powierzchni technicznych.

5. PODSUMOWANIE

W niniejszym artykule scharakteryzowano urządzenie MicroBorJet, skonstruowane dla realizacji różnych procesów submikro-obróbki. Oryginalna konstrukcja takiej wysokociśnieniowej mikroobrabiarki została zaprojektowana i opatentowana głównie do mikro-przecinania różnych materiałów wysokociśnieniową strugą wykorzystującą nano-ziarniste materiały ściernie. Budowa tego urządzenia umożliwia także trójwymiarowe kształtowanie mikroobiektów przestrzennych na podstawie ich wirtualnego obrazu.

Przedstawiono w nim także przykładowe wyniki badań mikroprzecinania materiałów i ich przestrzennego kształtowania wysokociśnieniową mikrostrugą wodno-ścierną oraz usuwania cienkich warstewek powłok zabezpieczających powierzchnie odpowiedzialnych konstrukcji przy zastosowaniu wysokociśnieniowej strugi wodno-lodowej CO₂. Wyniki tych badań potwierdziły wysoką przydatność zastosowanych rozwiązań konstrukcyjnych oraz zadowalającą efektywność powyższych technologii hydrostrumieniowych.

Zatem submikro-obróbka wysokociśnieniową strugą wodno-ścierną stanowi pierwszy istotny krok w kierunku tworzenia efektywnych nanotechnologii hydrostrumieniowych.

6. LITERATURA

- [1] Borkowski J., Borkowski P.: *Submikro-obróbka wysokociśnieniową strugą wodno-ścierną pierwszym kierunkiem do nanotechnologii hydrostrumieniowych*. W monografii: *Wysokociśnieniowe Technologie Hydrostrumieniowe*. Wydawnictwo Uczelniane PK. Koszalin, 2008, s. 409-420.
- [2] Borkowski J., Borkowski P., Budniak Z., Chomka G., Sobczak R.: *Teoretyczne i doświadczalne podstawy intensyfikacji obróbki wysokoenergetyczną hybrydową strugą hydrościerną*. Sprawozdanie szczegółowe projektu badawczego KBN nr 8T07D02720, Koszalin, 2003.

- [3] Borkowski J., Borkowski P., Sobczak R.: *Oryginalne urządzenia technologiczne do wytwarzania wysokociśnieniowej zawieszinowej strugi wodno-ściernej*. W monografii: *Wysokociśnieniowe Technologiczne Hydrostrumieniowe*. Wyd. Uczelniane PK. Koszalin, 2008, s. 89-100.
- [4] Borkowski J., Sobczak R.: *Problematyka mikroobróbki wysokociśnieniową zawieszinową strugą wodno-ścierną wytwarzaną według systemu MicroBorJet*. Zeszyty Naukowe WM Politechniki Koszalińskiej. 2004, No. 36. pp. 507-514.
- [5] Borkowski P.: *Creation of bas-relief basing on photography using high-pressure abrasive-water jet*. *Journal of Machine Engineering*, Vol. 8 (2008), No. 2, pp.43-51.
- [6] Borkowski P.: *Thermodynamical aspects of high-pressure water-ice jet used for surface treatment*. *Journal of Machine Engineering*. Vol. 7 (2007), No. 3, pp. 50-57.
- [7] Borkowski P.: *Teoretyczne i doświadczalne podstawy hydrostrumieniowej obróbki powierzchni*. Wydawnictwo Uczelniane Politechniki Koszalińskiej, Koszalin 2004.
- [8] Borkowski P.: *Basis of highpressure water-ice jet creation and application for surface treatment*. *Surface Treatment VI*. Wessex Institute of Technology. Crete, Greece, 2003, pp. 85-95.
- [9] Borkowski P., Chomka G.: *The problem of material treatment using cryogenic jet*. *International Symposium on: Unconventional HydroJetting Technologies*. Koszalin, 2007, pp. 63-76.
- [10] Borkowski P., Chomka G.: *Thermodynamics and kinetics of high-pressure water-ice jet creation and its application for surface treatment*. *International Symposium on: Unconventional HydroJetting Technologies*. Koszalin, 2007, pp. 77-90.
- [11] Borkowski P., Chomka G.: *Efektywność usuwania powłok lakierniczych wysokociśnieniową strugą wodno-lodową*. *Archiwum Technologii Maszyn i Automatykacji*. Vol. 27, 2007, nr 2, s. 53-62.
- [12] Borkowski P., Sobczak R.: *Problems of cutting with suspension abrasive water jet created according to MicroBorJet system*. *Int. Symp. on Unconventional HydroJetting technologies*. Koszalin, 2007, pp. 137-144.
- [13] Borkowski P., Sobczak R.: *Development of MicroBorJet system in aspect of suspension abrasive-water jets creation*. *Journal of Machine Engineering*. Vol. 7 (2007), No. 4, pp. 29-38.
- [14] Borkowski P., Sobczak R.: *System Micro-Bor-Jet do precyzyjnego cięcia zawieszinową strugą wodno-ścierną*. *Wybrane Problemy Obróbki Ściernej*. ISBN 978-83-7242-475-4. Bochnia, 2008, s. 33-42.

- [15] Borkowski P., Sobczak R.: *Mikro-przecinanie zawieszinową strugą wodno-ścierną wytwarzaną według systemu MicroBorJet*. W monografii: *Wysokociśnieniowe Technologie Hydrostrumieniowe*. Wyd. Uczelniane PK. Koszalin, 2008, s. 287-298.
- [16] Borkowski P., Szpakowicz A.: *Kształtowanie obiektów przestrzennych wysokociśnieniową strugą wodno-ścierną*. *Wysokociśnieniowe Technologie Hydrostrumieniowe*. Wyd. Uczelniane PK. Koszalin, 2008.
- [17] Borkowski P., Żukociński T.: *Three dimensional method of material forming using high-pressure abrasive-water jet controlled by flat image luminance*. 18th Int. Conf. on Jetting Technology. Gdańsk, 2006, pp. 265-274.
- [18] Borkowski P., Żukociński T.: *Basis of three dimensional material forming using high-pressure abrasive-water jet controlled by virtual image luminance*. *Advances in Manufacturing Science and Technology*. Vol. 30, No. 1, 2006, pp. 53-62.
- [19] Chomka G.: *Podstawy stosowania wysokociśnieniowej strugi wodno-lodowej do usuwania powłok lakierniczych*. Praca doktorska, Politechnika Koszalińska, 2006.
- [20] Dunskey C. M., Hashish M.: *Observations on cutting with abrasive-cryogenic jets*. Proc. of the 13th International Conference on Jetting Technology – Applications and Opportunities. Sardinia, 1996, pp. 679-690.
- [21] Gcskin E. S., Shishkin D., Babets K.: *Application of ice particles for precision cleaning of sensitive surfaces*. Proc. of the 10th American Waterjet Conference. Vol. 1, Houston, Texas, 1999, pp. 315-333.
- [22] Miller D.S.: *Fluid abrasive jets for machining*. Intern. Patent Application No PTC/GB98/02627, 1999.
- [23] Miller D.S.: *Development of micro-abrasive water-jets*. 15th Int. Conference Jetting Technology Ronneby, 2000, pp. 35-45.
- [24] Miller D.S.: *Micro abrasive water jet cutting*. 2001 WJTA American Waterjet Conference. Minneapolis, 2001, Paper No. 5.
- [25] Miller D.S.: *Micromachining with abrasive water jets*. 16th Int. Conference on Water Jetting. Aix-an-Provence, 2002, pp. 59-73.
- [26] Musiał W.: *Budowa aktywnego kompensatora dosuwu wglębnego dla realizacji procesu szlifowania materiału ceramicznego w warunkach plastycznego płynięcia w strefie szlifowania*. *Wybrane Problemy Obróbki Ściernej*. ISBN 978-83-7242-475-4. Bochnia, 2008, s. 63-68.

PROBLEMS OF SUB-MICRO MACHINING WITH MULTIPHASE ABRASIVE-WATER JET

***ABSTRACT:** The problem of sub-micro machining using high-pressure suspensive abrasive-water jet is discussed in the paper. Such machining method needs to elaborate high-pressure micro-pump and using adequate nozzle of few microns dimension that is characterized by long life as well as precise nano-accuracy working table ensuring sample movements. Prototype of such a machining system was constructed that partially ensures above mentioned working conditions. It enables not only typical cutting but moreover three-dimensional shaping.*

^{*)} prof. dr hab. inż. Przemysław BORKOWSKI, Instytut Niekonwencjonalnych Technologii Hydrostrumieniowych, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin

^{**)} prof. dr hab. inż. JÓZEF BORKOWSKI, Instytut Niekonwencjonalnych Technologii Hydrostrumieniowych, Politechnika Koszalińska, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin

BADANIA WSTĘPNE MOŻLIWOŚCI DIAGNOSTYCZNYCH STANU PROCESU PRZY CIĘCIU WYSOKOCIŚNIENIOWYM STRUMIENIEM WODNOŚCIERNYM NA PODSTAWIE CECH WIDMA CZĘSTOTLIWOŚCIOWO-AMPLITUDOWEGO DRGAŃ ZESPOŁU GŁOWICY TNĄCEJ

Edward Wantuch^{*)}, Ryszard Kot^{**)}, Rafał Kudelski^{***)}

***STRESZCZENIE:** W referacie zaprezentowano wstępne wyniki badań amplitudy przyspieszeń w osi Z drgań głowicy tnącej podczas przecinania wysokociśnieniowym strumieniem wodno ściernym stali 1H18N9T, w celu potencjalnego wykorzystania uzyskanej informacji do diagnostyki stanu procesu cięcia. Przeprowadzone badania miały na celu uzyskanie wyników dla alternatywnej możliwości identyfikacji stanu procesu w stosunku do sygnałów pochodzących z czujników określających składowe siły naporu wysokociśnieniowego strumienia wodno ściernego na przecinany materiał. Uzyskane pozytywne wyniki wskazują na potrzebę prowadzenia dalszych badań w tym zakresie, ze względu na łatwość pozyskania użytecznego sygnału i brak ingerencji w strukturę maszyny, czego wymagają układy pomiarowe wykorzystujące czujniki siły.*

1. WPROWADZENIE

Współczesna technologia obróbki wysokociśnieniowym strumieniem wodnościernym, jest stosowana przy wytwarzaniu geometrycznie złożonych przedmiotów na urządzeniach o dwu do pięciu osi sterowanych numerycznie. Wysoki stopień automatyzacji procesu oraz wsparcie środowiska CAD/CAM z układami sterowania, oferującymi realizację typowych cykli obróbkowych, zastosowaniem lokalnych komputerowych baz danych doboru parametrów obróbkowych, tworzy wraz z obrabiarkami skrawającymi CNC bardzo efektywne

kompleksy technologiczne o wysokiej elastyczności. Podobnie zatem do tendencji rozwojowych obserwowanych w skrawających obrabiarkach CNC, urządzenia do wysokociśnieniowej obróbki strumieniem wodnościernym wyposażane są w systemy nadzorowania bądź monitoringu stanu zespołów i podzespołów, a także procesu cięcia.

Głównym problemem podczas obróbki jest zapewnienie odpowiedniej dokładności realizacji toru ruchu wysokociśnieniowego strumienia zarówno w odniesieniu do torów płaskich, jak i przestrzennych. Niedokładności interpolowanego toru ruchu głowicy tnącej, przy aktualnych charakterystykach zespołów napędowych i sterowania CNC, można uznać za pomijalnie małe w porównaniu do wynikowych błędów przedmiotu uzależnionych od interakcji wysokoenergetycznego strumienia wodnościernego z przedmiotem obrabianym.

Ten szczególny rodzaj sprzężenia strumienia z przedmiotem obrabianym uzależniony jest od szeregu parametrów, w tym ciśnienia, prędkości posuwu, grubości materiału, rodzaju materiału (stale, materiały warstwowe, typu plaster miodu, kompozyty, minerały itp.) intensywności dodawanego strumienia ścierniwa oraz rodzaju ścierniwa, a także zużycia dyszy wodnej oraz mieszającej. W rezultacie otrzymuje się wynikową topografię obrobionej powierzchni charakteryzowanej chropowatością, błędami kształtu oraz wynikową dokładnością wykonania elementu.

Wskaźniki charakteryzujące stan interakcji wysokociśnieniowego strumienia wodnościernego z materiałem obrabianym można podzielić na bezpośrednie, określone siłowym oddziaływaniem strumienia na materiał oraz wskaźniki pośrednie, dotyczące kierunku, amplitudy i częstotliwości drgań głowicy roboczej lub poziomu ciśnienia akustycznego towarzyszącego procesowi. Na podstawie dotychczas przeprowadzonych prac badawczych można stwierdzić, że z punktu widzenia sposobu pozyskania użytecznego sygnału o stanie procesu cięcia wysokociśnieniowym strumieniem wodnościernym najbardziej obiecującym obszarem poszukiwań jest wykorzystanie wskaźników pośrednich, takich jak częstotliwość i amplitudy drgań głowicy tnącej oraz poziomu emisji akustycznej. Bezpośrednie wyniki pomiarów sił odporowych towarzyszących procesowi cięcia, pomimo ich wysokiej informatywności są trudne do zastosowań praktycznych, ze względu na konieczność modyfikacji struktury obrabiarki, w tym sztywności jej podstawowych elementów.

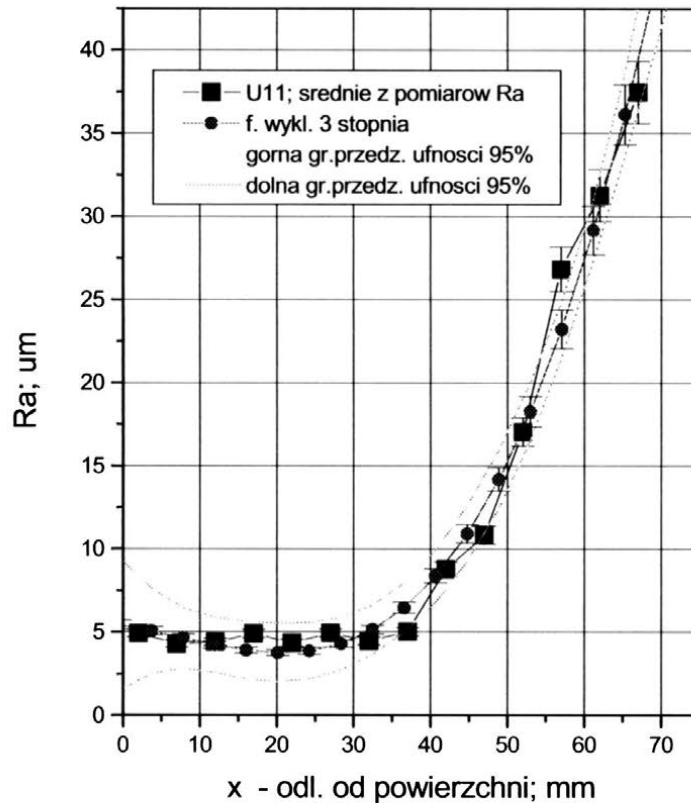
Z tego względu w dalszej części pracy zostaną przedstawione wstępne wyniki badań do oceny przydatności pośrednich wskaźników interakcji strumienia wysokociśnieniowego z materiałem obrabianym.

2. ODDZIAŁYWANIE WYSOKOCIŚNIENIOWEGO STRUMIENIA WODNOŚCIERNEGO NA MATERIAŁ OBRABIANY

Analiza fenomenu interakcji wysokociśnieniowego strumienia



Rys. 1. Ślady wysokociśnieniowego strumienia wodnościernej na powierzchni przecinanego przedmiotu ze stali 1H18N9T, grubość mat. 140 mm

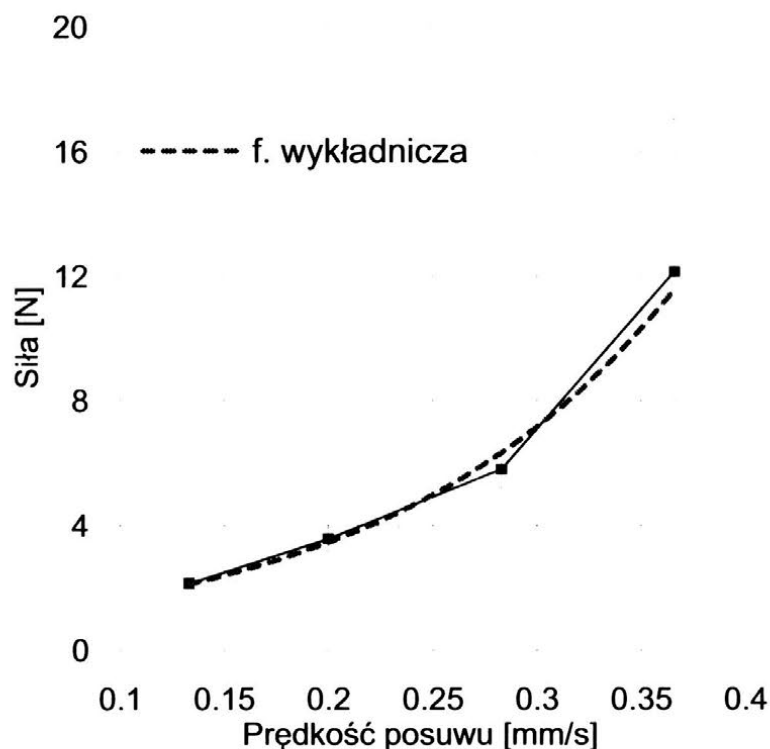


Rys. 2. Zależność chropowatości powierzchni przy cięciu stali 1H18N9T: ciśnienie $p=380$ MPa, Garnet #80, $q=10$ g/s, $v_f=0,83$ mm/s, grubość mat. 140 mm

wodnościernej z materiałem obrabianym prowadzona w wielu pracach [1-3, 5] wykazuje, że podczas ruchu wielofazowego strumienia wodnościernej (woda, ścierniwo, powietrze) w materiale tor ruchu ulega zakrzywieniu w kierunku przeciwnym do prędkości posuwu. Wielkość zakrzywienia określona odchyleniem strumienia (rys. 1) jest miarą stanu sprzężenia energetycznego strumienia z materiałem.

Z wielkością odchylenia strumienia wiążą się podstawowe parametry topografii obrabianej powierzchni w tym chropowatość powierzchni Ra [1] oraz powierzchniowa i liniowa wydajność cięcia, czyli

w najogólniejszym ujęciu jakość i koszty obróbki. Na powierzchni przedmiotu po cięciu strumieniem wody wyróżnia się trzy charakterystyczne strefy



Rys. 3. Zależność siły odporowej od prędkości posuwu przy cięciu stali 1H18NGT, $p=380$ MPa, ścierniwo: Garnet #80, $q=10$ g/s, $v_f=0,83$ mm/s, grubość mat. 140 mm

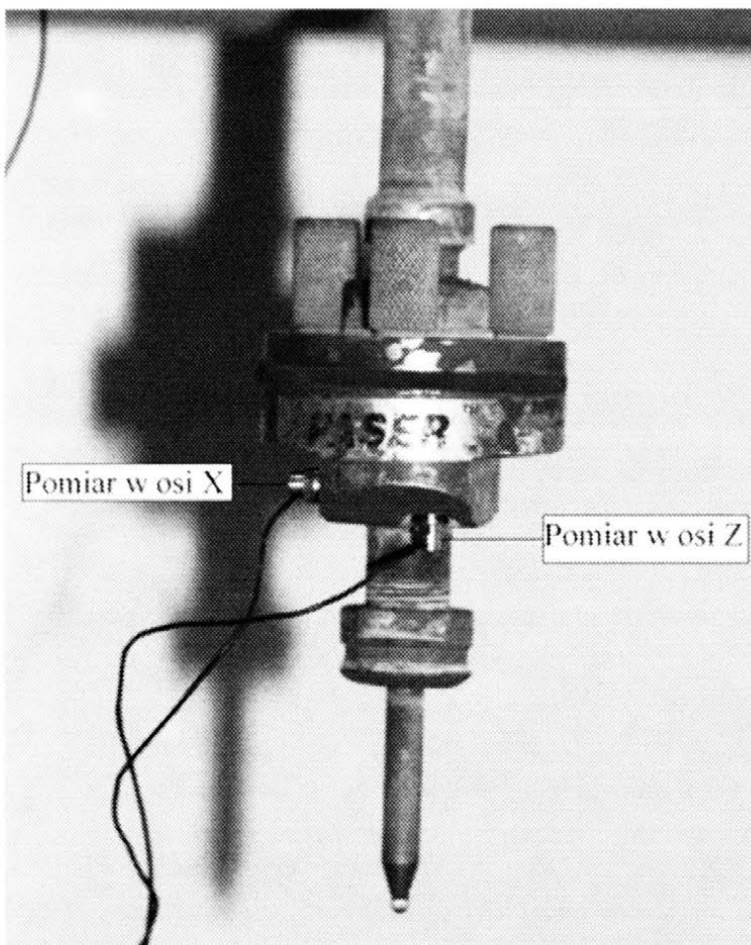
o zróżnicowanej chropowatości. W pierwszej z nich (rys. 1) przy wejściu strumienia do przedmiotu otrzymuje się najniższą chropowatość (rys. 2) oraz najmniejsze błędy kształtu powierzchni. W drugiej strefie chropowatość na ogół dość gwałtownie wzrasta, by w strefie trzeciej przy wyjściu strumienia wodno ściernego z materiału osiągnąć najwyższe wartości z dominującymi błędami kształtu obrobionej powierzchni. Poprzez zmianę parametrów obróbki, oraz w zależności od grubości przecinanego materiału na ogół można uzyskać stan powierzchni w całym przekroju odpowiadający

pierwszej strefie o najwyższej jakości. Jakość powierzchni pozostaje w związku korelacyjnym z odchyleniem strumienia wodnościernego i poprzez ten fakt z wielkością siły odporowej towarzyszącej cięciu. Zależność taką prezentuje (rys. 3), na którym wskazano przykładową zależność siły odporowej od prędkości posuwu, przy ustalonych pozostałych warunkach cięcia.

W granicznym przypadku, gdy strumień o danej energii przecina maksymalną grubość materiału z określoną prędkością posuwu, rozrzut wartości siły wokół średniej osiąga wartości graniczne, co świadczy o niestabilnej fazie procesu obróbki. Dokonując zatem oceny wartości średniej siły odporowej oraz jej rozrzutu możliwe jest określenie ustalonego stanu procesu bądź stanów krytycznych występujące np. w fazie przebijania materiału, a także stanów przejściowych w granicznych warunkach pracy przy pełnym wykorzystaniu potencjału skrawnego wysokociśnieniowego strumienia wodnościernego.

3. BADANIA EKSPERYMENTALNE

We wstępnych badaniach eksperymentalnych dokonano oceny parametrów drgań głowicy roboczej jako sygnałów diagnostycznych procesu cięcia. Eksperyment prowadzono na maszynie do cięcia wysokociśnieniowym strumieniem wodnościernej typu FORACON WS5 w Instytucie



Zaawansowanych Technologii Wytwarzania w Krakowie (IOS), podczas przecinania próbek ze stali nierdzewnej 1H19N9T przy następujących parametrach:

- ciśnienie $p = 380$ MPa,
- prędkość posuwu $v_f = 0.250$ mm/s, 0.667 mm/s, 0.700 mm/s, 0.750 mm/s,
- ilość dawkowanego ścierniwa $q = 6$ g/s,
- średnica dyszy mieszającej $D = 1$ mm
- średnica dyszy wodnej $d = 0,3$ mm,
- rodzaj ścierniwa i ziarnistość: GARNET GMA #80 mesh,
- grubość przecinanego materiału: $h = 40$ mm

Dla potrzeb prac badawczych zestawiono tor pomiarowy Brüel&Kjær Pulse 11.2 do badań parametrów drgań, z systemem akwizycji danych, kasetą pomiarową typ 3031A, trzema przedwzmacniaczami

Rys. 4. Głowica Paser 2 ze wskazaniem lokalizacji czujników pomiarowych

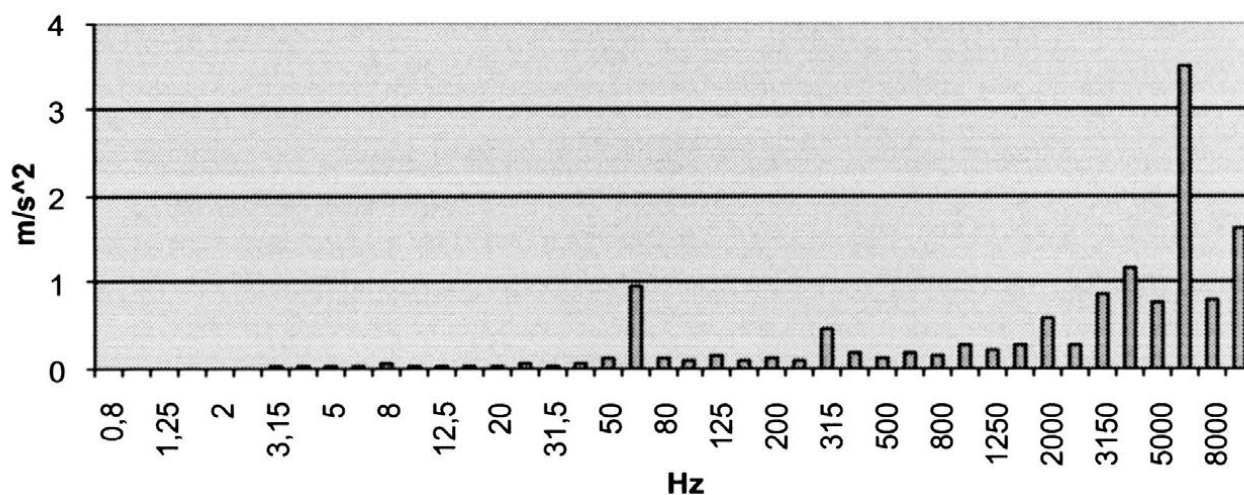
oraz trzema czujnikami przyspieszeń drgań.

W fazie oceny przydatności sygnału pomiarowego (pośredniego wskaźnika interakcji strumienia z materiałem obrabianym) rejestrowano sygnały pochodzące z czujników przyspieszeń Brüel&Kjær 4374 zamocowanych na głowicy tnącej Paser 2 w osi X i Z (rys. 4), oraz na portalu obrabiarki w osi Y. Analizę otrzymanego sygnału prowadzono w dziedzinie częstotliwości, na podstawie rejestracji przyspieszeń drgań w dziedzinie czasu. Do tego celu stosowano

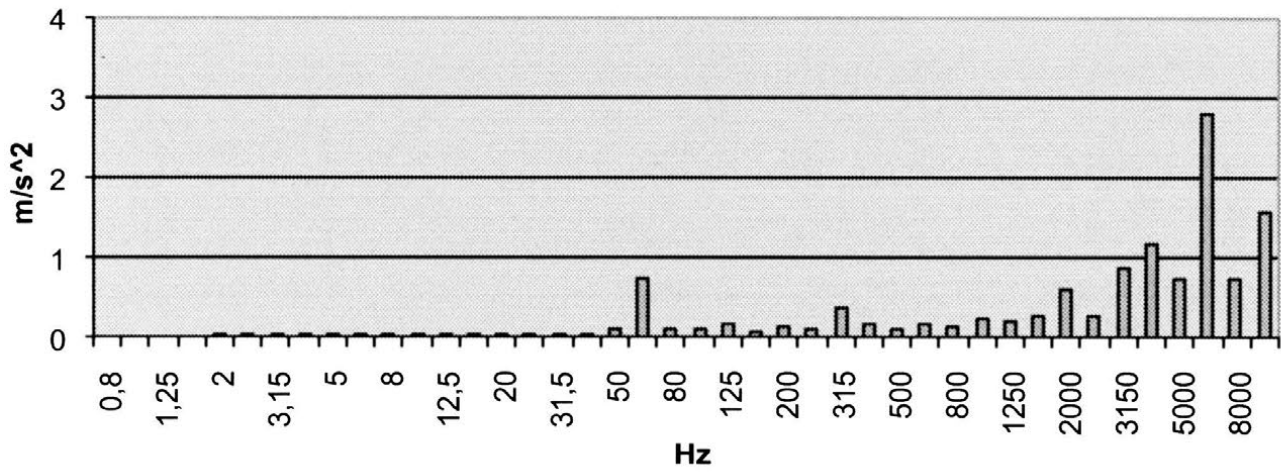
algorytm szybkiej transformaty Fouriera (FFT). Transformata Fouriera pozwala uzyskać spektrum częstotliwościowe drgań głowicy tnącej, na którego podstawie można wnioskować o stanach badanego obiektu.

Dla wymienionych wartości prędkości posuwu rejestrowano przyspieszenie drgań głowicy w osi X, Z oraz portalu niosącego głowicę w osi Y, podczas przecinania materiału w osi X z lokalizacją czujników podaną na (rys. 4).

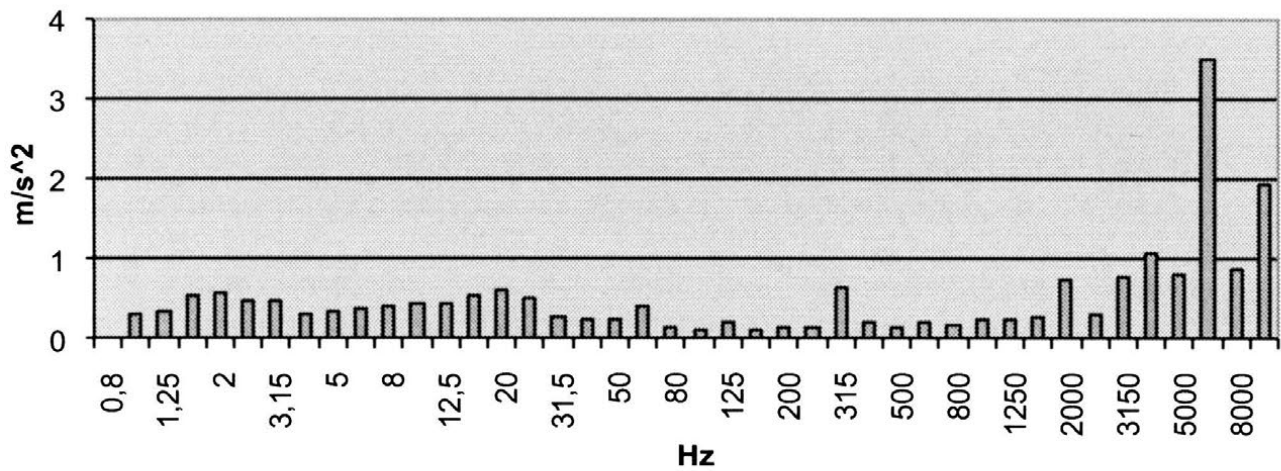
Chwilowa prędkość drgań w osi Z, obciążanej bezpośrednio składową pionową F_z siły interakcji strumienia wodnościerneho z materiałem obrabianym zmieniała się w zakresie odpowiednio 2,8 – 3,6 m/s. Chwilowa prędkość drgań w osi X obciążanej składową pionową F_x od siły reakcji strumienia z materiałem obrabianym wynosiła odpowiednio 2,3 – 3,6 m/s. Natomiast wpływ zmienności składowej pionowej F_z siły reakcji strumienia na chwilową prędkość drgań, określaną na portalu maszyny jest niewielki i z tego względu ten sygnał należy uznać jako mało przydatny do celów diagnostycznych.



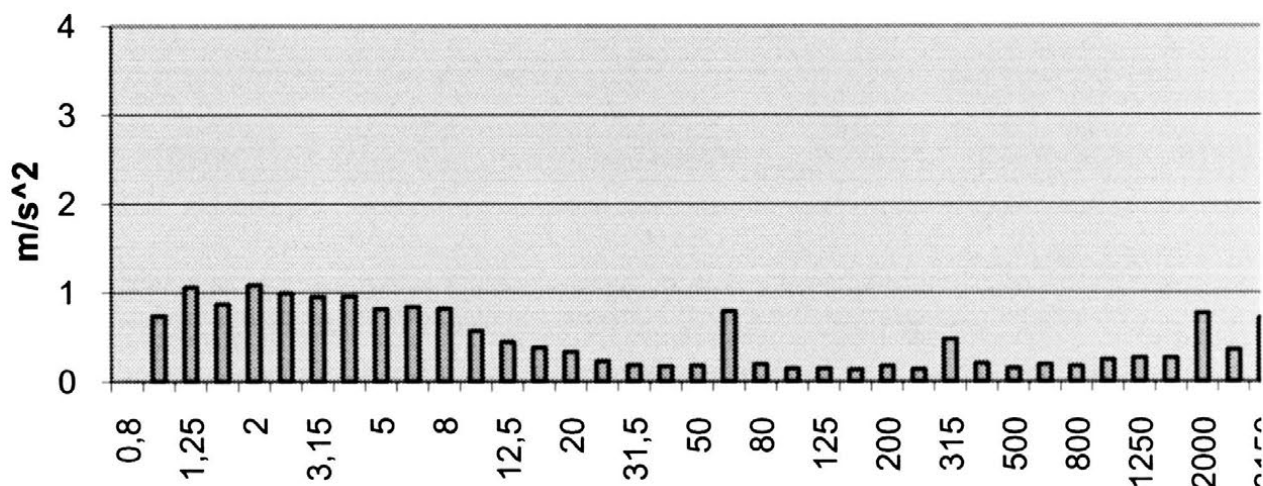
Rys. 5. Amplitudy przyspieszeń drgań dla częstotliwości środkowych pasm 1/3 oktawowych, oś Z – bieg luzem, posuw 0.250 mm/s



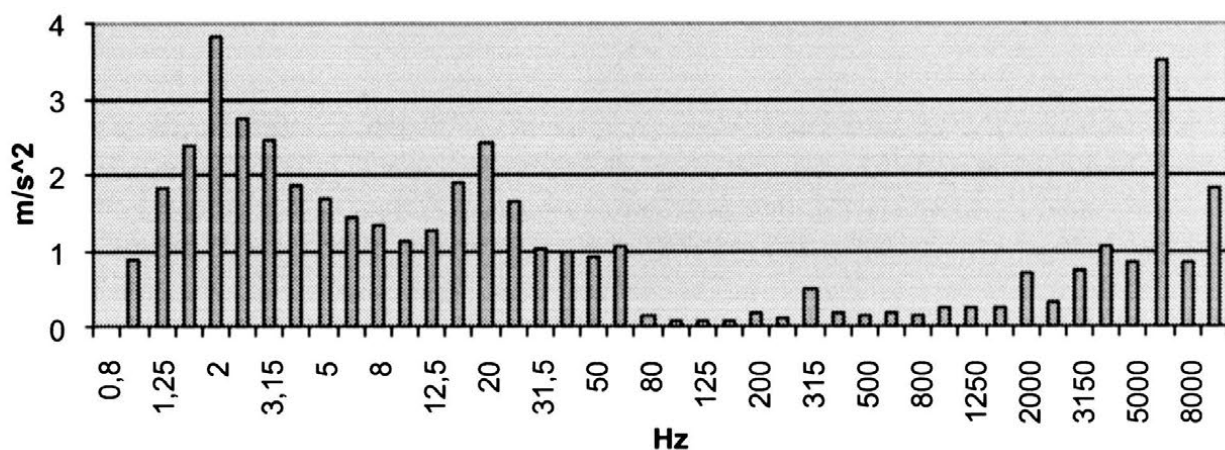
Rys. 6. Amplitudy przyspieszeń dla częstotliwości środkowych pasm 1/3 oktawowych, oś Z – posuw 0.250 mm/s



Rys. 7. Amplitudy przyspieszeń dla częstotliwości środkowych pasm 1/3 oktawowych, oś Z – posuw 0.677 mm/s



Rys. 8. Amplitudy przyspieszeń dla częstotliwości środkowych pasm 1/3 oktawowych, oś Z – posuw 0.700 mm/s



Rys. 9. Amplitudy przyspieszeń dla częstotliwości środkowych pasm 1/3 oktawowych, oś Z – posuw 0.750 mm/s

4. PODSUMOWANIE

Wstępna analiza wyników badań uzasadnia możliwość wykorzystania sygnału amplitudy przyspieszeń drgań głowicy tnącej w kierunku osi Z przy zakresie częstotliwości od 0,8 Hz do 8 kHz do diagnostyki procesu cięcia wysokociśnieniowym strumieniem wodnościernym.

W celu uzyskania informacji o stanie procesu cięcia niezbędne jest przetworzenie sygnału metodami formalnymi dla uzyskania „obrazu” stanu

procesu. Stan procesu może być reprezentacją statystycznych momentów centralnych, bądź obwiednią widma częstotliwościowego.

Rozstrzygnięcia tego rodzaju wymagają dalszych kompleksowych badań dla różnych konstrukcji głowic i maszyn, z oceną stopnia wpływu zużycia dyszy wodnej i mieszającej oraz uwzględnieniem rodzaju przecinanego materiału.

Jak wykazują prezentowane wyniki, amplituda przyspieszeń cechuje się dobrą selektywnością w stanach zbliżonych do pełnego wykorzystania potencjału skrawnego wysokociśnieniowego strumienia, co jest jednym z warunków umożliwiających właściwe sterowanie procesem cięcia.

Z przytoczonych danych wynika, że relatywnie niewielki przyrost prędkości posuwu rzędu 0,05 mm/s jest dobrze odwzorowywany w zmianie amplitudy przyspieszeń ruchu drgającego głowicy tnącej.

Dla uzyskania niezbędnej wiedzy dotyczącej możliwości diagnostycznych, badania należy prowadzić dla większego zakresu prędkości posuwowych, przy różnych ciśnieniach strumienia wody i różnej ilości dozowanego ścierniwa, a także dla zwiększonego zakresu częstotliwości.

5. LITERATURA

- [1] Borkowski J., Sutowska M.: *The quality of surface shaped by abrasive-water jet. Unconventional and Hydrojetting Technologies*. ISSN 0239-7129. Koszalin 2009, s. 259-272.
- [2] Momber A., Kovacevic R.: *Principles of Abrasive Water Jet Machining*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York. 1997.
- [3] Momber A., Kovacevic R.: *Calculation of Exit Jet Energy in Abrasive Water Jet Cutting*. PED-Vol.68-1, Manufacturing Science and Engineering. Volume 1. ASME 1994.
- [4] Polak H., Maros Z.: *Materialabtragvorgänge beim Wasserstrahlschneiden*. ICT-2000. Proceedings of the 10th Int. Conf. on Tools. Sept. 6-8, 2000. Miskolc, Hungary, pp.359-364.
- [5] Wantuch E., Kot R.: *Problem dokładności odwzorowania toru krzywoliniowego przy obróbce wysokociśnieniowym strumieniem wodnościernym*. XXVI Naukowa Szkoła Obróbki Ściernej. Łódź 2003, s. 329-337.
- [6] Zieliński T.: *Cyfrowe przetwarzanie sygnałów*. Wydawnictwa Komunikacji i Łączności, Warszawa 2005.

INVESTIGATIONS OF DIAGNOSTIC OF WATER JET MACHINING ON BASIS OF THE FREQUENCY – AMPLITUDE SPECTRA OF THE VIBRATION OF CUTTING HEAD

***ABSTRACT:** In the paper preliminary research result of the acceleration amplitude of the vibrations of cutting head In Z axis during high-pressure abrasive water jet cutting of stainless (1H18N9T) elements were presented. Provide result for alternative opportunity to identification of condition of water jet machining process was the objective of research. The obtained positive results indicate the need for further research in this area, because of the ease of obtaining a useful signal and no interference with the structure of the machine, what measurement systems using force sensors requires.*

^{*)} prof. dr hab. inż. Edward WANTUCH, Akademia Górniczo-Hutnicza, Kraków

^{**)} mgr inż. Ryszard KOT, Instytut Zaawansowanych Technologii Wytwarzania, Kraków

^{***)} mgr inż. Rafał KUDELSKI, Akademia Górniczo-Hutnicza, Kraków

SZLIFOWANIE ELEKTROEROZYJNE AEDG: ENERGOCHŁONNOŚĆ PROCESU I STAN NAPRĘŻEŃ WŁASNYCH W WARSTWIE WIERZCHNIEJ

Andrzej Gołąbczak^{*)}, Robert Święcik^{**)}

STRESZCZENIE: *W pracy przedstawiono wyniki badań dotyczące wpływu wybranych parametrów elektrycznych procesu szlifowania elektroerozyjnego (AEDG) na energochłonność szlifowania oraz stan naprężeń własnych w warstwie wierzchniej, w odniesieniu do szlifowania konwencjonalnego. Podstawą opracowania były badania wglębnego szlifowania płaszczyzn stopu tytanu Ti6Al4V, hartowanej stali SW18 węglików spiekanych S20S ściernicami ze ścierniw supertwardych ze spoiwem metalowym.*

1. WSTĘP

W nowoczesnych procesach wytwarzania obserwuje się tendencję zwiększania wydajności i skracania czasu obróbki, przy jednoczesnym spełnieniu wysokich wymagań kształtowo-wymiarowych i wymaganego stanu warstwy wierzchniej obrabianych przedmiotów. Możliwości zwiększenia wydajności obróbki poprzez wzrost wartości parametrów obróbki są jednak ograniczone. Dotyczy to zwłaszcza obróbki materiałów trudno skrawalnych, takich jak: hartowana stal szybko tnąca, stopy tytanu czy węgliki spiekane. Problemy wynikające ze złej skrawalności tych materiałów konstrukcyjnych ujawniają się zwłaszcza w procesach obróbki wykańczającej tych materiałów, realizowanych szlifowaniem ściernicowym [1,4,8].

Jednym z efektywnych sposobów szlifowania elementów maszyn jest jednoczesne zaangażowanie w proces usuwania nadmiaru obróbkowego różnych form energii, często o różnych oddziaływaniach fizykochemicznych na materiał obrabiany [1,5,6,7]. Dzięki temu można znacznie podwyższyć wskaźniki użytkowe kształtowania oraz zmniejszyć ujemne cechy i skutki występujące podczas indywidualnej realizacji sposobów, które połączono.

W procesie szlifowania elektroerozyjnego (AEDG) mechanizm usuwania nadmiaru obróbkowego jest wynikiem synergii iskrowych wyładowań elektrycznych zachodzących pomiędzy ściernicą a powierzchnią obrabianego przedmiotu oraz skrawania ziarnami ściernymi czynnej powierzchni ściernicy (CPS) [1,5,6]. Występująca w tym procesie synergia energii mechanicznej i wyładowań iskrowych prowadzi do wzrostu wydajności obróbki, podwyższenia dokładności i jakości obrabianych powierzchni.

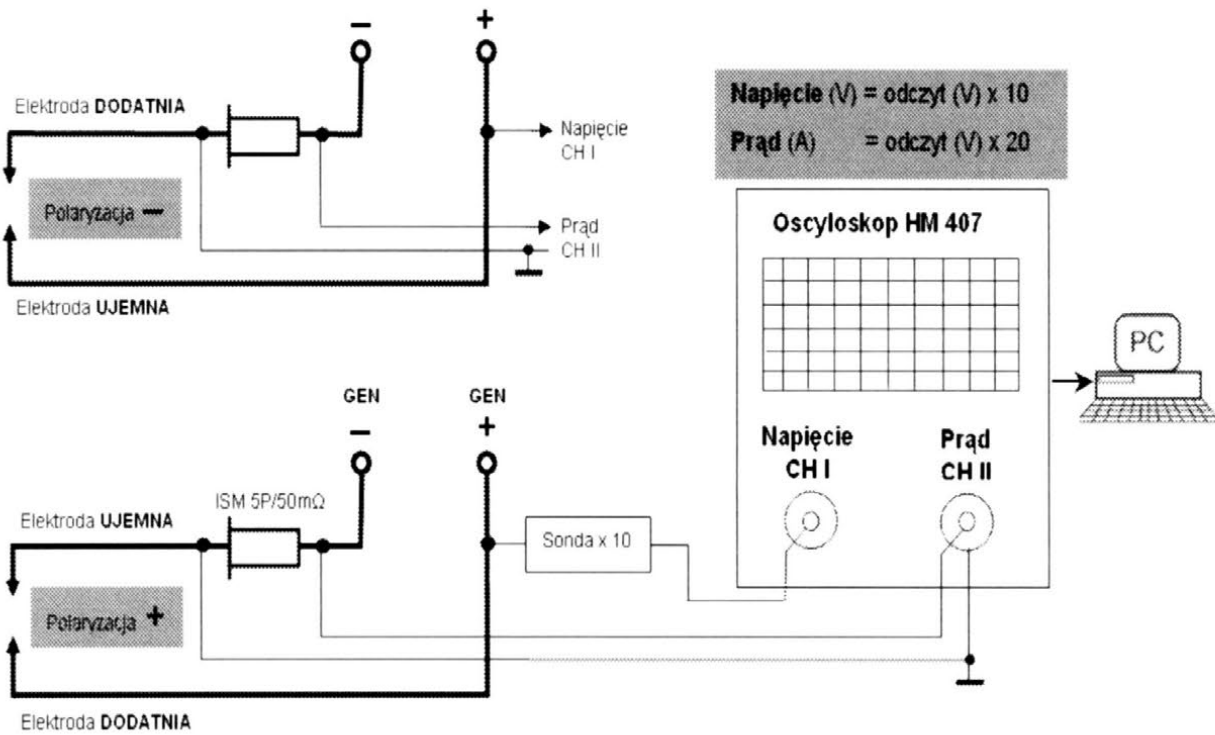
W pracy przedstawiono wyniki badań dotyczące wpływu elektrycznych parametrów generatora impulsów prądowych (napięcia i natężenia prądu roboczego) w procesie szlifowania AEDG na energochłonność tego procesu, w odniesieniu do szlifowania konwencjonalnego. Do oceny procesu szlifowania AEDG posłużono się energią właściwą szlifowania, energią wyładowań elektroiskrowych oraz dodatkowo określono rozkład naprężeń własnych w warstwie wierzchniej szlifowanych materiałów.

2. STANOWISKO BADAWCZE, METODA I WARUNKI BADAŃ

Próby szlifowania AEDG realizowano na stanowisku badawczym, wyposażonym w szlifierkę do płaszczyzn typu ECBT8 oraz generator impulsów wyładowań iskrowych typu GMP75. Stanowisko badawcze, prezentowane we wcześniejszych publikacjach [1,2], wyposażone jest w układy kontrolno-pomiarowe parametrów szlifowania, trzyosiowy siłomierz piezoelektryczny firmy KISTLER typu 9257B oraz komputerowy system rejestracji wyników. Do rejestracji zmian natężenia prądu roboczego i spadku napięcia w czasie wyładowań elektroiskrowych zastosowano układ pomiarowy, którego schemat zilustrowano na rysunku 1.

Zakres badań obejmował próby wglębnego szlifowania AEDG płaskich próbek ze stali SW18 (o twardości 64 HRC i wymiarach: 80x20x15), stopu tytanu Ti6Al4V (o wymiarach 55x20x5) ściernicą z regularnego azotku boru ze spoiwem metalowym (CBN 125/100 M75) oraz próbek z węgla spiekanego S20S (60x20x5) ściernicą diamentową ze spoiwem metalowym (SD 125/100 M75). Proces szlifowania AEDG realizowano w obecności dielektryka, jakim była woda destylowana.

W realizowanych badaniach zmiennymi wielkościami wejściowymi procesu szlifowania były parametry elektryczne generatora, tj.: napięcie i natężenie prądu roboczego. Wielkościami stałymi były natomiast: czas trwania impulsów t_i , czas przerwy między impulsami t_p oraz parametry kinematyczne procesu AEDG, ustalone w oparciu o wyniki wcześniejszych badań autorów [2-4].



Rys.1. Schemat układu pomiarowego przebiegów wyładowań iskrowych w procesie AEDG

Do oceny porównywanych tu procesów szlifowania posłużono się energią właściwą szlifowania oraz energią wyładowań elektroiskrowych. Energochłonność procesu AEDG oceniano (ograniczając się tu do obliczeń udziału energii szlifowania konwencjonalnego w tym procesie) na podstawie pomiarów składowej siły stycznej i prędkości szlifowania:

$$e_s = \frac{E_{CG}}{V_m} [J / mm^3]$$

Energię wyładowań elektroiskrowych określano natomiast na podstawie zarejestrowanych przebiegów wyładowań elektroiskrowych w procesie szlifowania AEDG. Przebiegi zmian natężenia prądu $-i_e$ i spadku napięcia $-u_e$ rejestrowano oscyloskopem cyfrowym HAMEG - HM 407, wyposażonym w sondę napięciową oraz bocznik ISM 5P/50 firmy LEM. Zarejestrowane na oscyloskopie przebiegi wyładowań przesyłano poprzez złącze RS-232 do pamięci komputera, celem przeprowadzenia obliczeń energii wyładowań. Do obliczeń energii wykorzystano komputerowy program HAMEG SP107, umożliwiający określenie metodą całkowania średniej energii wyładowań elektroiskrowych (E_{EDM}), w oparciu o zarejestrowane przebiegi napięcia i natężenia prądu:

$$E_{EDM} = \int_0^t u(t)i(t)dt [J]$$

Pomiary naprężeń własnych w warstwie wierzchniej, dla węglików spiekanych i stopu tytanu, wykonano rentgenowską metodą dyfrakcyjną $\sin^2\psi$, która polega na określeniu rzeczywistych odkształceń sprężystych sieci krystalicznej szlifowanych próbek [3]. Naprężenia własne WW dla stali SW18 określano metodą Weissmana-Philipsa, polegająca na usuwaniu kolejnych warstw materiału metodą trawienia [9]. Zakres badań obejmował ustalenie rozkładów naprężeń własnych WW próbek z węglików spiekanych, stopu tytanu oraz stali SW18 po szlifowaniu AEDG oraz porównawczo po szlifowaniu konwencjonalnym.

3. BADANIA DOŚWIADCZALNE

Badania doświadczalne obejmowały próby szlifowania stali szybko tnącej SW18, węglików spiekanych S20S oraz stopu tytanu Ti6Al4V metodą AEDG i porównawczo metodą konwencjonalną. Zakres realizowanych badań doświadczalnych obejmował ustalenie wpływu:

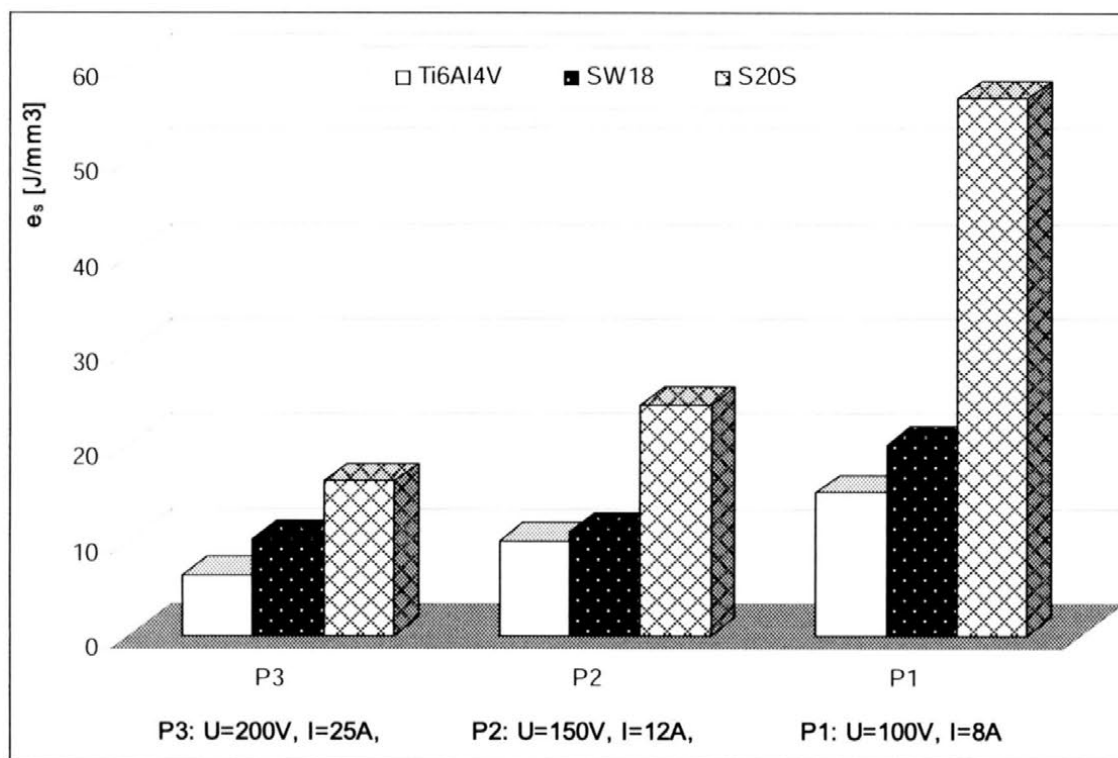
- napięcia i natężenia prądu roboczego na energię właściwą szlifowania,
- napięcia i natężenia prądu roboczego na energię wyładowań elektroiskrowych,
- napięcia i natężenia prądu roboczego na rozkład naprężeń własnych w warstwie wierzchniej.

Prezentowane wyniki badań dotyczą oceny wpływu warunków szlifowania na skuteczność usuwania nadmiaru obróbkowego, energochłonność procesu AEDG oraz rozkład naprężeń w WW.

3.1. Wpływ napięcia i natężenia prądu roboczego na energię właściwą szlifowania AEDG

Przedstawiono tu wyniki badań dotyczące wpływu elektrycznych parametrów generatora, tj.: napięcia i natężenia prądu, na energię właściwą szlifowania elektroerozyjnego. Energię właściwą procesu AEDG określano według wzoru (1), ograniczając się tu do obliczeń udziału energii szlifowania konwencjonalnego w tym procesie. Wyniki badań dotyczące wpływu napięcia i natężenia prądu na energię właściwą szlifowania procesu AEDG realizowanego odpowiednio: z dodatnią polaryzacją przedmiotu obrabianego podczas szlifowania stali SW18 oraz stopu tytanu Ti6Al4V oraz z ujemną polaryzacją dla szlifowania węglików spiekanych, przedstawiono na rysunku 2.

Badania przeprowadzono dla trzech zakresów parametrów elektrycznych generatora, oznaczonych kodowo P₁, P₂, P₃, które ustalono w oparciu o wyniki badań prezentowane w pracy [1-3]. W procesie szlifowania AEDG stosowano następujące parametry elektryczne generatora: P₁: U=100V, I=8A; P₂: U=150V, I=12A i P₃: U=200V, I=25A.



Rys. 2. Porównanie wartości energii wyładowań elektroiskrowych w procesie AEDG:
 $t_i=32 \mu s$, $t_p=63 \mu s$, $a= 20 \mu m$, $v_s=30 \text{ m/s}$, $v_f=0,5 \text{ m/min}$,
 dielektryk – woda destylowana

Na podstawie prezentowanych wyników badań potwierdzono istotny wpływ parametrów elektrycznych generatora wyładowań impulsów prądowych w procesie elektroerozyjnego na zmniejszenie energii właściwej szlifowania. Najmniejszą energię właściwą szlifowania procesu AEDG uzyskano w warunkach stosowania dużego napięcia i natężenia (P₃). W tych warunkach szlifowania AEDG energia właściwa była odpowiedni mniejsza o około: 58% dla stopu tytanu, 50% dla stali szybko tnącej oraz 72% dla węglików spiekanych, w porównaniu do energii właściwej uzyskiwanej w procesie realizowanym z małymi nastawami napięcia i natężenia prądu (P₁). Ten fakt potwierdza bardzo istotny udział procesu elektroerozyjnego w usuwaniu nadmiaru obróbkowego.

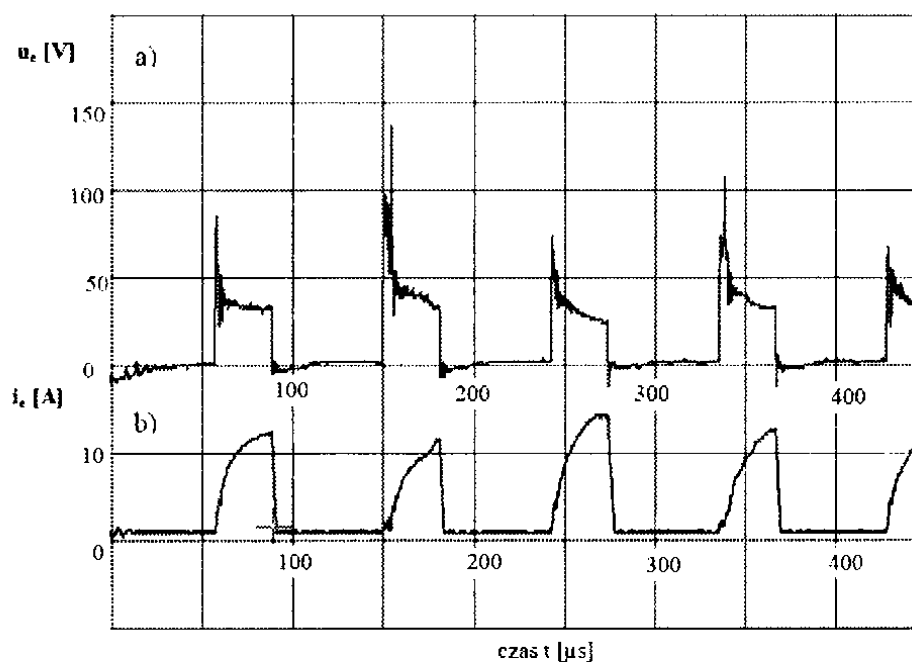
Korzystne obniżenie energii szlifowania zaobserwowano także w warunkach stosowania średniego napięcia i natężenia prądu (P₂), w których uzyskano około

35÷50% mniejszą wartość energii właściwej, w porównaniu do energii w warunkach nastaw parametrów elektrycznych P1.

Uzyskanymi wynikami badań potwierdzono wcześniejsze spostrzeżenia autorów prezentowane w pracach [1-3], w których wykazano, że wraz ze wzrostem napięcia i natężenia prądu roboczego zwiększa się intensywność spadku składowej stycznej właściwej siły szlifowania, co świadczy o wzroście efektywności procesu elektroerozyjnego.

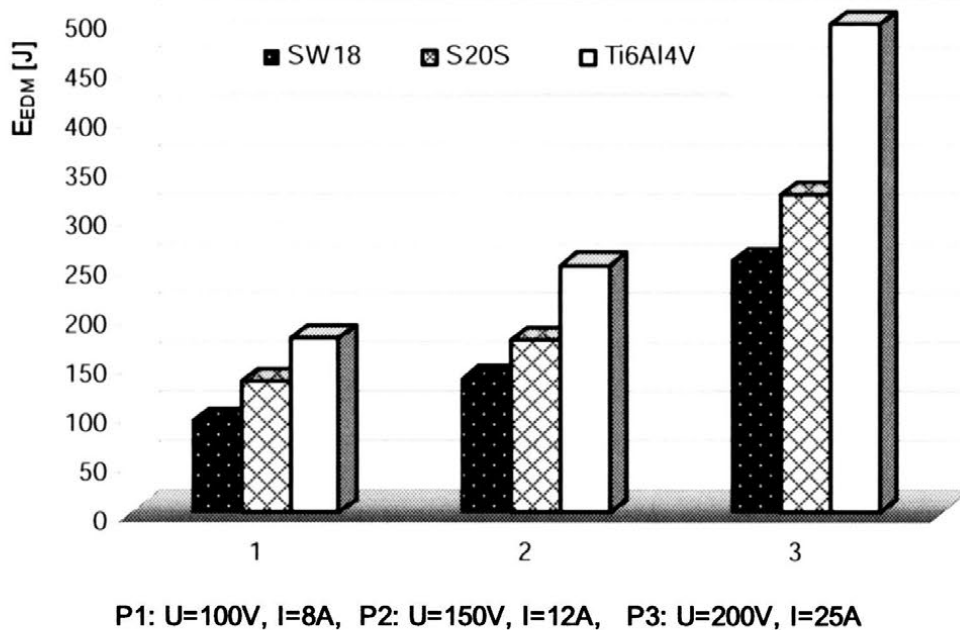
3.2. Ocena energii wyładowań elektroiskrowych w procesie AEDG

Pomiary energii wyładowań przeprowadzono na stanowisku badawczym wyposażonym w układ pomiarowy, prezentowany na rysunku 1. Układ pomiarowy umożliwiał rejestrację zmian natężenia prądu roboczego i spadku napięcia w czasie wyładowań elektroiskrowych na podstawie, których określano następnie ich energię wg wzoru (2). Badania przeprowadzono dla zakresów parametrów opisanych w pkt. 3.1. Przykładowe przebiegi zmian impulsów prądu, zarejestrowane w procesie szlifowania AEDG stali SW18, przedstawiono na rys. 3. Stanowiły one podstawę do określenia energii wyładowań elektroiskrowych w procesie AEDG. Przebiegi zmian impulsów prądu dla pozostałych materiałów szlifowanych prezentowano w pracach [2-4].



Rys. 3. Przebieg zmian impulsów prądowych: a) spadku napięcia wyładowania elektrycznego - u_c , b) natężenia prądu - i_c , podczas szlifowania AEDG stali SW18; $U=150V$ $I=12A$, $a= 20\mu m$, $v_s=30m/s$, $v_f=0,5m/min$, dielektryk – woda destylowana

Na rysunku 4 przedstawiono natomiast wpływ wybranych parametrów elektrycznych generatora na energię wyładowań elektroiskrowych w procesie AEDG próbek ze stali szybko tnącej, stopu tytanu i węglików spiekanych.



Rys. 4. Wpływ wybranych parametrów elektrycznych generatora na energię wyładowań elektroiskrowych; $t_i=32 \mu s$, $t_p=63 \mu s$, $a=20 \mu m$, $v_s=30 m/s$, $v_f=0,5 m/min$, dielektryk – woda destylowana

Porównanie wyników badań przedstawionych na rysunku 4 wskazuje, że wraz ze wzrostem napięcia i natężenia prądu generatora wyładowań (P_1 , P_2 , P_3) zwiększa się energia wyładowań elektroiskrowych. Największą wartość energii wyładowań uzyskano dla procesu realizowanego z dużymi nastawami napięcia i natężenia prądu (P_3). Wartości energii są odpowiednio wyższe o około 63% w procesie AEDG stali SW18, 64% w procesie szlifowania AEDG stopu tytanu Ti6Al4V i około 58% w procesie AEDG węglików, w porównaniu do procesów realizowanego z małymi nastawami napięcia i natężenia prądu (P_1). Znacznie mniejszy wzrost energii zaobserwowano dla zakresu P_2 , który wynosił około 46%÷49% dla rozpatrywanych procesów szlifowania.

Wzrost energii wyładowań w procesie AEDG świadczy o większym udziale procesu erozji elektrycznej w usuwaniu nadmiaru obróbkowego oraz zmniejszeniu udziału energii skrawania ziarnami ściernymi CPS. Potwierdzeniem tego faktu są liczne kraterki powstałe w tym procesie na powierzchni szlifowanych próbek z węgla spiekane (obrazy SEM prezentowane w pracach [1,2]), których

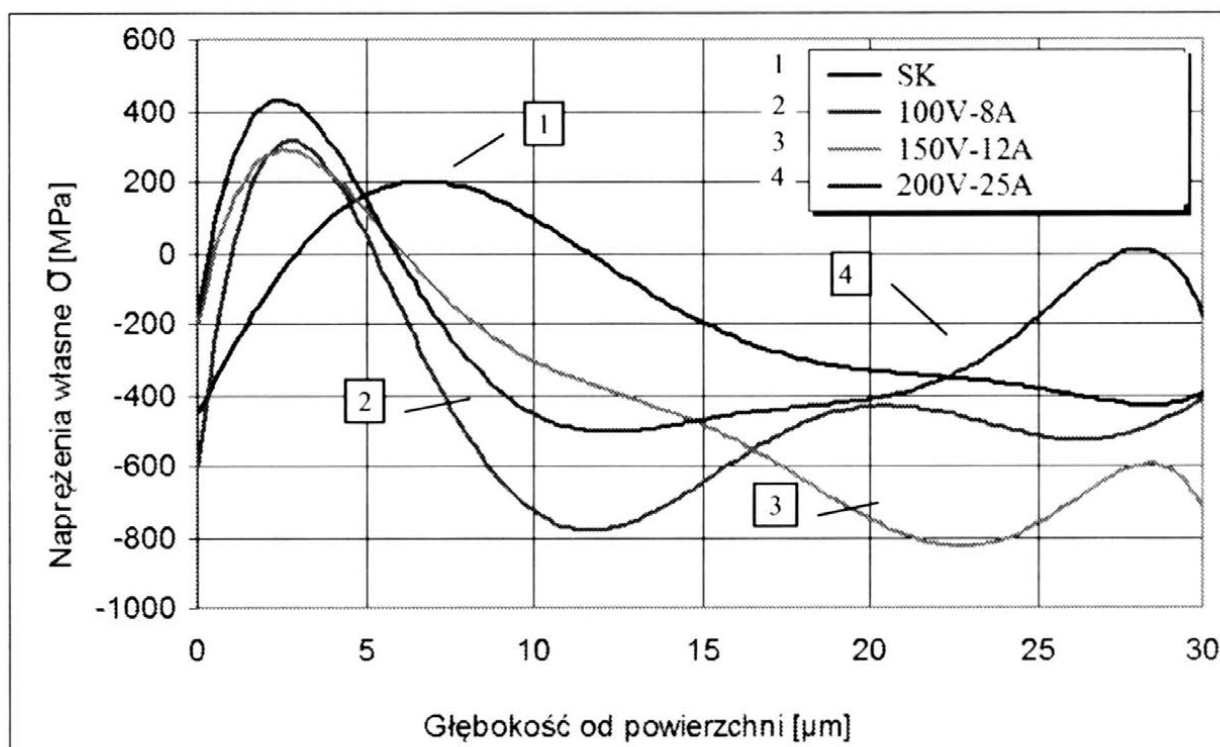
następstwem jest m.in. pogorszenie chropowatości powierzchni oraz istotne zmniejszenie siły szlifowania.

W warunkach stosowania małych wartości napięcia i natężenia prądu uzyskuje się niższe wartości energii wyładowań, świadczące z kolei o większym udziale energii skrawania ziarnami ściernymi CPS w usuwaniu naddatku obróbkowego. Ocena mikroskopowa powierzchni po szlifowaniu AEDG realizowanym w tym zakresie parametrów elektrycznych generatora ujawniła tylko nieliczne kratery.

3.3. Ocena stanu naprężeń własnych po szlifowaniu AEDG

Dokonano porównania stanu naprężeń własnych w warstwie wierzchniej stali szybko tnącej SW18, stopu tytanu Ti6Al4V i węglików spiekanych S20S ukształtowanych w procesie szlifowania konwencjonalnego i AEDG.

Przeprowadzono badania dla zakresów parametrów elektrycznych generatora impulsów prądowych, w warunkach zgodnych z ustalonymi w pkt. 3.1-3.2. Wyniki badań dotyczące porównania stanu naprężeń własnych w warstwie wierzchniej ukształtowanych w procesie szlifowania konwencjonalnego i AEDG stali szybko tnącej przedstawiono na rysunku 5.



Rys. 5. Porównanie rozkładu naprężeń własnych σ w warstwie wierzchniej stali SW18 po szlifowaniu konwencjonalnym i AEDG

Na podstawie analizy wyników badań (rys. 5) można stwierdzić, że najkorzystniejszy stan naprężeń własnych uzyskano dla próby szlifowania AEDG realizowanej w warunkach stosowania małej wartości napięcia (100V) i natężenia (8A). W tych warunkach szlifowania uzyskano w strefie $5\div 10\ \mu\text{m}$ największe naprężenia ściskające (-700 MPa) oraz w strefie powierzchniowej $5\ \mu\text{m}$ najmniejsze naprężenia rozciągające (50 MPa) w porównaniu do naprężeń własnych uzyskanych w procesie szlifowania konwencjonalnego. Ten fakt należy wiązać ze zmniejszeniem energii skrawania ziarnami ściernymi CPS i energii tarcia, których skutkiem jest ograniczenie wpływu ciepła w procesie AEDG.

Uzyskanymi wynikami badań wykazano również, że wzrost napięcia i natężenia prądu (do wartości $U=200\text{V}$ i $I=25\text{A}$) nie sprzyja poprawie stanu naprężeń własnych w WW. W procesie AEDG uzyskano bowiem najmniejsze naprężenia ściskające w przypowierzchniowej strefie WW (do $5\ \mu\text{m}$) oraz rozciągające w strefie $5\div 10\ \mu\text{m}$, które są zbliżone do uzyskanych w procesie szlifowania konwencjonalnego. W strefie większych głębokości WW ($< 20\ \mu\text{m}$) uzyskano również najmniejsze naprężenia ściskające. Ten fakt należy wiązać z dużą intensywnością procesu elektroerozyjnego w usuwaniu nadmiaru obróbkowego, któremu towarzyszy wzrost termicznego oddziaływania wyładowań iskrowych na stan WW. Termiczne oddziaływanie wyładowań iskrowych wpływa zatem niekorzystnie na stan naprężeń własnych warstwy wierzchniej oraz jej uszkodzeń w postaci punktowych mikronadtopień, których obecność stwierdzono podczas obserwacji mikroskopowej (rys. 6).

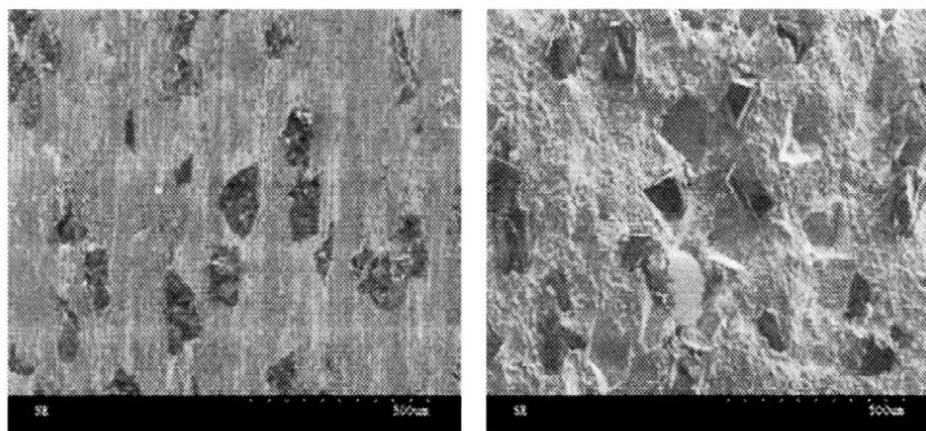


Rys. 6. Mikroskopowy obraz powierzchni próbki ze stali SW18 po szlifowaniu AEDG;
 $U=200\text{V}$, $I=25\text{A}$

Zasadniczy wpływ na kształtowanie stanu naprężeń własnych WW w procesie szlifowania stopu tytanu Ti6Al4V mają warunki obróbki i wynikający z nich mechanizm usuwania nadmiaru obróbkowego. Prezentowane wyniki badań w pracy [3,4] potwierdziły, że w procesie szlifowania AEDG stopu tytanu realizowanego z udziałem średniego napięcia i natężenia prądu (P_1 , P_2) powstają korzystne naprężenia ściskające. Stosowanie dużych wartości napięcia i natężenia prądu (P_3) powoduje natomiast kształtowanie w WW naprężeń rozciągających, będącym następstwem termicznego oddziaływania wyładowań iskrowych.

Badania wykazały, że na wartość i rodzaj powstających naprężeń własnych WW w porównywanych materiałach szlifowanych istotny wpływ wywiera temperatura w strefie obróbki. Prawdopodobną przyczyną jest tu duża szybkość nagrzewania i studzenia warstwy wierzchniej w obszarze styku ściernica-przedmiot, która może prowadzić do wzrostu naprężeń cieplnych i spowodować niekorzystny rozkład naprężeń własnych.

Korzystną tendencję kształtowania naprężeń własnych zaobserwowano dla prób szlifowania węglików spiekanych z udziałem średniego napięcia i natężenia (P_1, P_2), w których wartości naprężeń własnych były około 100÷200% niższe, w porównaniu do szlifowania konwencjonalnego, co wykazano w pracy [3]. Realizacja procesu AEDG z dużymi wartościami napięcia i natężenia prądu (P_3) powodowała kształtowanie naprężeń rozciągających w WW. Wzrost napięcia i natężenia prądu w procesie AEDG węglików spiekanych do wartości 200V i 25A, podobnie jak w przypadku szlifowania stali SW18 oraz stopu tytanu, może prowadzić do wzrostu termicznego oddziaływania wyładowań iskrowych. Możliwym jest także uszkodzenie ziaren ściernych CPS w procesie AEDG będące następstwem oddziaływania wyładowań elektroiskrowych. W wyniku tego termicznego oddziaływania zaobserwowano również wypadanie ziaren ściernych z CPS (rys. 7).



Rys. 7. Obrazy SEM ściernicy diamentowej: a) po szlifowaniu konwencjonalnym, b) po szlifowaniu AEDG

4. PODSUMOWANIE

Badania ujawniły istotny wpływ elektrycznych parametrów procesu AEDG (napięcia i natężenia prądu) na energię właściwą szlifowania. Wykazano, że realizacja procesu AEDG z dużymi wartościami napięcia i natężenia prądu ($U=200V$ i $I=25A$) powoduje 4÷5 razy mniejsze wartości energii właściwej szlifowania, w porównaniu do szlifowania konwencjonalnego.

Prezentowane wyniki badań potwierdziły, że wraz ze wzrostem parametrów elektrycznych generatora (napięcie i natężenie prądu) wzrasta energia wyładowań elektroiskrowych. Realizacja procesu AEDG w tych warunkach zapewnia wysoką skuteczność w usuwaniu nadmiaru obróbkowego.

Badania ujawniły również istotny wpływ elektrycznych parametrów procesu AEDG (napięcia i natężenia prądu) na stan naprężeń własnych w WW. Wykazano, że realizacja procesu AEDG z dużymi wartościami napięcia i natężenia prądu ($U=200V$ i $I=25A$) powoduje kształtowanie niekorzystnych naprężeń rozciągających w WW. Ustalono parametry elektryczne generatora (napięcie i natężenie prądu), w których proces AEDG zapewnia ukształtowanie korzystnego rozkładu naprężeń własnych WW, w porównaniu do szlifowania konwencjonalnego.

5. LITERATURA

- [1] Gołąbczak A., Święcik R.: *Elektroerozyjne szlifowanie stopu tytanu*, Inżynieria Maszyn, 2009, vol. 12/1, str. 19-28.
- [2] Gołąbczak A., Święcik R.: *Energochłonność procesu elektroerozyjnego szlifowania stopu tytanu*, XXXII Szkoła Naukowa Obróbki Ściernej, Koszalin 2009, str. 587-596.
- [3] Gołąbczak A., Święcik R.: *Electro-discharge grinding: energy consumption and internal stresses in the surface layer*, Proceed. of the Int. Symposium for Electromachining, ISEM-XVI, Shanghai, China, 2010.
- [4] Gołąbczak A., Skrzypek S., Święcik R.: *Ocena struktury geometrycznej powierzchni i naprężeń własnych w procesie elektroerozyjnego szlifowania węglików spiekanych*. XXXI Szkoła Naukowa Obróbki Ściernej, Bochnia 2008, str. 425-434.
- [5] Kozak J., Oczóś K. E.: *Selected problems of abrasive hybrid machining*, Journals of Processing Technology, 109/3, 2001, pp. 360-366.
- [6] Kozak, J., Rajurkar, K. P., Muruganandham, R.: *Neural network prediction of abrasive electrodischarge grinding (AEDG)*, Proceed. of the Int. Symposium for Electromachining, ISEM-XIII, Bilbao, Spain, 2001, pp. 405-420.

- [7] Oczóś K. E.: *Kształtowanie ubytkowe tytanu i jego stopów w przemyśle lotniczym i technice medycznej*, cz. II, Mechanik, 2008, nr 4. 10, pp. 753–767.
- [8] Shu K. M., Shih H. R.: *A study of electrical discharge grinding using a rotary disk electrode*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2008, 38, pp. 59–67.
- [9] Wójcik R.: *Stan warstwy wierzchniej w stopach tytanu w procesie szlifowania konwencjonalnego*. XXVII Szkoła Naukowa Obróbki Ściernej, Koszalin-Sarbinowo, 2004, str. 401-408.

ELECTRO-DISCHARGE GRINDING: ENERGY CONSUMPTION AND INTERNAL STRESSES IN THE SURFACE LAYER

***ABSTRACT:** In the paper investigation results concerning influence of the selected electrical parameters of the AEDG process on the energy consumption and state of the internal stresses in the outer layer at this stage of process, in comparison to the conventional grinding, have been presented.*

^{*)} prof. dr hab. inż. Andrzej GOŁĄBCZAK, Politechnika Łódzka, Katedra Technologii Maszyn, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź, e-mail: andrzej.golabczak@p.lodz.pl

^{**)} dr inż. Robert ŚWIĘCIK, Politechnika Łódzka, Katedra Technologii Maszyn, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź, e-mail: robert.swiecik@p.lodz.pl

WPLYW PARAMETRÓW OBRÓBK STRUMIENIOWO-ŚCIERNEJ NA ILOŚĆ CZĄSTEK MATERIAŁU ŚCIERNEGO WBITYCH W POWIERZCHNIĘ STOPU KOBALTOWO- CHROMOWEGO

Krzysztof Pietnicki^{*)}, Leszek Klimek^{**)}

***STRESZCZENIE:** Celem obróbki strumieniowo-ścierniej stosowanej w technice dentys-tycznej jest przygotowanie powierzchni do nałożenia materiału licującego jakim jest porcelana dentystyczna. Podczas obróbki luźnym ścierniwem dochodzi do wbicia się części cząstek ścierniwa w obra-bianą powierzchnię. Wbite elementy mogą pogarszać przyczepność napalanej ceramiki, być zarodkami jej pękania, a także pogarszać właściwości. W pracy przedstawiono wpływ parametrów obróbki strumieniowo-ścierniej na ilość wbitych cząstek materiału ściernego.*

1. WSTĘP

Na różnych etapach przygotowania elementów konstrukcji stosowane są obróbki z utratą materiału takie jak obcinanie, frezowanie, szlifowanie, polerowanie czy obróbka strumieniowo-ścierna zwana powszechnie piaskowaniem. Na szczególną uwagę zasługuje ta ostatnia, ponieważ jej zastosowanie w technologiach związanych z protetyką stomatologiczną jest szerokie i stosowane na różnych etapach pracy (oczyszczanie powierzchni odlewu, przygotowanie powierzchni pod licowanie ceramiką lub materiałami kompozytowymi).

Na szczególną uwagę zasługuje proces przygotowania metodami obróbki strumieniowo-ścierniej powierzchni struktur metalowych protez stałych pod estetyczne materiały do licowania. Są to materiały kompozytowe na bazie polimerów dimetakrylanów oraz porcelany dentystyczne. W przypadku materiałów kompozytowych zależy nam na zmianie energii powierzchniowej czy potencjału

elektrostatycznego. Dla przygotowania konstrukcji pod licówki istotne jest uzyskanie odpowiedniej chropowatości powierzchni.

Wszystkie działania przygotowujące powierzchnię stopu mają na celu zwiększenie sił połączenia porcelana-metal. Dla wzmocnienia połączenia istotne są m.in. usunięcie słabo powiązanych nawisów, delikatnych struktur płaszczyznowych i innych powstałych w procesach frezowania czy szlifowania materiału, odpowiednia chropowatość, która umożliwia wytworzenie mechanicznych zaczepów (nierówności), co pozwala na wpływanie w nie ceramiki podczas nakładania na podbudowę. Istotnym parametrem jest rozwinięcie powierzchni zwiększające możliwe pole połączenia. Ważna wydaje się być również jednorodność struktury powierzchni, która to może mieć znaczenie dla wytworzenia trwalszego połączenia [1,2]. Podczas piaskowania dochodzi do częściowego wbijania się cząstek ścierniwa w strukturę metalu, ze względu na uzyskaną dużą energię kinetyczną ziaren w strumieniu sprężonego powietrza [3]. Ziarna piasku jakim jest Al_2O_3 zostają trwale połączone z metalem co może mieć określone konsekwencje. Tego rodzaju zanieczyszczenie powierzchni zmieniają jej topografię tworząc nieciągłość struktury, mogą również wpływać negatywnie na odporność korozyjną stopu, a więc ich wpływ jest negatywny. Jeżeli mówimy o mechanizmie połączenia ceramika-stop sam proces piaskowania wydaje się być niezbędnym, jednak inkluzje w strukturze metalu mogą powodować niekorzystne zjawisko powstawania pęknięć w porcelanie odpowiedzialnych za uszkodzenia uzupełnień protetycznych [4]. Należało by również uwzględnić potencjalną możliwość wchodzenia we wzajemną reakcję materiału ściernego i ceramiki dentystycznej.

2. CEL PRACY

Mając na uwadze konieczność wykonania piaskowania powierzchni stopu zasadne jest określenie jak parametry obróbki strumieniowo-ścierniej wpływają na ilość materiału ściernego wbitego trwale w podłoże metalu.

Celem badań było określenie wpływu parametrów obróbki (ciśnienia roboczego, wielkości ziarna ścierniwa, kąta piaskowania) na ilość Al_2O_3 , który pozostał trwale połączony ze strukturą materiału obrabianego.

3. MATERIAŁ I METODA

Materiałem do badań były walce, o średnicy 7 mm i wysokości 7 mm, wykonane ze stopu kobaltowo-chromowego Heraenium® P firmy Heraeus Kulzer GmbH & Co. KG. Stop ten przeznaczony jest na podbudowy metalowe pod

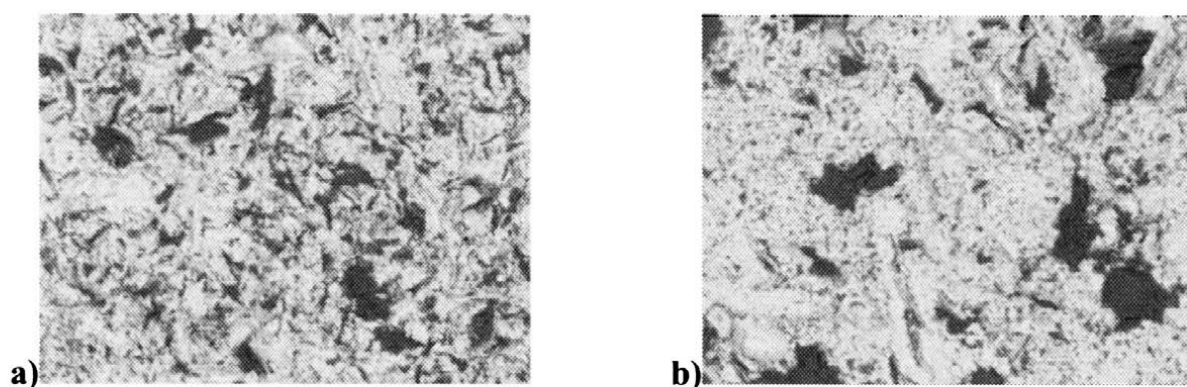
porcelanę i kompozyt oraz do wykonania struktur protez szkieletowych bezklamrowych wykorzystujących precyzyjne elementy retencyjne [5].

Powierzchnię podstaw walców przeszlifowano mechanicznie papierami ściernymi rozpoczynając od nr 120 a kończąc na nr 1000. Następnie wykonano mechaniczne polerowanie diamentową pastą polerską o wielkości ziaren $1\mu\text{m}$. Zabiegi te miały na celu porównywalne przygotowanie powierzchni przed przeprowadzeniem obróbki strumieniowo-ścierniej. Procesy obróbki strumieniowo-ścierniej wykonano na urządzeniu Renfert Basic Profesional.

Parametry podlegające zmianie to:

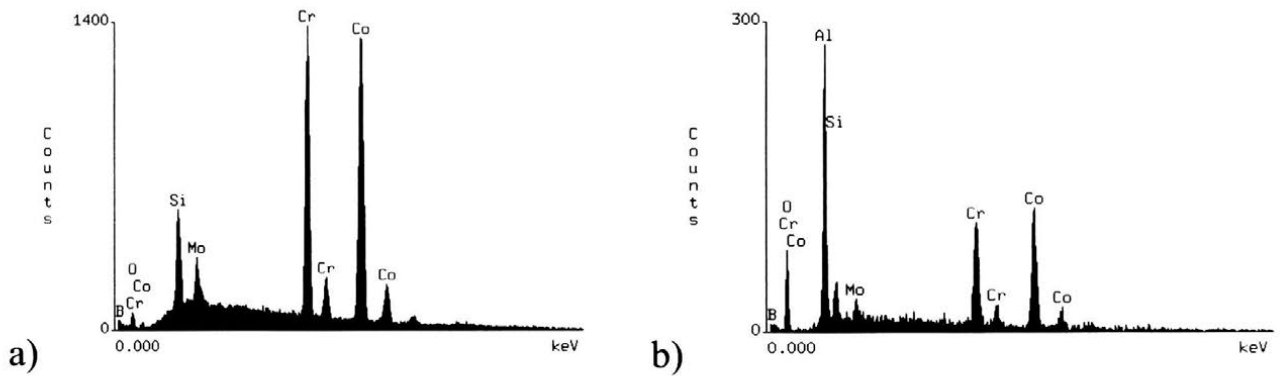
- Kąty ustawienia powierzchni próbki: 90° , 60° , 45° , 30° .
- Gradacja ziarna piasku: 50, 110, $250\mu\text{m}$
- Ciśnienie strumienia powietrza: 2, 4, 6 atm.

Każdą próbkę po obróbce strumieniowo-ścierniej oczyszczano sprężoną parą wodną w celu usunięcia materiału luźno związanego z powierzchnią, myto w wodzie zdejonizowanej w myjce ultradźwiękowej przez 8 minut, a następnie osuszano sprężonym powietrzem, tak jak stosuje się to przed napalaniem ceramiki. Tak przygotowane materiały do badań poddano obserwacjom w elektronowym mikroskopie skaningowym w „świele” elektronów wtórnych i wstecznie rozproszonych. Przykładowe obrazy uzyskane w elektronowym mikroskopie skaningowym przedstawiono na rysunku 1.

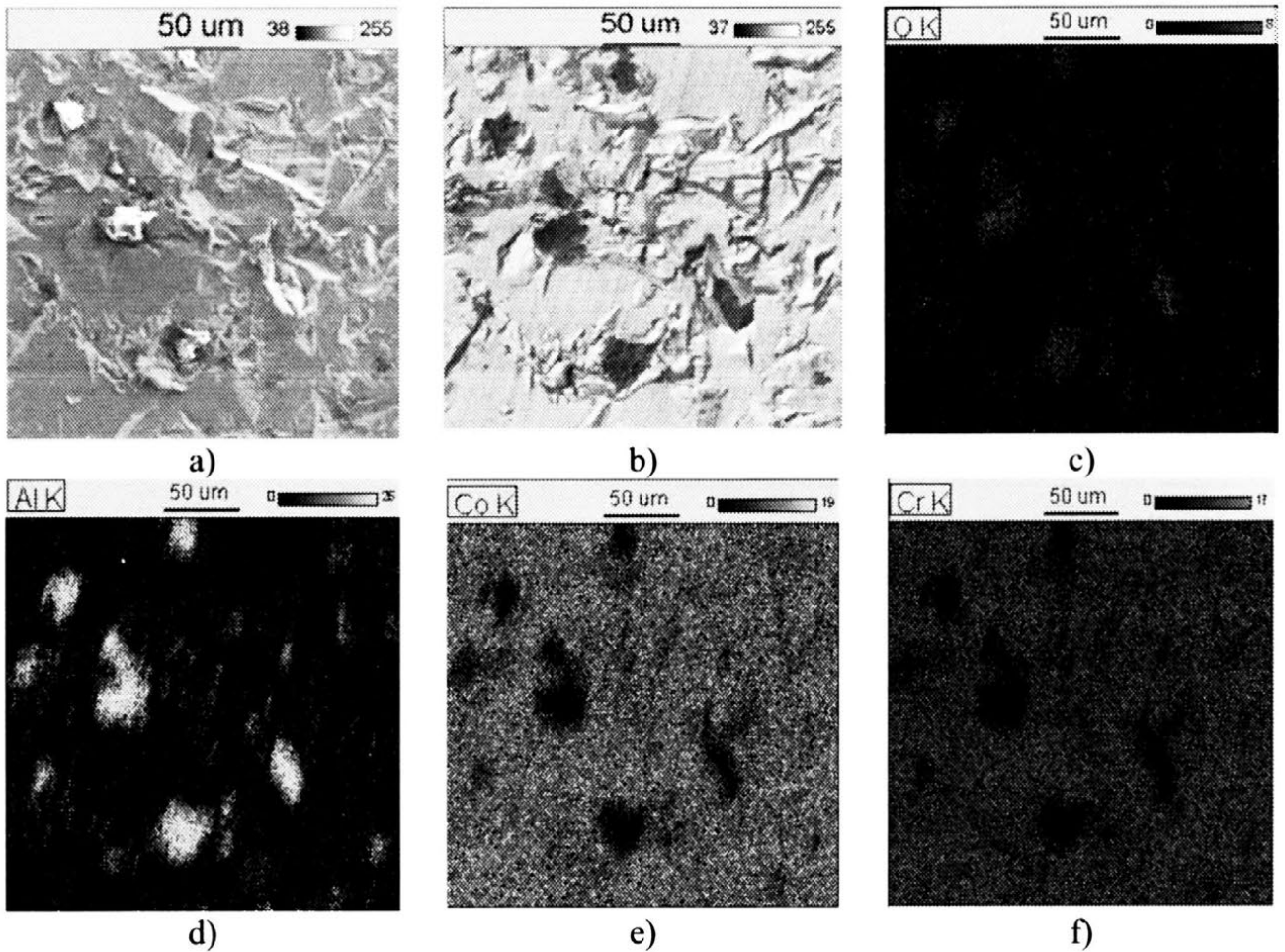


Rys. 1. Przykładowe zdjęcia uzyskane w elektronowym mikroskopie skaningowym:
a) próbka piaskowana ziarnem o wielkości $50\mu\text{m}$, b) próbka piaskowana ziarnem o wielkości $250\mu\text{m}$

W celu zidentyfikowania składników strukturalnych obecnych widocznych w elektronowym mikroskopie skaningowym wykonano badanie składu chemicznego metodą mikroanalizy rentgenowskiej z dyspersją energii EDS.



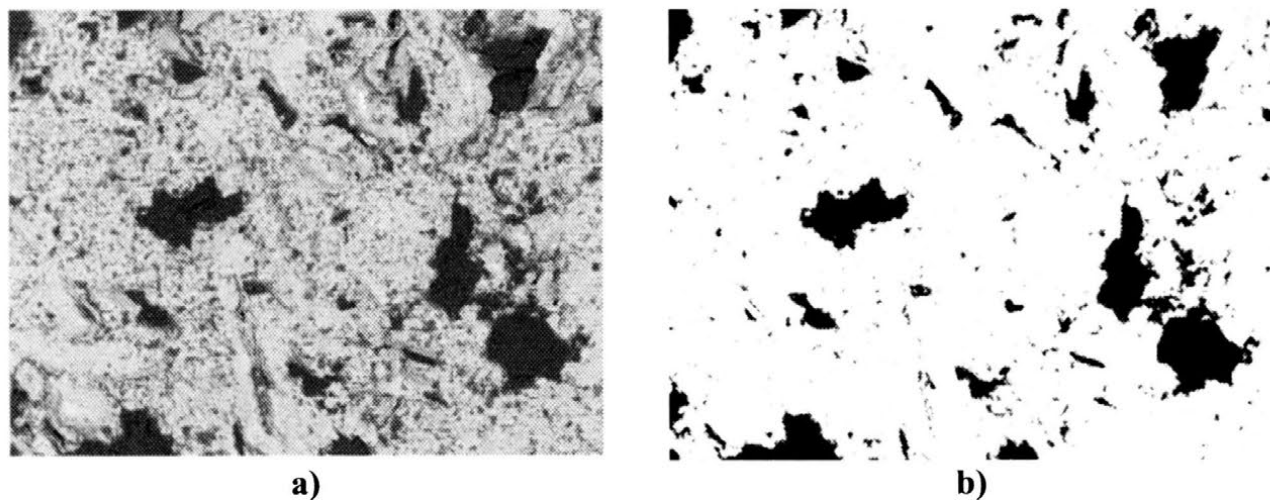
Rys. 2. Skład chemiczny powierzchni próbki: a) przed piaskowaniem, b) po piaskowaniu



Rys. 3. Obrazy, w elektronach wtórnych, powierzchni po piaskowaniu (a), wstecznie rozproszonych (b) oraz powierzchniowe rozkłady tlenu (c), aluminium (d), kobaltu (e) i chromu (f)

Przeprowadzając analizę obrazów uzyskanych w elektronach wstecznie rozproszonych (BSE) i porównując ciemne pola z obrazu powierzchni z ich składem jakościowym można powiedzieć, iż zawierają one pierwiastki Al i O a nie

pierwiastki będące składnikami stopu (Co, Cr), co oznacza że w procesie obróbki strumieniowo-ścierniej zostały wbite cząsteczki Al_2O_3 . W dalszej części analiz określono ilości wbitego materiału ściernego na zdjęciach mikroskopowych wykonanych w elektronach wstecznie rozproszonych. Dla każdej z piaskowanych próbek określono pięć losowo wybranych mikroobszarów, z których wykonano zdjęcia. Otrzymane obrazy poddano analizie programem Met-Ilo v.5.1 [6] w celu procentowego określenia powierzchni zajmowanej przez wbite ziarna materiału ściernego. Procedura pomiarowa wyglądała następująco: wczytanie obrazu do programu, normalizacja obrazu (rys 4a), binaryzacja manualną, która miała na celu detekcją obszarów zajętych przez ziarna ścierniwa (rys 4b). Z końcowego obrazu program obliczał procent powierzchni zajętej przez wbite ziarna tlenku aluminium. Z otrzymanych wyników obliczono średnie i odchylenia standardowe dla każdej z badanych grup.



Rys. 4. Obraz powierzchni po normalizacji (a) i binaryzacji (b)

4. WYNIKI BADAŃ

Obliczone procentowe udziały powierzchni zajmowanej przez ścierniwo w poszczególnych grupach próbek w zależności od parametrów procesu obróbki strumieniowo-ścierniej przedstawiono graficznie na rysunkach 5-8.

Tabela 1

Procentowy udział wbitych cząstek podczas piaskowania pod kątem 90°

Ciśnienie robocze	Wielkość ziaren ścierniwa					
	50 μm		110 μm		250 μm	
	średnia	odch. st.	średnia	odch. st.	średnia	odch. st.
2 atm.	25,08	0,7	21,79	2,1	23,15	2,8
4 atm.	23,19	3,2	18,28	8,6	21,62	1,3
6 atm.	26,91	1,1	20,87	3,8	27,17	3,9

Tabela 2

Procentowy udział wbitych cząstek podczas piaskowania pod kątem 60°

Ciśnienie robocze	Wielkość ziaren ścierniwa					
	50 μm		110 μm		250 μm	
	średnia	odch. st.	średnia	odch. st.	średnia	odch. st.
2 atm.	19,52	2,1	13,12	1,3	10,17	4,0
4 atm.	13,35	2,0	15,53	5,7	11,42	2,2
6 atm.	19,09	2,0	14,66	2,7	20,63	5,1

Tabela 3

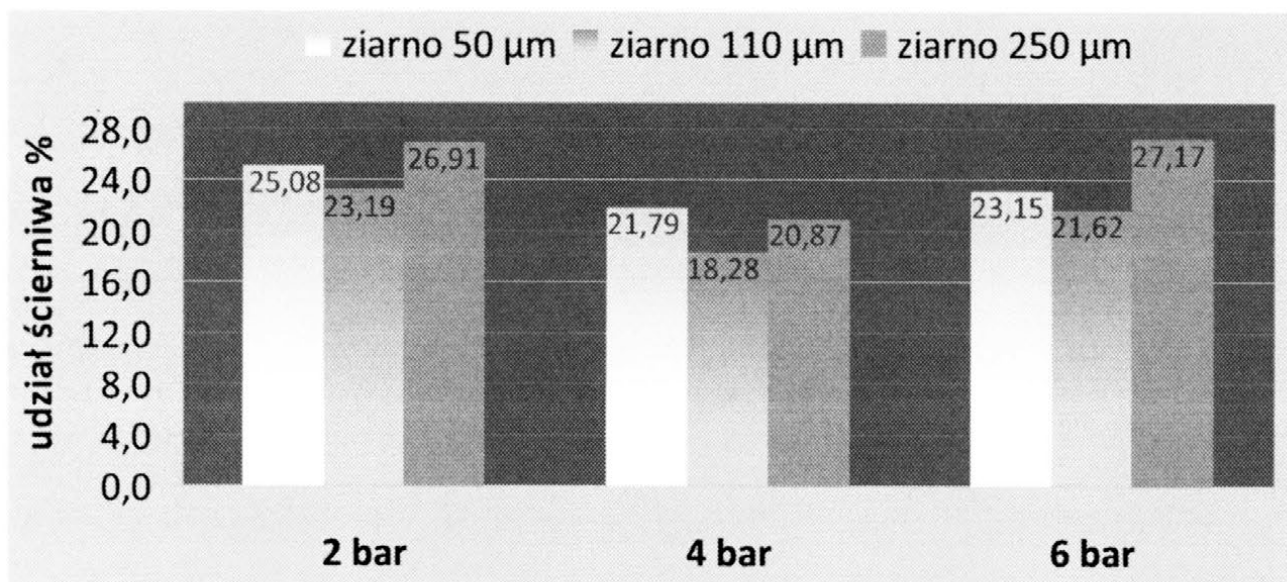
Procentowy udział wbitych cząstek podczas piaskowania pod kątem 45°

Ciśnienie robocze	Wielkość ziaren ścierniwa					
	50 μm		110 μm		250 μm	
	średnia	odch. st.	średnia	odch. st.	średnia	odch. st.
2 atm.	16,95	0,6	15,85	1,2	13,16	2,1
4 atm.	17,90	2,4	16,80	2,3	14,45	3,7
6 atm.	15,14	1,1	15,47	2,4	20,94	2,9

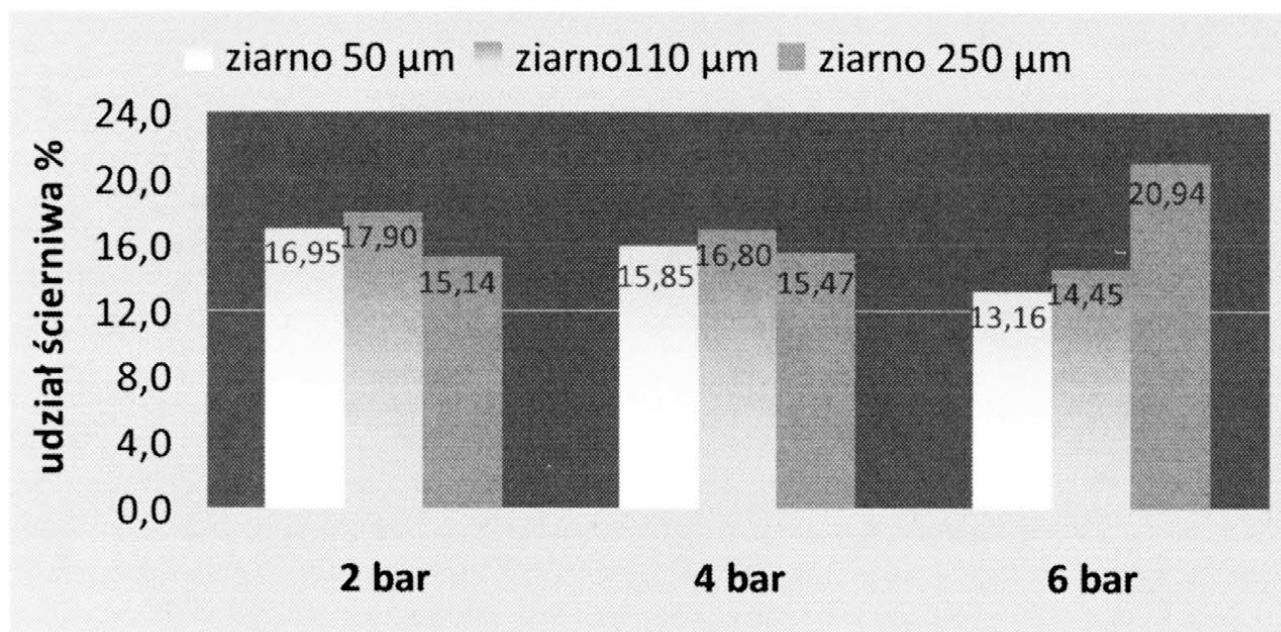
Tabela 4

Procentowy udział wbitych cząstek podczas piaskowania pod kątem 30°

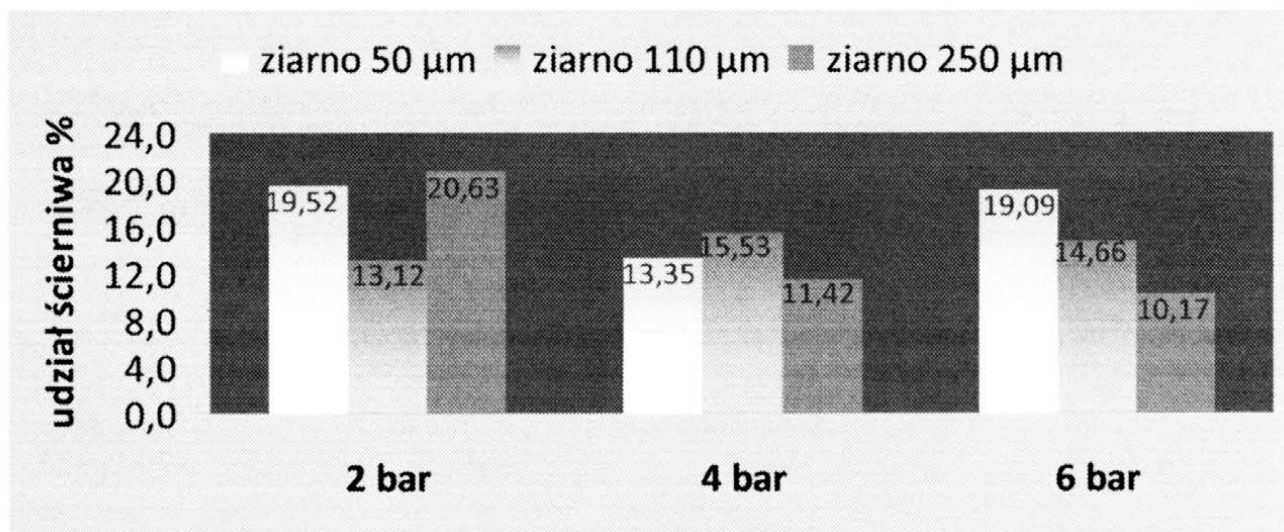
Ciśnienie robocze	Wielkość ziaren ścierniwa					
	50 μm		110 μm		250 μm	
	średnia	odch. st.	średnia	odch. st.	średnia	odch. st.
2 atm.	9,11	1,5	10,27	0,6	5,45	1,3
4 atm.	9,91	1,5	10,82	1,2	8,34	2,8
6 atm.	15,23	1,9	9,17	2,1	10,67	1,6



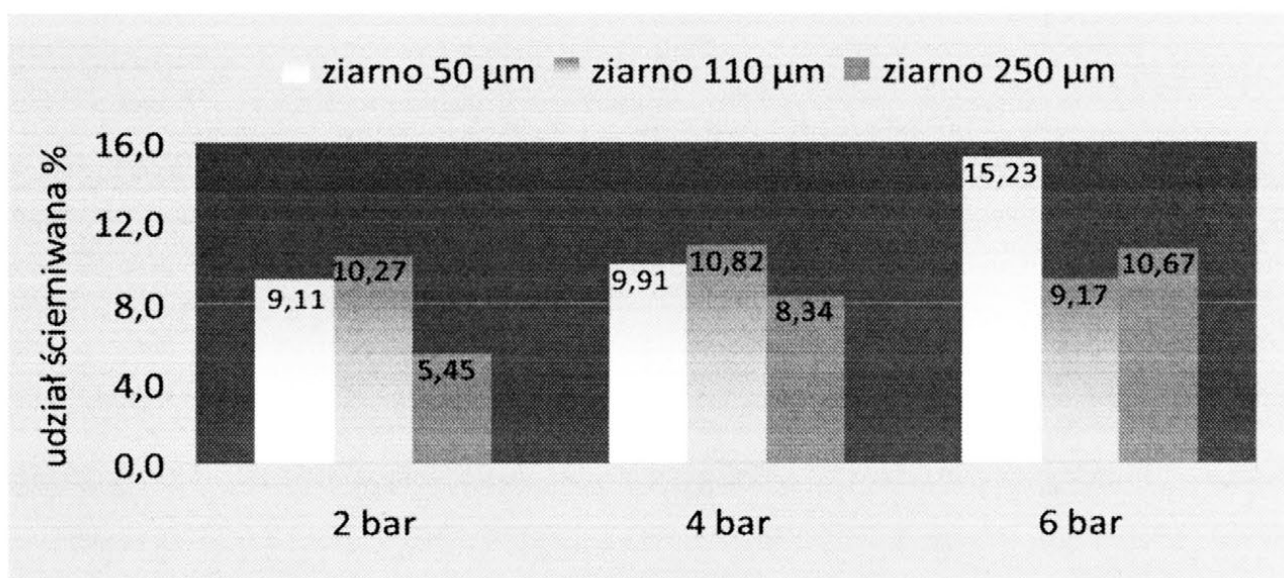
Rys. 5. Procentowy udział wbitych ziaren materiału ściernego podczas piaskowania powierzchni pod kątem 90°



Rys. 6. Procentowy udział wbitych ziaren materiału ściernego podczas piaskowania powierzchni pod kątem 60°



Rys. 7. Procentowy udział wbitych ziaren materiału ściernego podczas piaskowania powierzchni pod kątem 45°



Rys. 8. Procentowy udział wbitych ziaren materiału ściernego podczas piaskowania powierzchni pod kątem 30°

5. PODSUMOWANIE

Przeprowadzone badania wykazały że w strukturę stopu podczas obróbki strumieniowo-ścierniej są wbijane cząsteczki materiału ściernego. Ich udział jest znaczny. Powierzchnia próbki zajmowana przez wbite ziarna zajmuje kilkanaście procent, a w skrajnych przypadkach przekracza 25%.

Ilość wbitych ziaren zależy od parametrów procesu. Jak się należało spodziewać najistotniejszymi z nich są kąt piaskowania i ciśnienie czynnika roboczego.

Wraz ze zmianą kąta piaskowania na ostrzejszy wyraźnie zmniejsza się pole powierzchni zajmowanej przez wbity materiał ścierny. Zdecydowanie najmniejsza ilość wbitego materiału można zauważyć przy kącie ustawienia powierzchni 30° w stosunku do strumienia piasku, natomiast największe dla próbki ustawionej prostopadle do strumienia ściernego. Wraz ze wzrostem ciśnienia nośnika, jakim jest sprężone powietrze, wzrasta ilość wbitych cząstek ścierniwa. Jest to zauważalne dla wszystkich wielkości ziarna tego ścierniwa i objawia się większymi polami zaciemnionymi na powierzchni. Nie można natomiast zauważyć wyraźnej zależności ilości wbitych ziaren od wielkości ziarna używanego ścierniwa. Jednak wydaje się, że większe ziarna mniej wbijają się w obrabianą powierzchnię. Jest to prawdopodobnie związane z tym, że duże ziarna mają większą tendencję do odbijania się od powierzchni lub kruszą się i w tym przypadku tylko część ziarna ulega inkluzji w obrabianą powierzchnię.

Mając na uwadze dalszą pracę na tak spreparowanym podłożu i nałożenie warstw ceramiki najodpowiedniejsze było by opracowywanie powierzchni pod ostrym kątem strumieniem piasku, o średniej gradacji ziarna. Jednak tak obrabiona powierzchnia może nie mieć wystarczającego rozwinięcia koniecznego do właściwego połączenia mechanicznego z napalana ceramiką. W związku z powyższym wydaje się, że właściwy kąt obróbki powinien zawierać się pomiędzy 45° a 60° . Optymalnym ciśnieniem czynnika roboczego jest 4 atm. Zwiększenie go do 6 atm. powoduje zwiększenie ilości wbitych cząstek, natomiast obniżenie do 2 atm. podobnie jak przy zbyt małych kątach może nie zapewnić właściwego rozwinięcia powierzchni. Dobierając wielkość ścierniwa należy zwrócić uwagę na to, że powierzchnia piaskowana najgrubszym ścierniwem ($250\ \mu\text{m}$) charakteryzuje się dużymi wbitymi ziarnami ścierniwa, co może skutkować niekorzystnymi zmianami w nałożonej i wypalanej ceramice oraz dużymi miejscami potencjalnej koncentracji naprężeń mogącymi przyczynić się do pęknięcia ceramiki. W związku z tym, mimo iż obserwuje się na niej mniej wbitych cząstek, nie powinno się go stosować. Powierzchni opracowana ziarnem o wielkości $50\ \mu\text{m}$ zawierają więcej wbitych ziaren. Jako optymalne z przebadanych w niniejszej pracy wydaje się ziarno o wielkości $110\ \mu\text{m}$.

6. LITERATURA

- [1] Hofstede T.M. i wsp.: *Influence of metal surface finishing on porcelain porosity and beam failure loads at the metal-ceramic interface*. J. Prosthet. Dent., 2000, 84, s. 309-317.
- [2] Piotrowski P., Krysiński Z., Rzątownski Sz.: *Współczesne możliwości obróbki strumieniowo-ścierniej w postępowaniu laboratoryjnym i klinicznym*. Magazyn Stomatologiczny, 2003, XIII, 3, s. 20-23.
- [3] Grajek A. i wsp.: *Stan powierzchni i jakość połączenia metal-ceramika po piaskowaniu wstępnym*. Inżynieria Materiałowa, 2008, 6, s. 1082-1085.
- [4] Van Nickerk A.J., Ciaputa T.: *Nowoczesne uzupełnienia protetyczne*. Sztuka i rzemiosło. Teksty wybranc. Wyd. Elamed, Katowice 2007, s. 228-234.
- [5] Materiały informacyjne Heraeus Kulzer GmbH & Co. KG
- [6] Szala J.: *Zastosowanie metod komputerowej analizy obrazu do ilościowej oceny struktury materiałów*. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, 2001, z. 60.

THE INFLUENCE OF PARAMETERS OF THE ABRASIVE JET MACHINING PROCESSING ON THE NUMBER OF THE ELEMENTS STUBBLE STACKED IN THE SURFACE OF COBALT AND CHROME ALLOYS

ABSTRACT: The aim of applying the abrasive jet machining processing in dental technique is to prepare a surface for setting a compatible material – a dental porcelain. During the processing of the lose stubble the parts of it stick on the processing surface. Those elements may worsen the adhesion of the burnt clay, may cause the clay to crack and decrease the clay's quality. This paper will present the influence of the parameters of the abrasive jet machining on a number of the stubble's stacked elements.

^{*)} mgr Krzysztof PIETNICKI, Instytut Inżynierii Materiałowej, Politechnika Łódzka, ul Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź, Wyższa Szkoła Edukacji i Terapii w Poznaniu

^{**)} dr hab. inż. Leszek KLIMEK, Instytut Inżynierii Materiałowej, Politechnika Łódzka, ul Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź, Zakład Technik Dentystycznych Katedry Stomatologii Odtwórczej Uniwersytetu Medycznego w Łodzi, ul. Pomorska 251, 92-217 Łódź

**URZĄDZENIA TECHNOLOGICZNE
I ZAGADNIENIA EKONOMICZNE**

ANALIZA KINEMATYKI DOCIERAREK TARCZOWYCH

Adam Barylski^{*)}

STRESZCZENIE: *Przedstawiono symulację kinematyki docierania powierzchni płaskich. Opracowano modele symulacyjne standardowych układów kinematycznych. Stan płaskości powierzchni czynnej docieraka ma zasadniczy wpływ na płaskość powierzchni obrabianych. Decyduje o tym stosunkowo złożona kinematyka docierania.*

1. WSTĘP

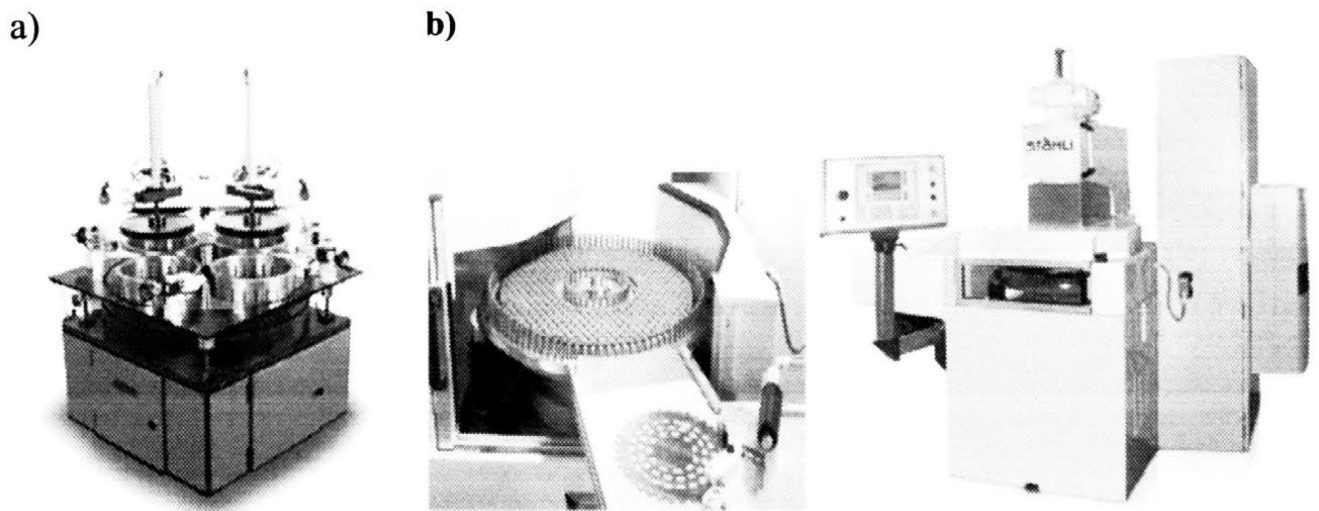
Współcześnie do docierania powierzchni płaskich wykorzystywane są głównie dwa układy kinematyczne: pierścieniowy – w docierarkach jednotarczowych i obiegowy – w docieraniu dwutarczowym. Prędkość względna w układzie docierak (tarcza docierająca) – przedmiot obrabiany jest jednym z podstawowych warunków obróbki. Kinematyka docierania decyduje o zużyciu kształtowym narzędzia, zaś wartość prędkości ma istotny wpływ na intensywność docierania. W standardowym układzie kinematycznym docierania elementów płaskich kształty trajektorii przedmiotów na docieraku mają zarys epicykloidalny, pericykloidalny, bądź hipocykloidalny, o różnym stopniu wydłużenia lub skrócenia.

Z wcześniej przeprowadzonych badań wynika, że o wydajności docierania, oprócz średniej prędkości v , decyduje także stosunek prędkości ekstremalnych $\lambda = v_{\max}/v_{\min}$ oraz wartość przyspieszenia stycznego a_t . Przykładowo, przy docieraniu wstępnym elementów stalowych zaleca się, aby $\lambda=5-10$, zaś $a_t=4-8 \text{ m/s}^2$; natomiast w obróbce wykańczającej należy dążyć do zapewnienia stałości prędkości względnej [7]. W docieraniu ceramiki technicznej zalecane wartości parametrów kinematycznych zawierają się w granicach, odpowiednio: $v=40-80 \text{ m/min}$ i $\lambda=2-4$ (w docieraniu wstępnym) oraz $v=80-100 \text{ m/min}$ i $\lambda=1-1,3$ (w docieraniu wykańczającym) [6]. Takie zróżnicowanie warunków kinematycznych umożliwi zmniejszenie głębokości powstających ewentualnych uszkodzeń warstwy wierzchniej obrabianych elementów. Mając to na uwadze, za

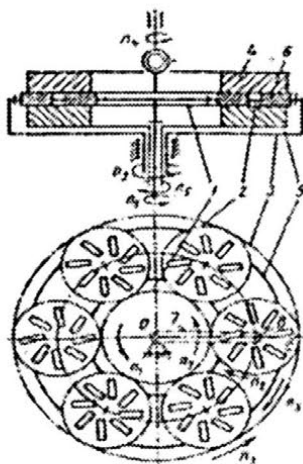
celową uznać należy ocenę układów kinematycznych aktualnie produkowanych docierarek tarczowych.

2. ANALIZA UKŁADÓW KINEMATYCZNYCH

Standardowe układy kinematyczny docierania jedno- i dwutarczowego powierzchni płaskich (rys.1) można przedstawić przy pomocy jednego układu uogólnionego (planetarnego) [1]; przy czym w przypadku analizy obróbki jednotarczowej (jednostronnej) wyobrażalne jarzmo 7 będzie nieruchome ($n_7 = 0$) – rysunek 2.



Rys. 1. Przykłady współcześnie produkowanych docierarek tarczowych: a) docierarka jednotarczowa 4R-1200 firmy Peter Wolters [4], b) obrabiarka dwutarczowa ZL501GIII firmy Stähli [3]



- 1 – wewnętrzny wieniec kołkowy (lub pierścień o uzębieniu zewnętrznym),
- 2 – separator,
- 3 – zewnętrzny wieniec kołkowy (lub pierścień o uzębieniu wewnętrznym),
- 4 – docierak górny,
- 5 – docierak dolny,
- 6 – przedmiot docierany,
- 7 – wyobrażalne jarzmo

Rys. 2. Schemat kinematycznego układu planetarnego docierania powierzchni płaskich [2]

Dla takiego układu kinematycznego prędkość separatora 2 i wyobraźnego jarzma 7, względem docieraka 5, określają zależności:

$$n_{2,5} = n_2 - n_5 = \frac{n_{3,5} (1 - i_{1,3} \frac{z_1}{z_3})}{1 - \frac{z_1}{z_3}} \quad (1)$$

$$n_{7,5} = n_7 - n_5 = \frac{n_{3,5} (1 + i_{1,3} \frac{z_1}{z_3})}{1 + \frac{z_1}{z_3}} \quad (2)$$

gdzie: $n_{3,5} = n_3 - n_5$ (3)

$$i_{1,3} = \frac{n_1 - n_5}{n_3 - n_5} \quad (4)$$

zaś: z_1 – liczba zębów (kołków) wieńca 1,
 z_3 – liczba zębów (kołków) wieńca 3.

Prędkość w ruchu względnym dowolnego punktu C przedmiotu zmienia się od $v_{\max} = v_B + v_{CB}$ do $v_{\min} = v_B - v_{CB}$, gdzie v_B – prędkość środka B separatora, v_{CB} – prędkość punktu C przedmiotu względem środka B separatora. Przyjmując, że prędkość średnia:

$$V = \frac{L_C}{T_C} = V_B = \frac{V_{\max} + V_{\min}}{2} \quad (5)$$

to: $V_B = 2\pi n_{7,5} r_7$ (6)

gdzie: L_C – długość trajektorii punktu C,
 T_C – czas cyklu,
 r_7 – promień wyobraźnego jarzma OB,

a więc:

$$\lambda = \frac{V_{\max}}{V_{\min}} = \frac{1 + |i_{2,7}| \frac{r_C}{r_7}}{\left| 1 - |i_{2,r}| \frac{r_C}{r_7} \right|} \quad (7)$$

gdzie:

$$i_{2,7} = \frac{n_2 - n_5}{n_7 - n_5} \quad (8)$$

czyli:

$$V_{\max} = \frac{2\lambda \cdot V_B}{\lambda + 1} \quad (9)$$

$$V_{\min} = \frac{2V_B}{\lambda + 1} \quad (10)$$

Wartość przełożenia $i_{2,7}$ określa kształt trajektorii punktu C przedmiotu względem docieraka 5, przy czym gdy:

$i_{2,7} < 0$ występuje hipocykloida,

$0 < i_{2,7} < 1$ pericykloida,

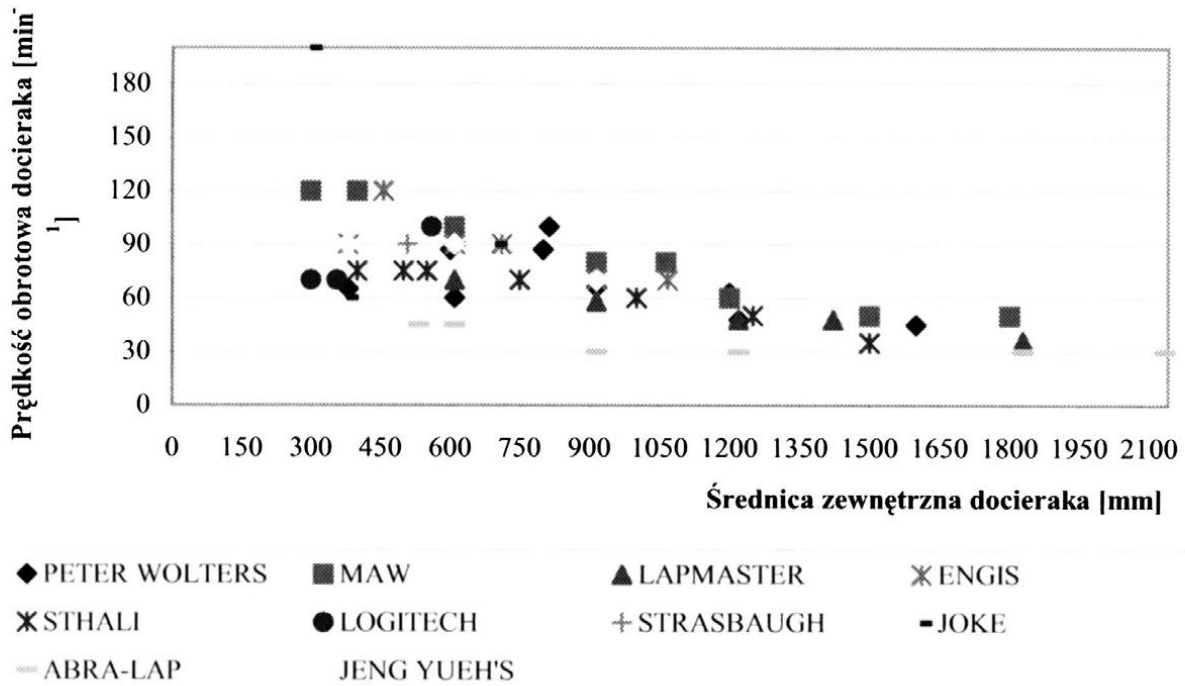
zaś dla $i_{2,7} > 1$ epicykloida.

Stopień wydłużenia lub skrócenia krzywych wyznaczyć można na podstawie wartości wskaźnika W_R , jako:

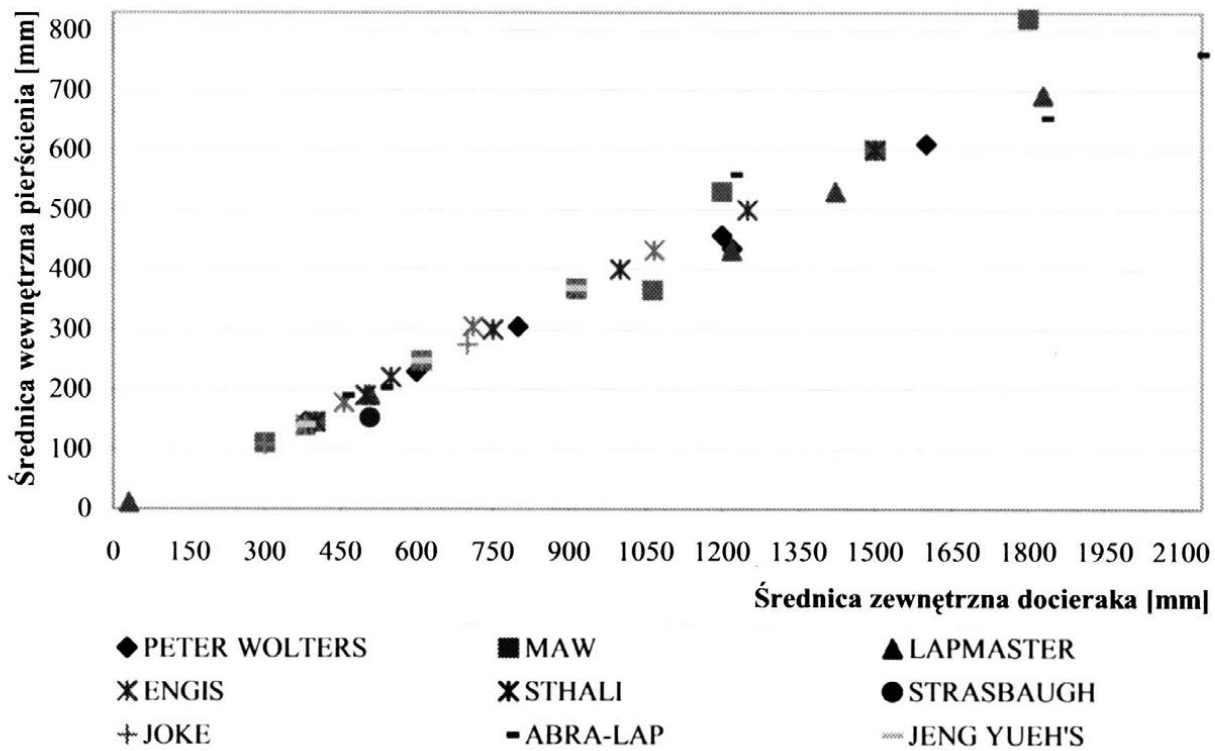
$$W_R = \frac{r_7}{|i_{2,7}| r_C} \quad (11)$$

przy czym dla $W_R > 3$ wystąpi skrócenie, zaś dla $W_R < 0,33$ – wydłużenie krzywych cykloidalnych. Mając wyżej wymienione granice na uwadze, wyznaczyć można wartość promienia $r_{c\ gr}$ – jako odległość rozpatrywanego punktu przedmiotu od środka separatora, dla którego nastąpi zmiana kształtu trajektorii.

Analizą objęto docierarki jednotarczowe czołowych producentów światowych. W przypadku obrabiarek dwutarczowych wybrano firmę Peter Wolters. Na rysunku 3 i 4 przedstawiono charakterystykę kinematyczną i geometryczną produkowanych aktualnie docierarek jednotarczowych.

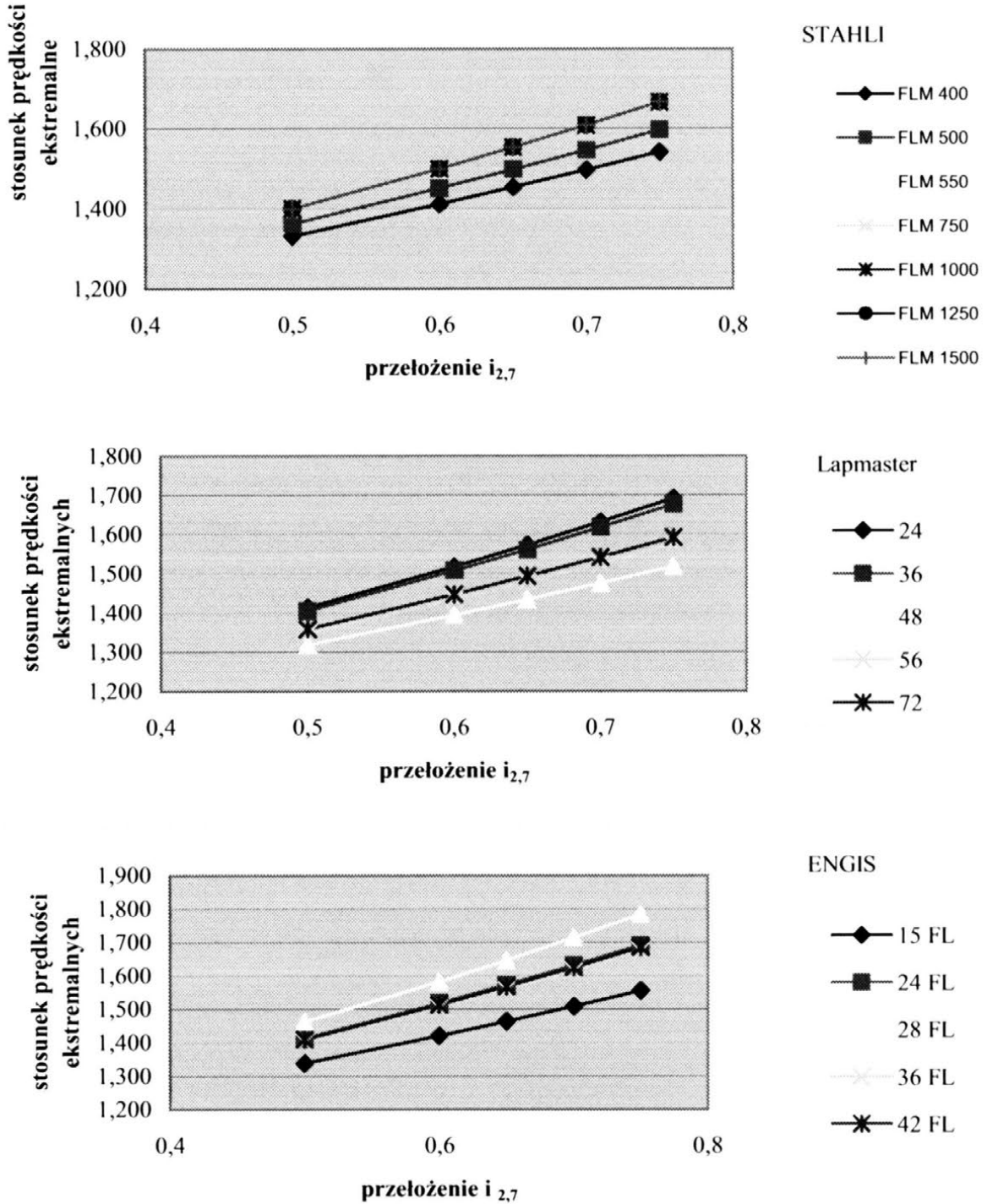


Rys. 3. Podstawowa charakterystyka kinematyczno-geometryczna docierarek jednotarczowych

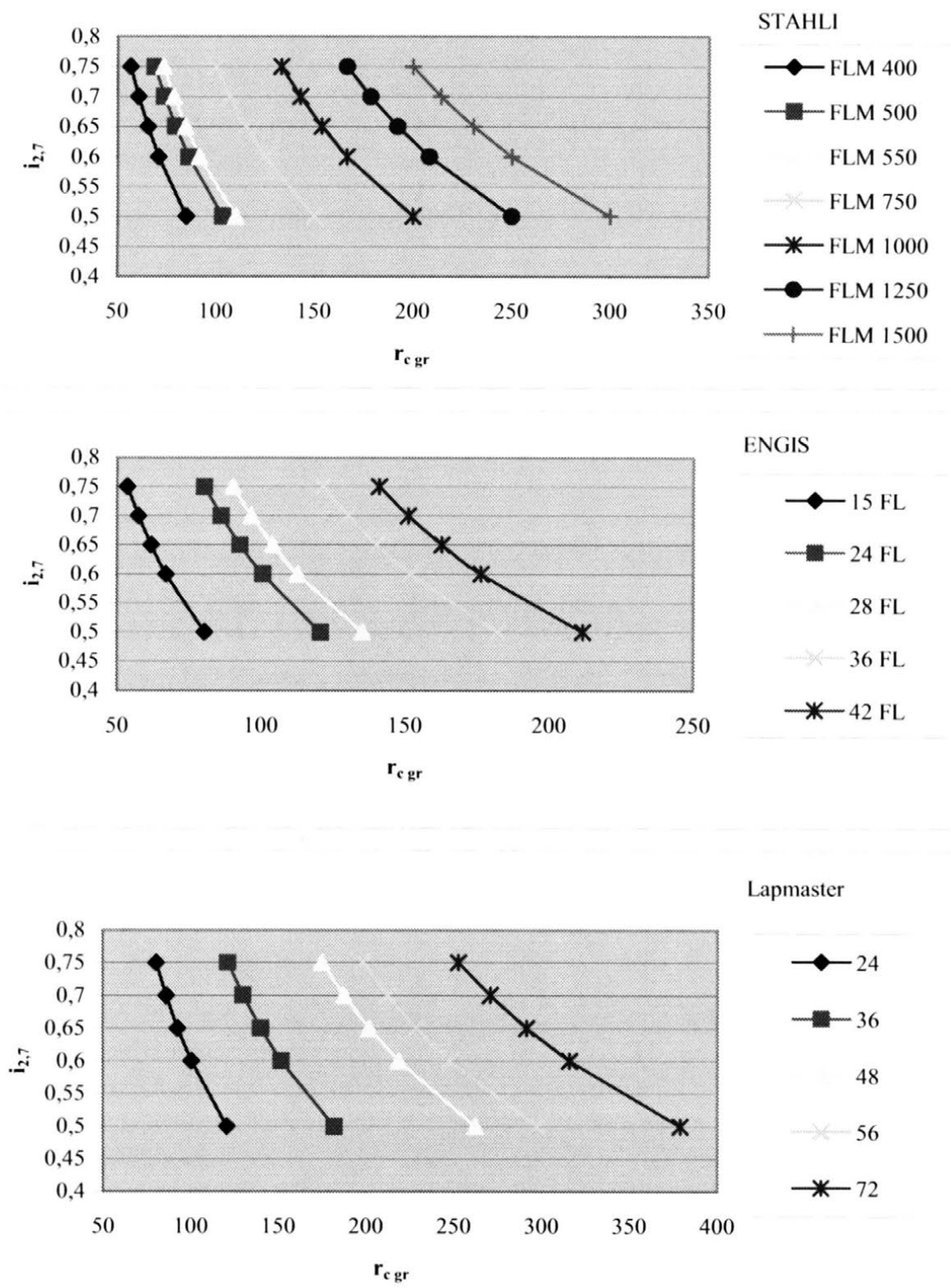


Rys. 4. Korelacja pomiędzy średnicą zewnętrzną docieraka i średnicą wewnętrzną pierścienia prowadzącego w docierarkach jednotarczowych

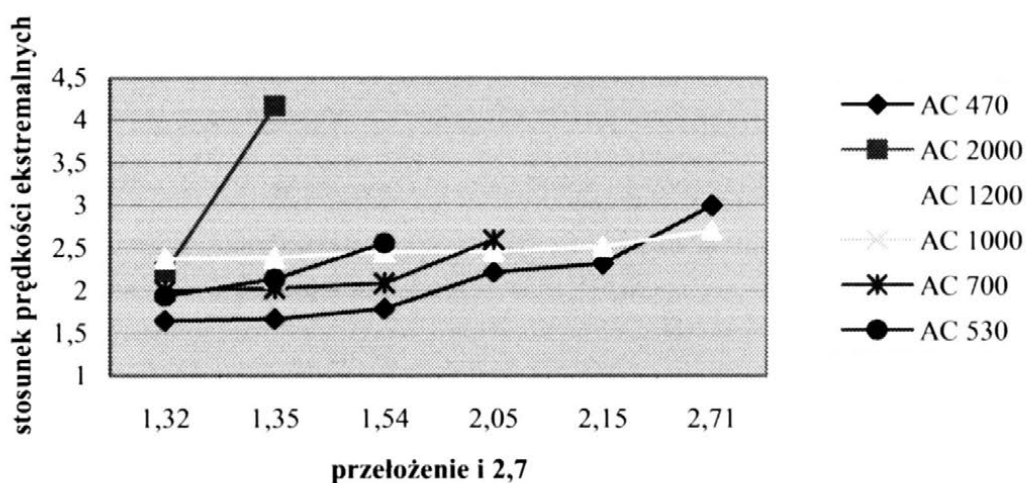
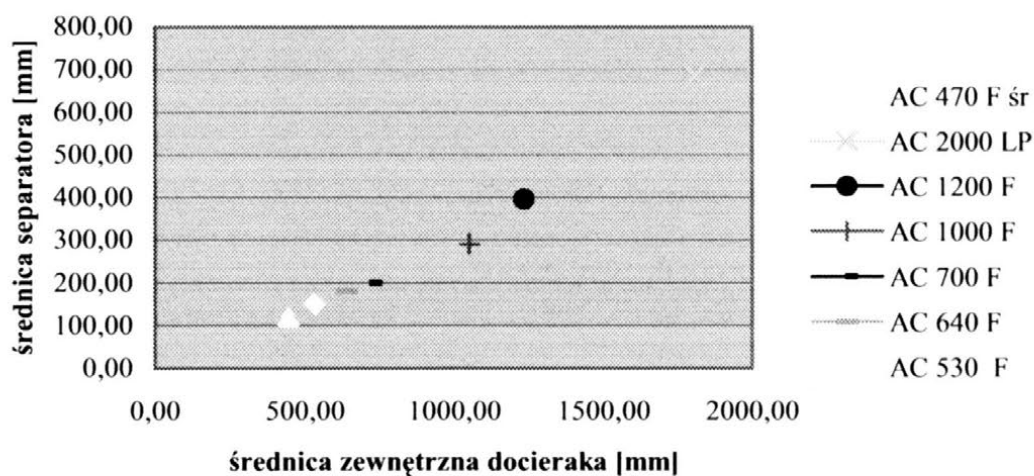
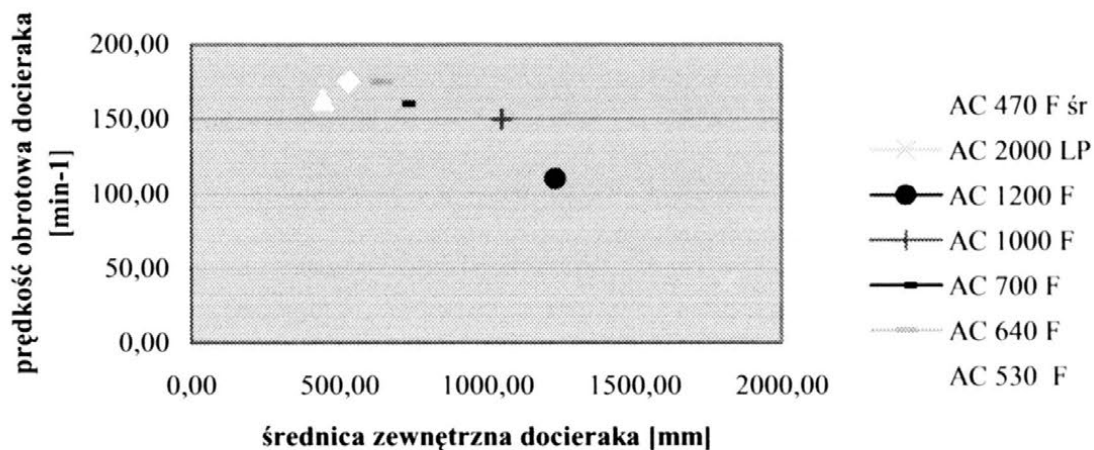
Przykłady obliczeń [5], stosunku względnych prędkości ekstremalnych λ i przełożenia $i_{2,7}$ (pomiędzy separatorem, a wyobraźalnym jazmem układu), określającego kształt trajektorii w docieraniu jednotarczowym, podano na rysunku 5 i 6, zaś dla docierarek dwutarczowych na rysunku 7 i 8.



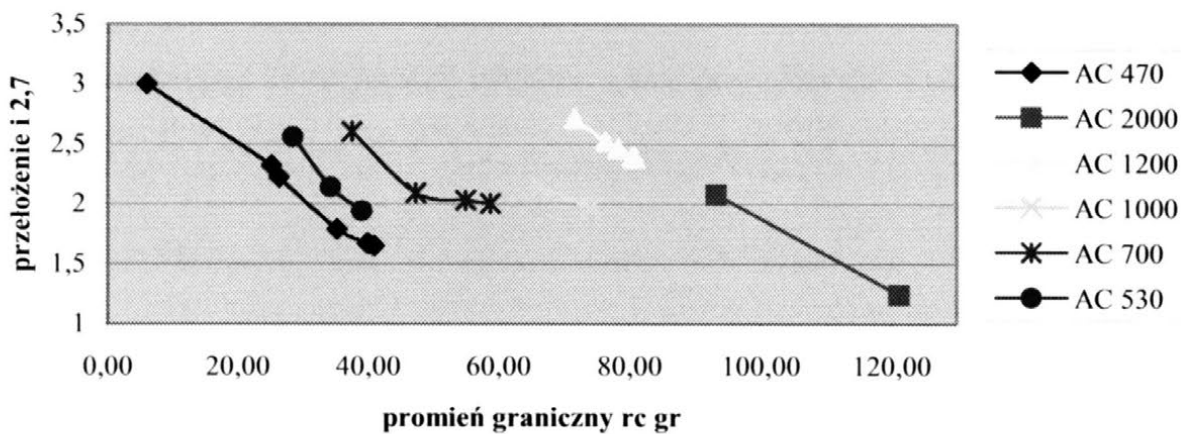
Rys. 5. Zależność stosunku prędkości ekstremalnych od promienia $i_{2,7}$ dla wybranych docierarek jednotarczowych (o różnych średnicach tarcz)



Rys. 6. Zależność promienia granicznego r_{cgr} od charakterystycznego promienia $i_{2,7}$ dla wybranych docierarek jednotarczowych (o różnych średnicach tarcz)



Rys. 7. Charakterystyka współcześnie produkowanych docierarek dwutarczowych firmy Peter Wolters



Rys. 8. Zależność pomiędzy promieniem granicznym $r_{c\ gr}$ a przełożeniem $i_{2,7}$ dla docierarek dwutarczowych firmy Peter Wolters

Porównując współcześnie produkowane docierarki tarczowe, łatwo zauważyć szeroki zakres proponowanych średnic tarcz docierających (już od 300 mm), co jest oczywiste ze względów praktycznych (zarówno w aspekcie wymiarów obrabianych przedmiotów, jak i skali ich wytwarzania).

3. PODSUMOWANIE

Z przeprowadzonych analiz wynika, że najczęściej występującym kształtem trajektorii przedmiotów w docieraniu tarczowym jest pericykloida. Stosunek zaś prędkości ekstremalnych zawiera się w przedziale $\lambda=1-1,5$; co umożliwi realizację obróbki wykańczającej. Stwierdzono także, iż wraz ze zwiększeniem przełożenia $i_{2,7}$ zmniejsza się wartość promienia granicznego (r_{cgr}), dla którego następuje zmiana kształtu trajektorii. W przypadku analizowanych docierarek jedotarczowych jest nią pericykloida, zaś w docieraniu dwutarczowym – epicykloida.

W większość analizowanych typów docierarek, wielkości kinematyczno-geometryczne mają przebieg zbliżony do liniowego, zaś napęd bezstopniowy elementów układu wykonawczego umożliwia stosunkowo duży zakres zmienności warunków kinematycznych. Ma to istotny wpływ na płaskość obrabianych elementów. Problematyka ta będzie przedmiotem dalszych analiz modelowych i badań.

4. LITERATURA

- [1] Barylski A.: *Analiza układów kinematycznych docierarek do płaszczyzn*. [W] Materiały Sympozjum "Wybrane problemy projektowania procesów technologicznych". Gdańsk–Sobieszewo 26-27.05.1994. Katedra TBM PG, 1994, s.170-185.
- [2] Ermakova I.N., Savelova AA.: *Rasčet režimov raboty plaskodovodočnych stankov s planetarnym ispolnitel'nym machanizmom*. Stanki i Instr.,1977, nr4, s.7-9.
- [3] <http://www.stahli.com> (2010)
- [4] <http://www.peter-wolters.com> (2010)
- [5] Kałna P.: *Analiza kinematyki docierarek tarczowych*. PG, Wydz. Mech., Katedra TMiAP, pr.dypl., prowadz. pr. A. Barylski, Gdańsk, 2010.
- [6] Orlov P.N.: *Kačestvo poverchnostnogo sloja kremnija posle almaznoj dovodki*. Almazny. Naučno-technič. ref. sb. (NIIMAŠ), 1973, vyp.7.
- [7] Orlov P.N., Poluchin V.A.: *Vlijanie režimov abrazivnoj dovodki na kačestvo poverchnostnogo sloja stal'nych detalej*. Technologija proizvodstva, naučnaja organizacija truda i upravlenija.Naučno-technič. ref. sb. (NIIMAŠ), 1972, vyp.9.

KINEMATICS ANALYSIS OF DISC LAPPING MACHINES

ABSTRACT: *Simulation analysis of the lapping machine kinematic system for planes is presented. We have developed a simulation models of standard kinematic systems. The flatness of working surface of a lapping tool has the essential influence on work surface. Relatively complex lapping kinematics is also an important factor.*)*

*) dr hab. inż. Adam BARYLSKI, prof. nadzw. PG, Politechnika Gdańska, Wydział Mechaniczny, Katedra Technologii Maszyn i Automatykacji Produkcji, ul. G. Narutowicza 11/12, 80-233 Gdańsk

ZMIERZCH GRAWITACYJNYCH WYRÓWNOWAŻAREK DO ŚCIERNIC

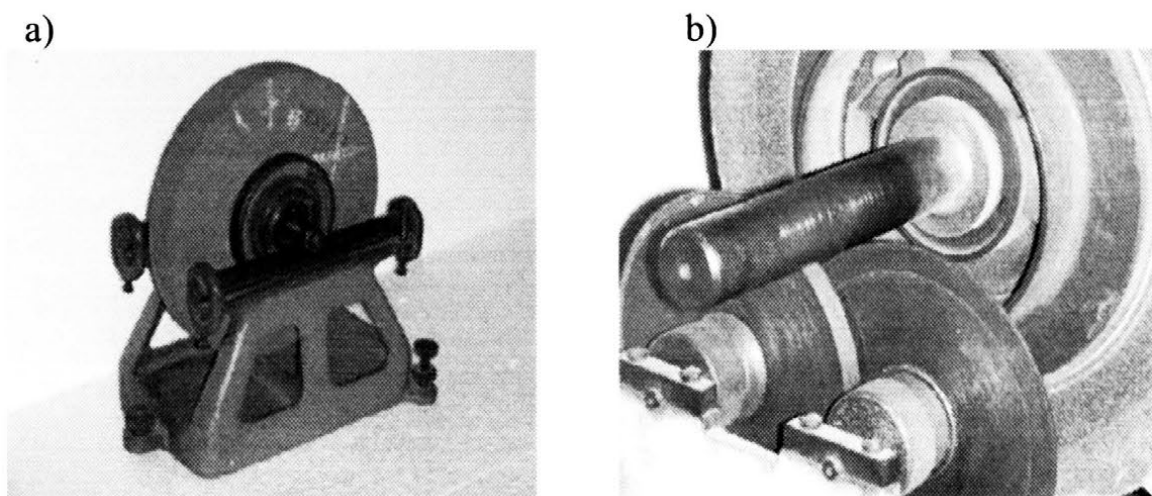
Czesław Niżankowski^{*)}, Tadeusz Otko^{**)}, Wojciech Woźniak^{***)}

***STRESZCZENIE:** Wraz ze wzrostem stosowanych w przemyśle prędkości szlifowania zachodzi konieczność zwiększenia dokładności statycznego wyrównowywania ściernic. Oczekiwanie to przekracza możliwości techniczne używanych dotychczas wyrównoważarek grawitacyjnych różnych typów. W artykule wskazano, że rozwiązaniem tej sytuacji jest wdrożenie do eksploatacji nowoczesnych wag momentowych i opisano sposób statycznego wyrównowywania ściernicy przy ich użyciu.*

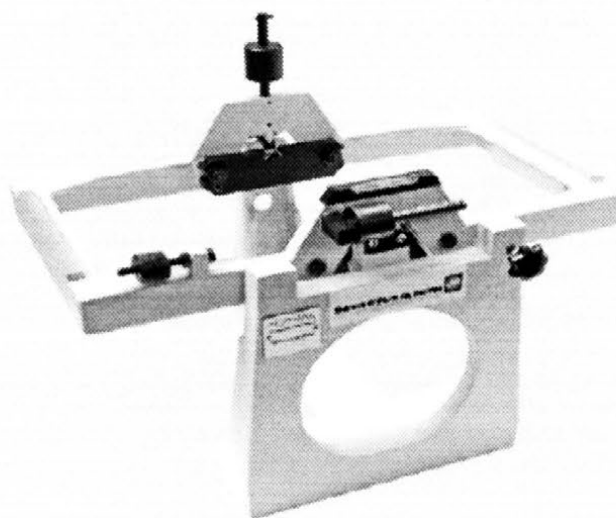
1. WSTĘP

Niniejszy artykuł stanowi kontynuację cyklu artykułów i wewnętrznych sprawozdań opracowanych w Instytucie Technologii Maszyn i Automatykacji Produkcji Politechniki Krakowskiej blisko 15 lat temu. Już wówczas wykazano, że całkowita dowolność w doborze typu wyrównoważarki grawitacyjnej, bądź też stosowanych w niej prowadnic powoduje istotne różnice w ocenie statycznego niewyrównoważenia ściernicy. W związku z tym zaproponowano w projekcie normy PN/M – 59118 przyjęcie poprawkowych współczynników, uwzględniających rodzaj i typ wyrównoważarki oraz masę oprawki i ściernicy przy doborze wyrównoważarki grawitacyjnej, w zależności od żądanej dokładności wyrównowywania statycznego ściernicy. Ponadto wyrażono przypuszczenie, że w przyszłości, ze względu na zdecydowanie niższą od wyrównoważarek grawitacyjnych mimośrodowość resztkową (4 – 5 μm wobec 10 - 30 μm), wagi momentowe będą stosowane częściej w procesie statycznego wyrównowywania ściernic [4]. Ze względu na to, że w okresie ostatnich 15 lat średnia prędkość szlifowania wzrosła z 30 m/s do 60 m/s (a więc o 100%), co zdecydowanie podniosło wymagania dotyczące dokładności statycznego wyrównowywania ściernic, przewidywany zmierzch grawitacyjnych wyrównoważarek statycznych następuje współcześnie. Jednym z pionierów tych zmian jest znana w świecie z produkcji precyzyjnych szlifierek, niemiecka firma Geibel & Hotz GmbH

z Hombergu. Zaoferowała ona na rynku ciekawą i udaną konstrukcję wagi momentowej do statycznego wyrównoważania ściernicy metodą dwóch ciężarków korekcyjnych. Zbliżone konstrukcyjnie wagi momentowe oferuje aktualnie na rynku kilka innych firm (np. Hofmann GmbH).



Rys. 1. Najczęściej stosowane typy wyrównowazarek do statycznego wyrównoważenia ściernic: a) liniałowa, b) dwutarczowa



Rys. 2. Waga momentowa firmy Hofmann do wyrównoważania ściernic [2]

2. STATYCZNE WYRÓWNOWAŻANIE ŚCIERNIC METODĄ DWÓCH CIĘŻARKÓW KOREKCYJNYCH

Metoda dwóch ciężarków korekcyjnych cechuje się niezwykle prostotą, co zdecydowanie obniża pracochłonność technologicznej operacji wyrównoważania statycznego ściernicy. Wyrównoważaną ściernicę, po zamocowaniu w oprawce,

osadza się na trzpieniu do wyważania i całość ustawia się na wyrównoważarce grawitacyjnej w pozycji, w której środek ciężkości ściernicy wyznacza grawitacyjnie jej położenie. Położenie przeciwne do położenia środka ciężkości zaznacza się kreską. Następnie jednakowe ciężarki korekcyjne G_1 i G_2 umieszcza się zawsze symetrycznie względem tej kreski, przesuwając je jednocześnie o jednakowy kąt α (patrz rys 3). Przesuwanie powinno trwać dotąd, aż spełniona zostanie nierówność

$$G \cdot r = (G_1 + G_2) h \quad (1)$$

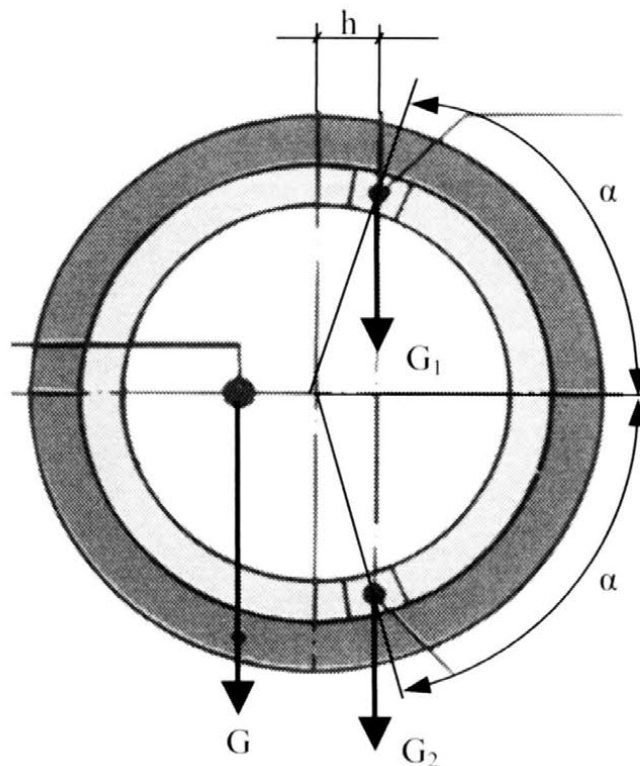
gdzie:

G – ciężar środka ciężkości ściernicy,

R – promień niewyważenia,

G_1, G_2 – ciężarki korekcyjne,

h – odległość ciężarków korekcyjnych od osi obrotu ściernicy.



Rys. 3. Statyczne wyrównywanie ściernicy metodą dwóch ciężarków korekcyjnych

Metoda ta, powszechnie stosowana w praktyce przemysłowej, ma jednak dwie podstawowe wady. Pierwsza z nich sprowadza się do faktycznego braku możliwości sprawdzenia, czy oba kąty α są jednakowe. Może to skutkować brakiem statycznego wyrównowania w jednej płaszczyźnie, co rzutuje na

dokładność tego procesu. Druga wada polega na tym, że nie znamy odległości h nastaw ciężarków korekcyjnych, co powoduje konieczność dochodzenia do właściwej wartości h metodą kolejnych przybliżeń. Skutkuje to zwiększeniem pracochłonności procesu statycznego wyrównoważenia ściernicy. Modyfikacja procesu statycznego wyrównoważenia ściernicy metodą dwóch ciężarków korekcyjnych zastosowana na wagach momentowych nie posiada uprzednio wskazanych wad. Wynika to zarówno z samej konstrukcji wagi (ruchoma rama, poziomnica), jak i z umieszczonego na szablonie nomogramu.

3. OPIS PROCESU STATYCZNEGO WYRÓWNOWAŻANIA ŚCIERNICY NA WADZE MOMENTOWEJ FIRMY G&H

3.1. Ustawienie wagi

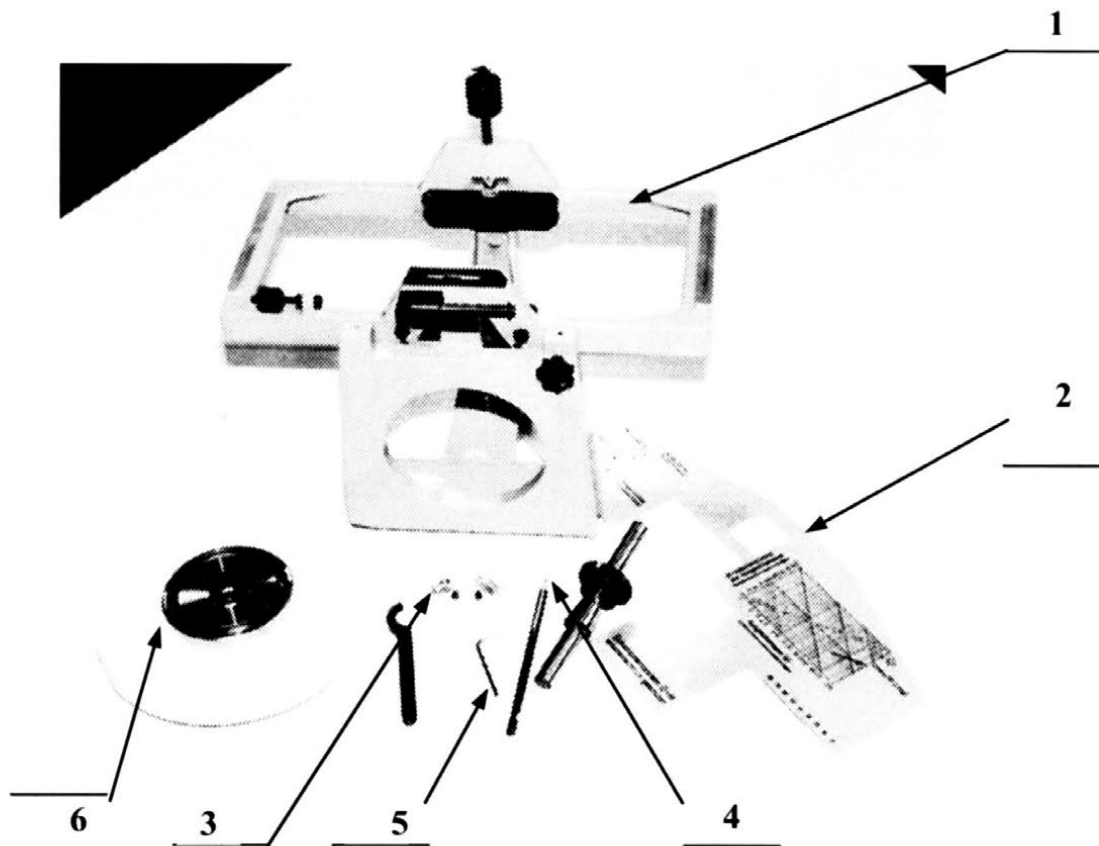
Przed rozpoczęciem statycznego wyrównoważenia ściernicy na wadze momentowej należy wagę ustawić na stabilnej, płaskiej i wypoziomowanej płaszczyźnie, tak by można było pracować w pozycji siedzącej. Rama wagi powinna być założona i zaaretowana.

3.2. Wyrównoważanie ściernicy z zastosowaniem wagi do wyważania

Aby wrzeciono szlifierki pracowało spokojnie i stabilnie ściernica musi zostać wyrównowazona. Niewyważenie powstaje, ponieważ ściernica jest zazwyczaj montowana z pewną niewspółosiowością na trzpieniu wrzeciona (średnica otworu tarczy jest zazwyczaj nieco większa od średnicy kołnierza). Ponadto ściernica nie stanowi korpusu homogenicznego, tzn. w objętości ściernicy występują strefy o zróżnicowanej porowatości, a więc o zróżnicowanej masie [1, 2]. Narzędzia potrzebne do wyrównoważenia ściernicy pokazano na rysunku 4.

3.3. Czynności procesu statycznego wyrównoważenia ściernicy

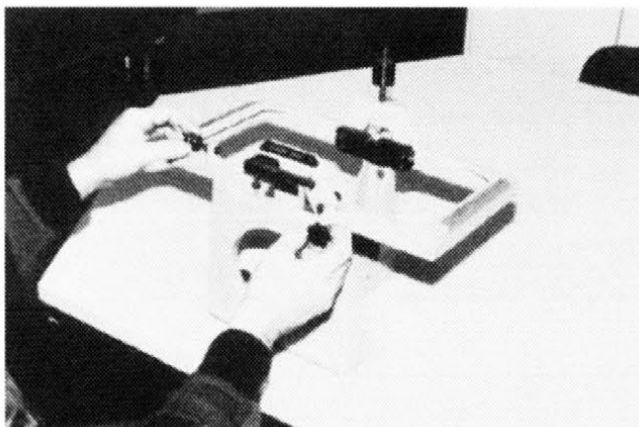
- Wagę do wyważania należy ustawić na stabilnej, płaskiej i wypoziomowanej podstawie np. na stole, tak by można było pracować w pozycji siedzącej.
- Rama wagi powinna być założona i zaaretowana (zablokowana).
- Śrubą justującą (po lewej stronie) ustawić wagę w położeniu poziomym. Poziomica na zaaretowanej ramie wagi służy, jako urządzenie kontrolne.



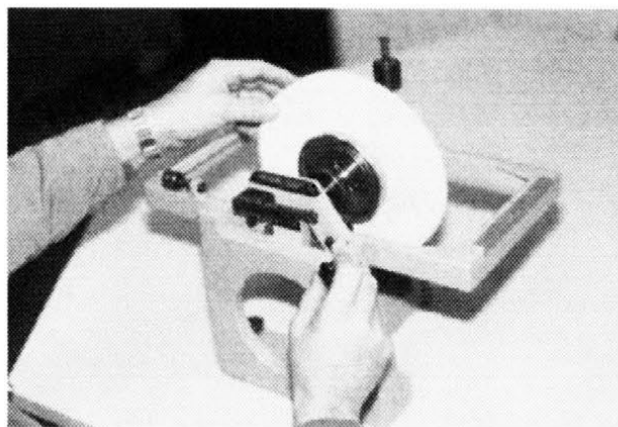
Rys. 4. Widok ogólny wagi momentowej firmy Geibel & Hotz GmbH [1]

1. Rama wagi momentowej 2. Szablon z nomogramem 3. Ciężarki korekcyjne wraz z kluczem imbusowym; 4. Trzpień do wyrównywania; 5. Mazak; 6. Ściernica wraz z zamontowaną oprawą.

- Należy uważać, aby rama wagi pozostawała wolna i masa wyważająca (z przodu) ustawiona była na krańcowym, lewym zderzaku.

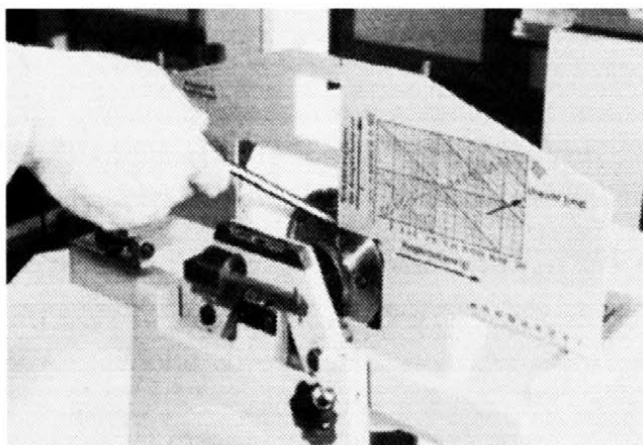


Rys. 5. Nastawianie wagi do wyrównywania ściernic

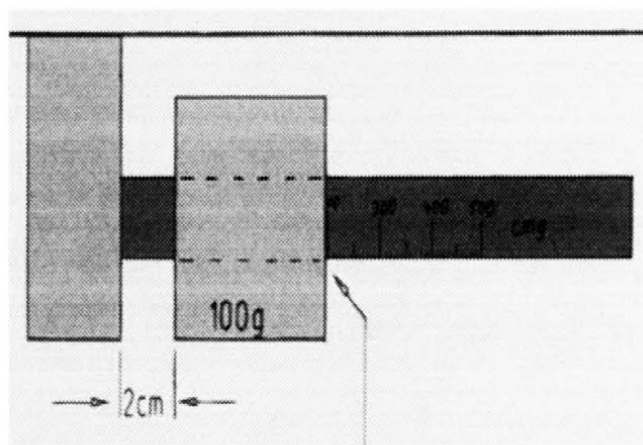


Rys. 6 Wyznaczanie dolnego położenia niewyważenia ściernicy.

- Po zwolnieniu blokady waga musi znajdować się w położeniu poziomym, ewentualnie należy ją wyjustować lewym obciążnikiem (rysunek 5).
- Trzpień do wyrównywania wprowadza się do oprawy ściernicy i zaciska.
- Ściernicę umieszcza się na zaaretowanej wadze do wyrównywania.
- Po zwolnieniu blokady, przy powolnym obracaniu ściernicy, szuka się niewyważenia. Rama wagi dąży do położenia poziomego (kontrola za pomocą poziomnicy).
- Przy dolnym położeniu niewyważenia rama wagi zacznie przechylać się to w jedną, to w drugą stronę, co oznacza niestabilną równowagę, (rysunek 6).



Rys. 7. Zaznaczanie pionowej osi niewyważenia

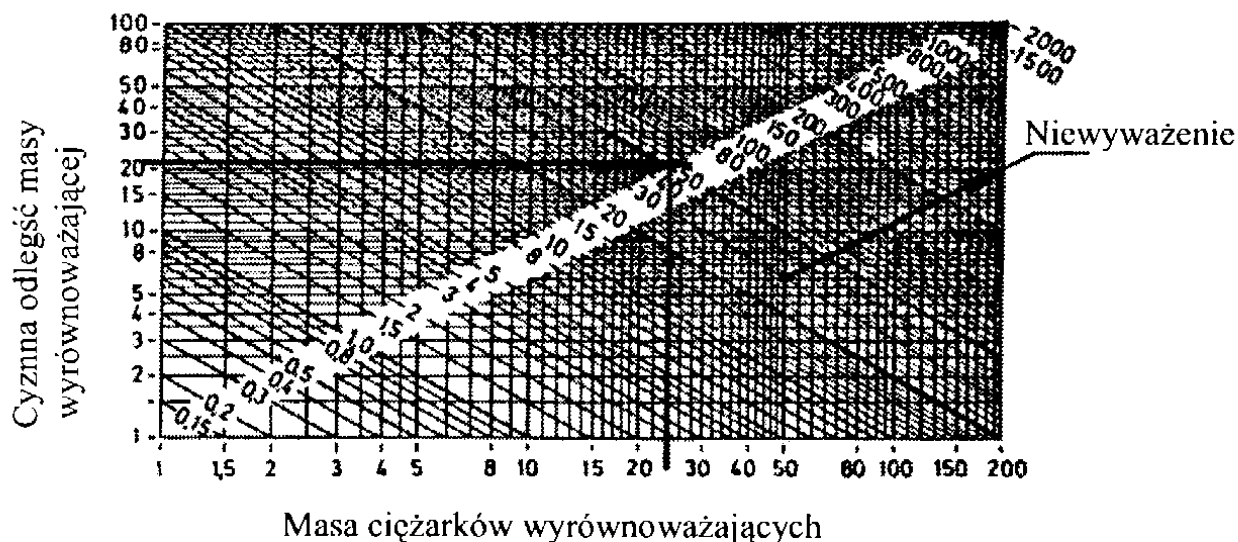


Rys. 8. Przesuwany odważnik oraz skala wartości momentu niewyważenia

- Szablon ustawia się przed ściernicą tak, aby oparł się o zderzak z prawej strony.
- Mazakiem zaznacza się na oprawie pionową oś niewyważenia u góry i u dołu. (rysunek 7).
- Ściernicę obraca się o 90° tak, aby niewyważenie znalazło się po lewej stronie. Za pomocą poziomej krawędzi szablonu kontroluje się, czy zaznaczona mazakiem oś dokładnie znajduje się w położeniu poziomym.
- Szablon zdejmuje się.
- Niewyważenie może być teraz zważone, to znaczy wagę należy doprowadzić do stanu równowagi, przesuwając masę wyrównowazającą wagi (rys. 8).
- Na skali wagi odczytuje się pożądany moment wyrównowazający (w cmg).

Przykład: Odczytane na wadze niewyważenie wynosi 50 cmg. Obciążniki segmentowe mas wyrównowazających mają 24 g. Punkt przecięcia $24g / 50 \text{ cmg} = 22 \text{ mm}$. Odległość czynna „h” masy wyrównowazającej wynosi 22 mm.

Na podstawie nomogramu (rys. 10) na szablonie wyznacza się odległość czynną „h” masy wyrównowazającej, tzn. ustala się punkty, w których powinny być umocowane ciężarki wyrównowazające w rowkach oprawki ściernicy.



Rys. 10. Nomogram do wyznaczania wartości wielkości „h” w zależności od masy ciężarków i określonego niewyrównowazania (gcm) [1]

- Zakłada się szablon i zaznacza się prawy znacznik na wyznaczonej wartości
- odległości czynnej (w przykładzie 22 mm).
- Wzdłuż pionowej krawędzi szablonu markuje się mazakiem pionową oś na górze i na dole na oprawie ściernicy.
- Ciężarki wyrównowazające mocuje się środkowo względem znaczników.
- Jeśli wyrównowazanie ściernicy wykonane jest prawidłowo, to waga w każdej pozycji ściernicy musi wykazywać położenie równowagi.
- Jeśli stwierdzi się małe odchyłki od wyrównowazania, to obie masy segmentowe należy nieznacznie przestawić, po równo do wewnątrz lub na zewnątrz w stosunku do niewyważenia.

Przed przystąpieniem do pracy, ściernica po zamontowaniu musi być prawidłowo obciągnięta.

4. PODSUMOWANIE

Zarówno konstrukcja, jak i sposób eksploatacji wagi momentowej do statycznego wyrównowazania ściernic cechują się prostotą. Wyrównowazanie ściernic przy zastosowaniu wag momentowych wypiera obecnie z przemysłu technikę opartą na wyrównowazarkach grawitacyjnych z uwagi na mniejszą

pracochłonność i wyższą dokładność wyrównowazania. Jednakże wagi momentowe nie nadają się do wyrównowazania ściernic o dużych wysokościach.

5. LITERATURA

- [1] Geibel & Hotz GMBH: *Bedienerführung im Dialogverfahren, Schleif-Fibel*. Schleiftechnikum der GmbH, Homberg 2009, s. 33 – 39.
- [2] <http://www.auswuchttechnik.de/uploads/media/auswuchtwaage-aw-1000.pdf>
- [3] Łączkowski R.: *Wyważanie elementów wirujących*. WNT, Warszawa 1999.
- [4] Nizankowski Cz., Przybylski L.: *Badania efektów statycznego wyrównowazania ściernic na wyrównowazarkach różnych konstrukcji*. Prace Naukowe ITM i AP PWR. Ofic. Wyd. PWR, Nr 59, V 24, Wrocław 1995, s. 277-283.

UNTERGANG GRAVITÄTISCHER AUSWUCHTVORRICHTUNGEN FÜR SCHLEIFSCHEIBEN

ABSTRACT: Mit ständig wachsenden Schleifgeschwindigkeiten bei der Industrie, ein genaues statisches Schleifscheibenauswuchten gewinnt immer mehr an Bedeutung. Dieses Erwarten überwächst technischen Möglichkeiten der bisherbenutzten gravitatischen Auswuchtvorrichtungen verschiedener Typen. Im Artikel wurde hingewiesen, dass eine Anwendung von modernen Auswuchtwaagen kann eine Lösung des Problems sein. Es wurde beschrieben eine Methode der statischen Auswuchten von Schleifscheibe mit Hilfe einer Auswuchtwaage.

^{*)} dr hab. inż. Czesław NIŻANKOWSKI, Politechnika Krakowska, Instytut Technologii Maszyn i Automatykacji Produkcji

^{**)} dr. inż. Tadeusz OTKO, Politechnika Krakowska, Instytut Technologii Maszyn i Automatykacji Produkcji

^{****)} mgr. inż. Wojciech WOŹNIAK, Politechnika Krakowska, Instytut Technologii Maszyn i Automatykacji Produkcji

EKONOMIKA PROCESU WYTWARZANIA OGNIW FOTOWOLTAICZNYCH METODĄ CIĘCIA STRUNOWEGO

Magdalena Wiśniewska^{*)}

STRESZCZENIE: *W pracy przedstawiono zagadnienie produkcji podłoży na fotoogniwa. Omówiono stosowane materiały oraz kierunki rozwoju fotowoltaiki. Szczególną uwagę poświęcono kosztom produkcji fotoogniw oraz sposobom ich redukcji dzięki wykorzystaniu nowoczesnych metod cięcia strunami ściernymi.*

1. WPROWADZENIE

Promieniowanie słoneczne stanowi efektywne i niewyczerpalne źródło energii. Ogniwo o powierzchni 1 m² może wygenerować około 100 W. Aby zwiększyć sprawność ogniw oraz obniżyć koszty wytwarzania, a tym samym sprowadzić koszty energii produkowanej przez ogniwa do poziomu porównywalnego z kosztami energii wyprodukowanej z konwencjonalnych źródeł, prowadzone są badania nad nowymi technologiami wytwarzania oraz materiałami stosowanymi na fotoogniwa.

Pomimo ciągłych badań podstawowym materiałem, wykorzystywanym do produkcji ogniw fotowoltaicznych, pozostaje krzem (obecnie 82% światowej produkcji), który jest bardzo drogim surowcem, przez co koszty produkcji ogniw wciąż pozostają dosyć duże. Najczęściej produkuje się fotoogniwa na bazie krzemu mono i polikrystalicznego, ale również arsenku galu GaAs lub germanu Gc oraz tellurku kadmu CdTe.

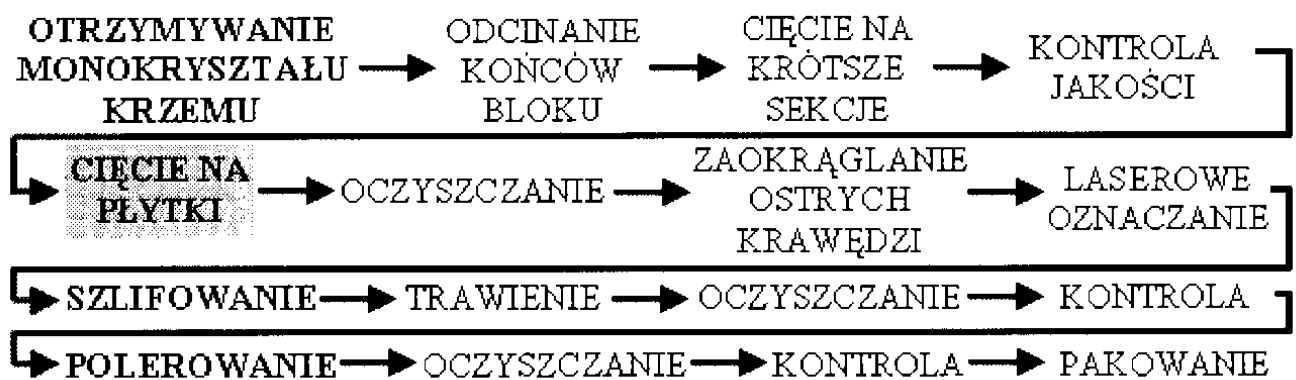
W minionych 10 latach światowa produkcja baterii słonecznych zwiększyła się około 15 razy. W Europie czołowym producentem fotoogniw są obecnie Niemcy (20% światowej produkcji), w świecie w produkcji fotoogniw prowadzą Chiny (28%) oraz Japonia (22%) [1]. Przewiduje się, iż rynek fotowoltaiczny będzie się coraz prężniej rozwijał, zaś niedobór wysokiej czystości krzemu będzie przyczyną wzrostu znaczenia technologii cienkowarstwowych.

2. TECHNIKA PRZYGOTOWANIA PODŁOŻA POD OGNIWA FOTOWOLTAICZNE

Obecnie najczęściej produkowanymi ogniwami są fotoogniwa krzemowe – ich podstawę stanowią krzemowe płytki tzw. „wafle”. Procesy pozwalające uzyskać gotową płytkę można podzielić na dwie grupy: pierwszą stanowią zabiegi doprowadzające do otrzymania monokryształu krzemu, najczęściej w postaci bloku o kształcie walca. Wytwarzane są trzema metodami: w procesie Bridgmana, przez topienie strefowe oraz obecnie najczęściej stosowaną metodą – Czochralskiego. Druga grupa to procesy obróbki mechanicznej: cięcie, szlifowanie oraz polerowanie.

2.1. Technologia produkcji

Bardzo cienkie plastry krzemowe stanowią półprodukt do produkcji ogniw słonecznych jak również tranzystorów oraz wszelkiego rodzaju układów scalonych. Ich technologia produkcji jest specyficzna dla każdego zakładu produkcyjnego ze względu na brak standaryzacji. Ogólnie proces można przedstawić następująco.



Rys. 1. Proces technologiczny produkcji płytek krzemowych [2]

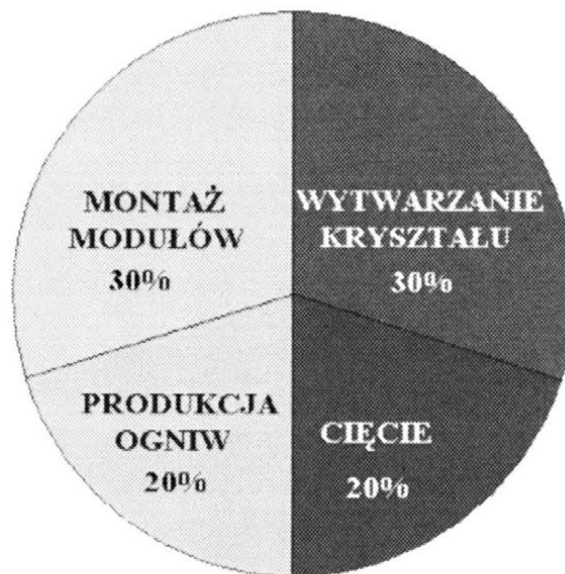
3. KOSZTY PRODUKCJI OGNIW

Przemysł fotowoltaiczny od początku zmagają się z dwoma podstawowymi problemami warunkującymi dalszy rozwój: zapewnieniem dostaw czystego krzemu w opłacalnej cenie oraz uzyskaniem wysokiej sprawności ogniw przy niskich nakładach. Pomimo tych przeciwności koszty produkcji ogniw zostały znacząco zredukowane w ciągu ostatnich 10 lat. W przeliczeniu na waty koszty wytwarzania spadły z ponad 6 \$/Wp (ang. Watt peak – miara maksymalnej mocy

fotowoltaicznej energii słonecznej urządzenia w warunkach oświetlenia laboratoryjnego) do około 3 \$/Wp. Obecnie obserwuje się dwa kierunki rozwoju fotowoltaiki, mające zapewnić obniżenie kosztów produkcji: pierwszy dotyczy badań nad nowymi materiałami, które pozwoliłyby wyeliminować użycie drogiego krzemu, który stanowi ponad 40 % kosztu ogniwa. Drugi kierunek to modernizacja procesu wytwarzania skupiająca się głównie na ograniczeniu strat materiału, zwiększeniu efektywności oraz automatyzacji procesu. Działania te mają wpłynąć na obniżenie kosztów wytwarzania ogniw, a także na ceny paneli i otrzymywanej energii.

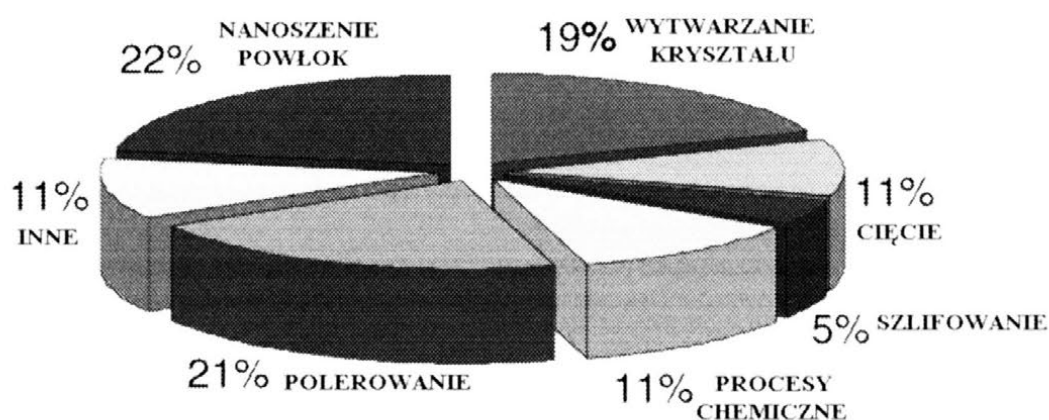
3.1. Udział poszczególnych procesów obróbkowych w całkowitym koszcie końcowym

W tradycyjnych ogniwach fotowoltaicznych wykorzystujących krzem, koszt produkcji płytki sięga 70% ogólnych nakładów. Znaczna część kosztów zależy od aktualnych cen surowca, istotny udział w kosztach wytwarzania mają również procesy obróbki mechanicznej – w tym głównie cięcia. Dąży się do tego by ciąć coraz cieńsze płytki, co może pozwolić na ograniczenie zużycia krzemu do około 33% [3]. Gotowe plastry krzemowe są następnie poddawane szeregowi zabiegów przekształcających je w fotoogniwa.



Rys. 2. Koszty produkcji dla danych obszarów wytwarzania [4]

Podstawowymi procesami obróbki mechanicznej są: cięcie monokryształu na płytki, ich szlifowanie oraz polerowanie. Udział tych procesów w kosztach wytwarzania przedstawiono na rysunku 3.



Rys. 3. Rozkład kosztów dla poszczególnych etapów obróbki [5]

4. CIĘCIE OGNIW A REDUKCJA KOSZTÓW

Cięcie monokryształów nie jest, jakby się mogło wydawać, prostym procesem polegającym na podzieleniu bloku krzemu na cienkie płytki. Jednak, ze względu na wysoki koszt narzędzi jak i materiału ciętego oraz trudności w jego obróbce, cięcie jest punktem newralgicznym procesu wytwarzania fotoogniw. Jednocześnie jest etapem pozwalającym na znaczącą redukcję kosztów produkcji ogniw, co jest realizowane przez: cięcie cieńszych płytek, modyfikację narzędzi tnących oraz zmniejszanie strat materiału. Firma Applied Materials szacuje, iż redukcja grubości płytek z 200 μm w 2008 roku do 120 μm w 2011 roku pozwoli ograniczyć zużycie krzemu o 33%. Również modyfikacja narzędzi tnących może pozwolić na zmniejszenie kosztów produkcji o 1/3 i jednocześnie podwoić szybkość cięcia. Niezawodność narzędzia i ograniczenie przestojów związanych z jego naprawą bądź wymianą ma również znaczący udział w kosztach produkcji. Według Applied Materials modyfikacje narzędzia mogą wpłynąć na obniżenie kosztów wytwarzania o 27% [6].

4.1. Przyczyny wysokich kosztów cięcia

Obróbka mechaniczna materiałów półprzewodnikowych jest przyczyną wielu problemów technicznych: cięcie wprowadza odkształcenia plastyczne powodujące uszkodzenia w warstwie przypowierzchniowej. W wyniku tarcia, dużych nacisków na powierzchnię obrabianą oraz wydzielania się ciepła mogą powstać również naprężenia. Czynniki te mogą także powodować utratę własności fizycznych ciętego materiału, który stanie się bezużyteczny. Krzem – kruchy,

twardy i bardzo drogi pochłania 25 - 30 % kosztów produkcji. Wszelkie odpady czy uszkodzenia płytek powodują straty, które mogą sięgać 27%. Bardzo ważna jest więc precyzyjność procesu cięcia, która jest podstawą otrzymania dobrych jakościowo wyrobów i która jest związana z narzędziami, których zużywanie się również przyczynia się do podrażania kosztów cięcia oraz całego procesu wytwarzania.

4.2. Metody cięcia – ich wady, zalety oraz wpływ na koszty produkcji

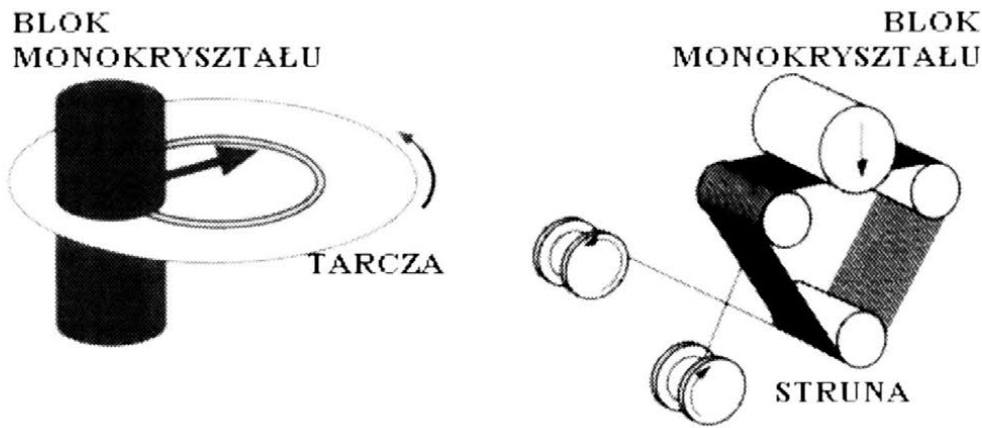
Obecnie procesowi cięcia materiałów stosowanych w fotowoltaice stawia się bardzo wysokie wymagania:

- minimalna szerokość szczeliny cięcia, o której decyduje grubość narzędzia oraz ścierniwa,
- duża wydajność cięcia,
- niewielkie uszkodzenia struktury krystalicznej,
- minimalne naprężenia rozciągające,
- dobre chłodzenie materiału i narzędzi tnących, uniknięcie wprowadzenia naprężeń cieplnych,
- właściwa geometria ciętych płytek,
- duża trwałość narzędzi tnących,
- łatwość eksploatacji i wymiany narzędzi tnących,
- możliwość odzyskania materiału odpadowego [7].

Wymagania te mają ścisły wpływ na koszty wytwarzania, w związku z czym wiele firm cały czas pracuje nad ich poprawą.

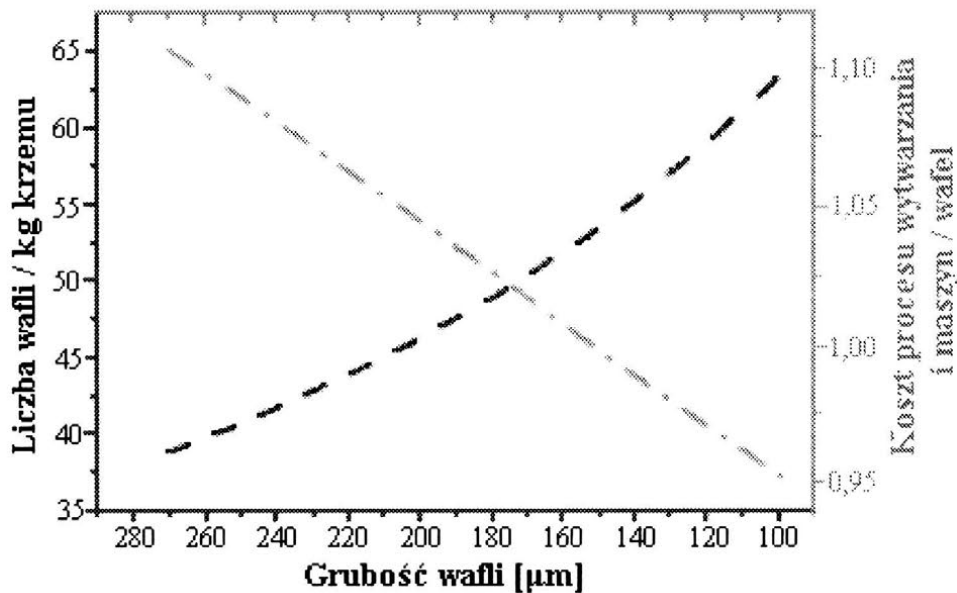
Metody cięcia materiałów półprzewodnikowych zmieniły się na przełomie lat, a to ze względu na rosnące ceny materiału, dążenie do ograniczenia jego strat podczas obróbki, jak również w związku z faktem, iż w wyniku rozwoju technologii wzrosła masa i średnica produkowanych monokryształów. W 1960 roku masa produkowanych monokryształów wynosiła około 200 g zaś średnica płytki 12-25 mm. Piętnaście lat później masa krzemowych bloków wzrosła do 15 kg a średnica do 100 mm. Obecnie cięte bloki krzemowe osiągają masę 250 kg i średnicę 300 mm.

Długo wiodącą metodą kształtowania płytek na fotoogniwa pozostawało cięcie tarczą ścierną, polegające na odcinaniu płytek przez wewnętrzną zbrojoną mikroziarnym diamentowym krawędź ściernicy. Metoda ta wciąż stosowana do precyzyjnego przecinania, pozwala uzyskać dobrą jakość powierzchni i nie wpływa na zmianę własności ciętego materiału. Ze względu jednak na grubość ściernicy powstają szerokie szczeliny między ciętymi płytkami, a wielkość przecinanego materiału ograniczona jest przestrzenią roboczą tarczy.



Rys. 4. Schemat cięcia tarczą oraz struną [8]

Niedogodności oraz dosyć wysokie koszty cięcia tarczą, wpłynęły na rozwój w latach 90-tych cięcia strunowego, polegającego na mikroskrawaniu materiału za pomocą ziaren diamentowych trwale osadzonych w narzędziu strunowym, bądź dostarczanych w postaci zawiesiny do strefy skrawania. Struna może mieć postać pętli bez końca lub z końcami. Cięcie pojedynczą struną okazało się mniej wydajne, niż wcześniej stosowana metoda, lecz zmniejszyła się szerokość szczeliny między przecinanymi płytkami ($120\ \mu\text{m}$ [9]), a tym samym ilość traconego materiału. Grubość płytek zaczęła maleć (obecnie około $180\ \mu\text{m}$ [9]), a jednocześnie możliwe stało się cięcie monokryształów o znacznie większej wadze i średnicy (powyżej $200\ \text{mm}$, co stanowi graniczną wartość dla cięcia tarczą).



Rys. 5. Korzyści wynikające z nowej metody cięcia (cięcie strunowe): zależność kosztów produkcji od liczby i grubości płytek [10]

Cięcie strunowe z zawieszoną ścierną jest nadal powszechnie stosowane do cięcia materiałów półprzewodnikowych, wydajność tej metody zwiększono rozwijając cięcie wielostrunowe, pozwalające na jednoczesne przecinanie dużej liczby płytek. Mniejsza szczelina cięcia dzięki niewielkiej grubości struny, oraz coraz mniejsza grubość wafli pozwalają minimalizować straty cennego krzemu – np. redukcja grubości plastrów z 300 μm do 200 μm może przynieść 25% wzrost liczby ciętych płytek (dla szczeliny wynoszącej 200 μm) [11]. Jednocześnie, cięcie wielostrunowe pozwala na zmniejszenie strat materiału do około 6%, uzyskana powierzchnia jest bardzo dobrej jakości, co z kolei pozwala zmniejszyć udział pozostałych procesów obróbki mechanicznej: szlifowania i polerowania. Takie modyfikacje sprawiają, iż proces cięcia jest coraz wydajniejszy i tańszy, a to wpływa korzystnie na koszty wytwarzania wafli krzemowych.

5. PODSUMOWANIE

Metoda cięcia strunowego jest na dzień dzisiejszy dominującym sposobem cięcia materiałów na ogniwa fotowoltaiczne i pomimo trwających badań nad wytwarzaniem ogniw cienkowarstwowych jeszcze długo nią pozostanie. Metoda cięcia strunowego pozwala uzyskać krzemowe płytki o bardzo dobrej jakości powierzchni bez, utraty ich właściwości półprzewodnikowych. Jednocześnie proces jest wydajny i pozwala na obniżanie kosztów produkcji dzięki minimalizowaniu strat cennego materiału. Obecnie prowadzone są badania nad przecinaniem struną trwale zbrojoną, która pozwoliłaby uzyskać płytki o lepszej jakości powierzchni oraz zwiększyła wydajność procesu i skróciła go o $\frac{1}{4}$ w stosunku do cięcia struną z luźnym ziarnem, a tym samym obniżyła koszty cięcia, a więc i wytwarzania fotoogniw.

Szacuje się, iż dzięki zmniejszeniu zużycia krzemu i zwiększonej automatyzacji koszty produkcji fotoogniw zmaleją do 2011 roku nawet do 1,47 \$/Wp. Nowe technologie cięcia tj.: cięcie wielostrunowe wpłyną na obniżenie kosztów wytwarzania o około $\frac{1}{3}$, co w produkcji masowej da duże oszczędności i pozwala na osiągnięcie przystępniejszych cen paneli słonecznych.

6. LITERATURA

- [1] *International trends in PV production, costs and applications*, strona Ministry of Economic Development, <http://www.med.govt.nz/>, 29 April 2009.
- [2] Strona firmy MEMC Corporation: <http://www.mcmc.com/index.php?view=SILICON-MANUFACTURING->

- [3] Kho J.: *How PV manufacturers are driving down cost*, Renewable Energy World, Com, July 2009.
- [4] Jester T.L.: *Crystalline silicon manufacturing progress*, Progress in Photovoltaics: Research and Applications, 2002.
- [5] Hahn P. O.: *The 300 mm silicon wafer – a cost and technology challenge*, Microelectronic Engineering, vol. 56, 2001.
- [6] Kho J.: *Applied materials working on slicing solar silicon for less*, Earth2Tech, 21 September 2009.
- [7] Ciałkowska B.: *Cięcie struną zbrojoną materiałów trudnoobrabialnych*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2008.
- [8] Nishi Y., Doering R.: *Handbook of semiconductor manufacturing technology*, CRC Press, 2008.
- [9] Katalog firmy „Meyer Burger Swiss Solar Systems”, 2009.
- [10] Pauli P., Beesley J. G., Schönholzer U. P., Kerat U.: *Swiss wafer slicing technology for the global PV market from Meyer + Burger AG – Novel trends for the future in photovoltaic wafer manufacturing*, 6 Symposium Photovoltaïque National, Genève, 24/25 novembre 2005.
- [11] Domínguez P. S., Fernández J. M.: *Introduction of thinner monocrystalline silicon wafers in an industrial cell – Manufacturing Facility*, BP Solar Espana, Pol. Ind. Tres Cantos S/N, Madrid, Spain.

ECONOMICS OF SOLAR CELLS MANUFACTURING PROCESS BY WIRE CUTTING TECHNIQUE.

ABSTRACT: *In the paper, there will be presented the problem of the production of substrates for photovoltaics cells. Applied materials and directions of photovoltaics development will be reviewed. Particular attention will be devoted to the production costs of solar cells and methods for reducing them by using modern methods of cutting by abrasive wire.*

^{*)} mgr inż. Magdalena WIŚNIEWSKA, Politechnika Wrocławska, Wydział Mechaniczny, Instytut Technologii Maszyn i Automatykacji, Zakład Obróbki Wiórowej, Ściernej, Erozyjnej i Metrologii, ul. I. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław

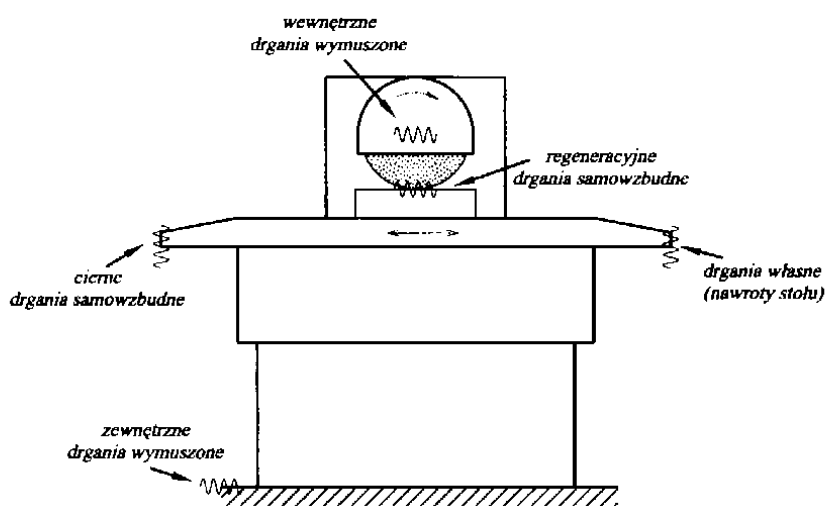
BADANIA DOŚWIADCZALNE DYNAMIKI SZLIFIERKI DO PŁASZCZYZN PRZY DOBIEGU I SZLIFOWANIU WIBRACYJNYM

Franciszek Oryński^{*)}, Grzegorz Bechciński^{**)}

STRESZCZENIE: W referacie zamieszczono sposób przeprowadzenia badań doświadczalnych dynamiki układu OUPN w procesie tradycyjnego i wibracyjnego szlifowania płaszczyzn. W czasie szlifowania wibracyjnego drgania wymuszone były nałożone na stałą prędkość posuwową przedmiotu obrabianego. Badania prowadzono przy dobiegu i wzdłużnej obróbce wgłębnej płaszczyzn na szlifierce SPC-20.

1. WSTĘP

Wszelkie procesy wibroakustyczne zachodzące przy szlifowaniu powiązane są ze sobą poprzez strukturę dynamiczną układu SPS (szlifierka – przedmiot obrabiany - ściernica), które zilustrowano na rysunku 1. Drgania występujące w szlifierkach do płaszczyzn (rys. 1) można podzielić na trzy grupy [11]: drgania swobodne, drgania wymuszone i drgania samowzbudne.



Rys. 1. Drgania w procesie szlifowania płaszczyzn

Drgania swobodne powstają, gdy jest naruszenie stanu równowagi w układzie OUPN chwilową siłą lub momentem. W szlifierkach do płaszczyzn, drgania takie mogą być spowodowane zmianą warunków ruchu (uderzenia przy nawrotach stołu) [6], zmianą warunków obciążenia (np. wchodzenie i wychodzenie ściernicy z materiału szlifowanego) oraz pracą urządzeń hydraulicznych (np. nagły spadek ciśnienia w obwodzie hydraulicznym). Drgania te powstają zarówno w czasie ruchu jałowego jak i podczas procesu skrawania. Charakterystyczną cechą drgań własnych jest to, że po pewnym czasie zanikają całkowicie. Częstości drgań własnych można wyznaczyć na podstawie odpowiedzi układu na wymuszenie impulsowe lub poprzez wyznaczenie jego charakterystyki amplitudowo – częstotliwościowej. W obrabiarkach oblicza się parametry drgań swobodnych takich elementów, jak wrzeciono, wały, łoża i korpusy. Aby uniknąć możliwości powstawania rezonansu, częstość drgań własnych powinna znacznie różnić się od częstości drgań wymuszonych. Częstość własna drgań swobodnych wrzecion szlifierek zawiera się w przedziale $200 \div 300$ Hz [5].

Drgania wymuszone są wywołane ciągłym działaniem siły wymuszającej o określonej amplitudzie. Przyczynami drgań wymuszonych mogą być siły bezwładności wywołane niewyrównoważeniem statycznym i dynamicznym elementów obracających się (np. ściernicy), zmienny przekrój warstwy skrawanej, niedokładność wykonania elementów przeniesienia napędu na wrzeciono, pulsacja (zmienne ciśnienie) oleju w układzie hydraulicznym, zmiany grubości filmu olejowego na prowadnicach oraz zakłócenia przenoszone przez podłoże. Podobnie jak w przypadku drgań swobodnych, drgania wymuszone powstają w czasie ruchu jałowego i podczas skrawania [1]. Zamocowanie ściernicy na wrzecionie szlifierki zwiększa amplitudę drgań $5 \div 10$ razy w stosunku do samego wrzeciona. Ściernica zmienia położenie środka ciężkości pod wpływem zużycia naturalnego, obciążania i nierównomiernego nasiąkania chłodziwem, ponieważ nie jest masą idealnie jednorodną. Głównym zadaniem, w odniesieniu do tego typu drgań jest to, jak wyeliminować źródła ich powstawania. Niewyważenie ściernicy i wrzeciona można łatwo zlokalizować i wyeliminować poprzez pomiar częstotliwości oraz zastosowanie urządzenia służącego do samoczynnego wyważania pracujących wrzecion ze ściernicami [10]. Także, sam proces szlifowania, tłumi drgania wymuszone wrzeciennika ściernicy, wywołane niewyrównoważeniem obracających się elementów napędu wrzeciona [8]. Innym niekorzystnym zjawiskiem wywołującym drgania wymuszone wrzeciona, związanym z dokładnością wykonania i montażu jest zjawisko „pływania” osi obrotu wrzeciona widoczne przy biegu luzem. „Pływanie” osi obrotu jest to ruch okrężny osi wrzeciona w obszarze luzu łożyskowego, który występuje przy dużych prędkościach obrotowych i znacznym luzie promieniowym w przypadku wrzecion łożyskowanych hydrodynamicznie. Z kolei drgania podłoża mogą być trudne do

zlokalizowania i skutecznego stłumienia. Zastosowanie odpowiednich fundamentów oraz podkładek wibroizolacyjnych może zapewnić eliminację lub zmniejszenie drgań przenoszonych przez podłoża.

Drgania samowzbudne pojawiają się w układzie SPS szlifierki, gdy nie jest on stabilny dynamicznie. Po pobudzeniu układu np. impulsem siły, pojawiają się w nim drgania, które nie zanikają mimo ustania przyczyny wywołującej je. Tego typu drgania występują w czasie biegu luzem oraz podczas szlifowania. Przykładem drgań samowzbudnych mogą być cierne drgania relaksacyjne (zjawisko stick - slip), powstające przy przemieszczaniu stołu szlifierki na ślizgowych prowadnicach stykowych (ze stykiem bezpośrednim). Drugim typem drgań samowzbudnych występujących w szlifowaniu są drgania o charakterze karbujących drgań regeneracyjnych. Są wywoływane samym procesem skrawania bez udziału zewnętrznej siły wymuszającej. Powstają w wyniku wzajemnego oddziaływania na siebie procesu skrawania i układu MDS (masowo - dyssypacyjno - sprężystego), przy czym drgający układ sam reguluje dopływem energii, która kompensuje straty wywołane tłumieniem. Częstość drgań samowzbudnych powstałych w procesie skrawania jest rzędu $3 \div 6$ kHz. Istnieją dwa mechanizmy tworzenia się drgań regeneracyjnych: od przedmiotu, który ma falistość na powierzchni z poprzedniego przejścia (większa amplituda drgań, mniejsza częstotliwość) oraz od ściernicy, której czynna powierzchnia (CPS) posiada falistość na obwodzie (mniejsza amplituda drgań, większa częstotliwość). Przy szlifowaniu amplituda tych drgań wzrasta z reguły znacznie wolniej i osiąga mniejsze wartości, jednak jej wpływ na dokładność obróbki i okres trwałości ściernicy jest bardzo istotny. Zwłaszcza ściernica, ale też i przedmiot obrabiany mogą spełniać rolę czynników regenerujących drgania karbujące, ponieważ w czasie obróbki następuje zmiana ich kształtu i topografii CPS [3] i [9]. Falistość CPS jest czynnikiem regenerującym drgania we wszystkich odmianach szlifowania jej obwodem, natomiast regenerowanie drgań przez falistość przedmiotu obrabianego występuje głównie przy szlifowaniu powierzchni walcowych [4].

2. SZLIFOWANIE WIBRACYJNE

Typowy cykl procesu szlifowania obejmuje szlifowanie właściwe oraz szlifowanie wyiskrzające mające na celu otrzymanieżądanego wymiaru i jakości powierzchni przedmiotu obrabianego. Badania doświadczalne w zakresie szlifowania wgłębnego wałków i szlifowania płaszczyzn [7], [8] wykazują, że w przypadku istnienia silnych źródeł wewnętrznych drgań wymuszonych pochodzących od poruszających się elementów szlifierki, powierzchnia szlifowanego przedmiotu zostaje wyraźnie zniekształcona w końcowej fazie obróbki tzn. podczas wyiskrzania. W przypadku wyiskrzania szlifowanie odbywa

się tylko pod wpływem docisku ściernicy do przedmiotu obrabianego spowodowanego wcześniejszym sprężystym naprężeniem (odkształceniem) elementów układu SPS przy szlifowaniu właściwym. Wyiskrzanie doprowadza do obniżenia wartości naprężeń w układzie SPS oraz przebiega z coraz mniejszą wartością docisku narzędzia do przedmiotu. To prowadzi do stopniowego zmniejszenia intensywności tłumienia drgań wymuszonych generowanych w układzie SPS. Te drgania mogą powodować powstawanie falistości i innych błędów kształtu powierzchni przedmiotu obrabianego.

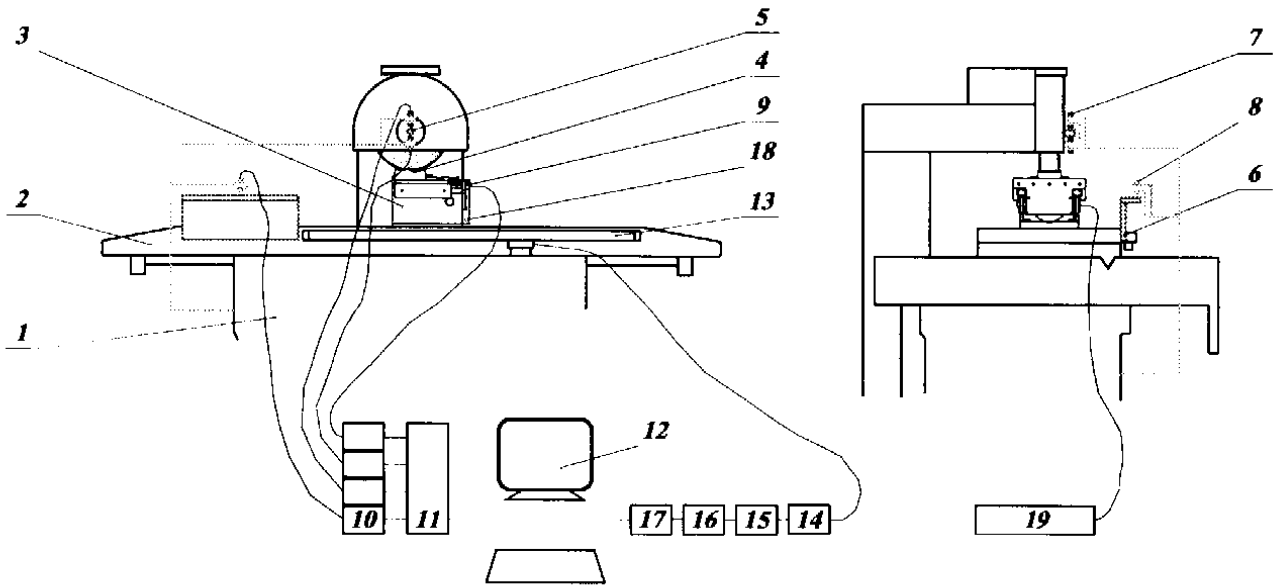
Szczególne właściwości drgań mogą być pożytecznie wykorzystane dla realizacji czy też ułatwienia wielu procesów. Sterując odpowiednio drganiami można otrzymać obniżenie falistości i poprawę stanu powierzchni obrabianej [2].

Duże możliwości podwyższenia jakości wytwarzanych wyrobów otrzymuje się odpowiednio dobierając parametry procesu skrawania. Oznacza to taki wybór parametrów charakteryzujących proces obróbki, aby zapewniona była odpowiednia jakość i dokładność wymiarowa obrabianej powierzchni pomimo występujących niekorzystnych zjawisk dynamicznych. Celowo wprowadzane drgania o określonej częstotliwości oraz amplitudzie są nałożone na stałą prędkość posuwową przedmiotu obrabianego. Zastosowanie tej metody może stanowić alternatywę dla wykańczającej obróbki ścierniej, np. dogładzania oscylacyjnego. Podczas typowego dogładzania oscylacyjnego, usuwana jest tylko częściowo chropowatość z poprzedniej operacji. Konieczne jest, aby powierzchnia wyjściowa posiadała wysoką dokładność i małe błędy kształtu, gdyż cechy te podczas dogładzania pozostają niezmienione. Każde działanie w kierunku polepszenia efektywności obróbki szlifowaniem może przynieść wymierne i znaczne korzyści.

3. BADANIA DOŚWIADCZALNE DYNAMIKI SZLIFIERKI

Układy pomiarowe, wykorzystane w badaniach doświadczalnych, przedstawiono w sposób schematyczny na rysunku 2. Po łożu 1 szlifierki przesuwa się stół 2, na którym jest umieszczony stolik oscylacyjny 3 przeznaczony do mocowania przedmiotów szlifowanych 4.

Do analizowania ruchu drgającego konieczne jest pomierzenie przemieszczenia, prędkości lub przyspieszenia w funkcji czasu. Drgania (przemieszczenia) ściernicy i stołu względem łoża szlifierki 1 oraz stolika oscylacyjnego mierzone bezdotykowymi czujnikami indukcyjnymi. Do wrzeciona szlifierki (rys. 2) zamontowano wspólnie trzpień pomiarowy 5, a do stołu 2 przymocowano przymiar kątowy 6.

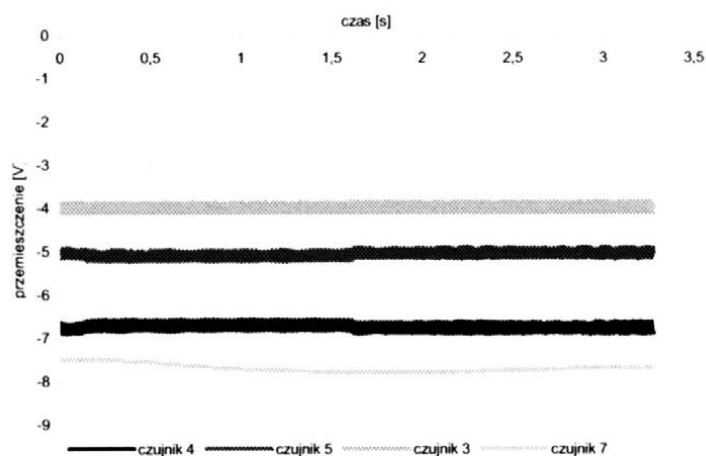


Rys. 2. Schemat stanowiska do badań szlifowania płaszczyzn bez i ze wspomaganie drganiami

Czujniki 7 ustawione po obu stronach trzpienia 5 i przytwierdzone do łoża szlifierki 1 przeznaczone są do różnicowego pomiaru amplitudy drgań wrzeczona względem łoża szlifierki. Największy wpływ na dokładność i chropowatość mają drgania ściernicy względem przedmiotu w kierunku prostopadłym do powierzchni szlifowanej. Czujnik 8 ustawiony z jednej strony przymiaru katowego 6 i przymocowany do łoża szlifierki 1 jest przeznaczony do pomiaru drgań stołu 2. Czujnik 9 przymocowany jest do podstawy stolika oscylacyjnego 3 i zastosowany do pomiaru przemieszczenia uchwytu na prowadnicach tocznych w kierunku wprowadzanych drgań. Ten tor pomiarowy wykorzystywano do określenia amplitudy i częstotliwości drgań wprowadzanych na przedmiot szlifowany oraz obserwacji zachowania się układu wymuszającego drgania w czasie procesu szlifowania. Sygnały z indukcyjnych czujników przemieszczeń 7, 8 i 9 są przekazywane przez wzmacniacze 10 i kartę akwizycji danych 11 (PCL-1800 firmy Advantech) do komputera 12. Do pomiaru prędkości zespołu posuwowo – zwrotnego stołu szlifierki w funkcji czasu wykorzystano optyczny liniał 13 (LS405 firmy Heidenhein). Sygnał pomiarowy przesyłany jest z liniału 13 przez interpolator 14 (EXE 650B firmy Heidenhein), układ dopasowująco - formujący 15, częstotściomierz uniwersalny 16 (HP53131A firmy Hewlet Packard) do karty interfejsu 17 (IEEE-488 typ KPC-488.2AT firmy Keithley MetraByte) umieszczonej w komputerze PC 12.

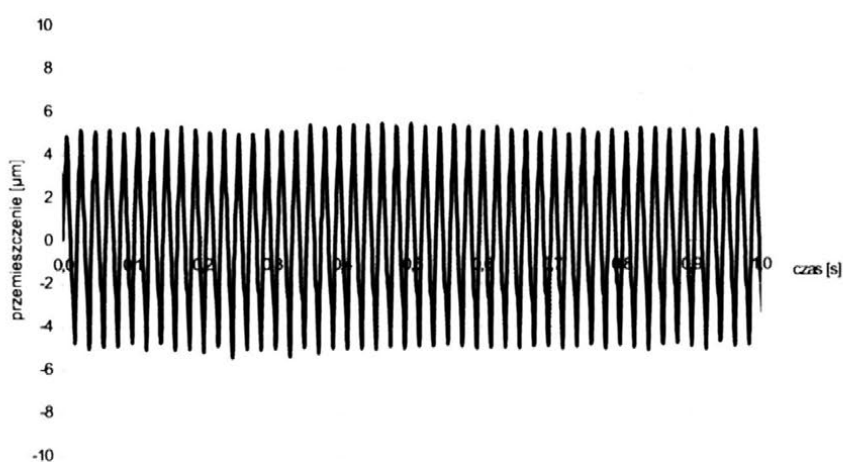
Na rysunku 3 przedstawiono przebieg drgań sczytanych z 4 czujników indukcyjnych i zapisanych w programie SCOPE firmy ADVANTECH. Wartości amplitud zmierzonych drgań zarejestrowane są w woltach. Czujniki 4 i 5 (rys. 3)

przystawione były w układzie różnicowym do trzpienia pomiarowego wrzeciona, czujnik 7 do przymiaru kąтового stołu, natomiast czujnikiem 3 mierzone drgania stolika wibracyjnego. Sygnały napięciowe z czujników były poddawane obróbce w programie Excel pakietu MS Office firmy Microsoft. Tam odejmowano wartości sygnałów z czujników 4 i 5 oraz podzielono przez współczynnik czułości układu.



Rys. 3. Przebieg drgań sczytanych z 4 czujników indukcyjnych i zapisanych w programie SCOPE firmy ADVANTECH

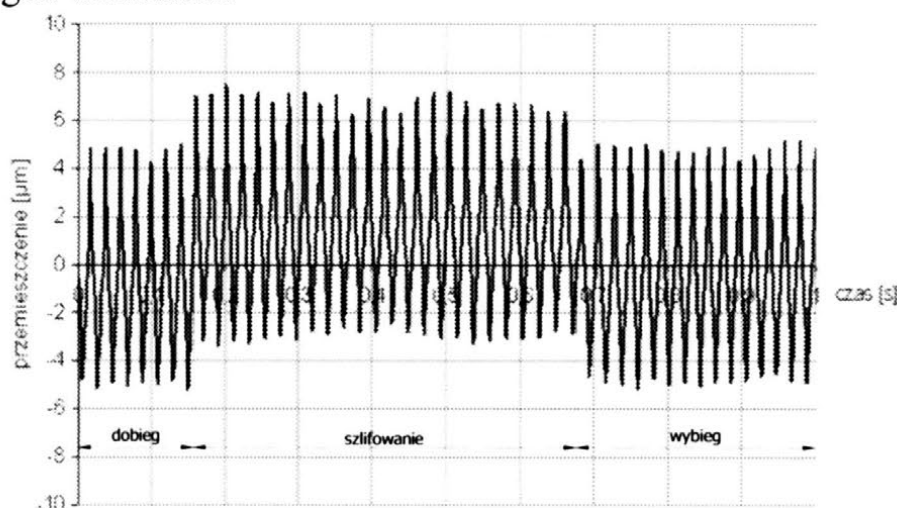
Przebieg drgań wrzeciona na biegu luzem o częstotliwości 48 Hz zmierzony różnicowym układem bezstykowych czujników indukcyjnych ustawionych pionowo zilustrowano na rysunku 4.



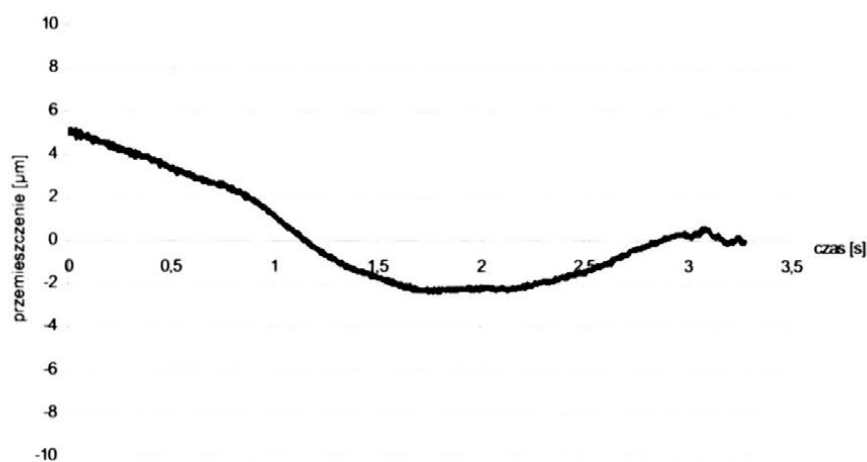
Rys. 4. Przebieg drgań pionowych wrzeciona na biegu luzem o częstotliwości 48 Hz zmierzony różnicowym układem bezstykowych czujników indukcyjnych

Drgania wrzeciona rejestrowane przez czujniki indukcyjne wynikają przede wszystkim z sumy błędów bicia wrzeciona, niewspółosiowego zamocowania trzpienia pomiarowego do wrzeciona, błędu okrągłości samego trzpienia (maks. $2 \mu\text{m}$) oraz niewyważenia ściernicy. Podwójna amplituda drgań wrzeciona wynosi około $10 \mu\text{m}$.

Przebieg drgań pionowych wrzeciona ściernicy obejmujący fazę dobiegu ściernicy, fazę szlifowania tradycyjnego i fazę wybiegu ściernicy przedstawiono na rysunku 5. W czasie fazy szlifowania nastąpiło ugięcie się wrzeciona ściernicy do góry od położenia środkowego. Natomiast nie ma zmiany wielkości podwójnej amplitudy drgań wrzeciona.



Rys. 5. Przebieg drgań pionowych wrzeciona w fazie dobiegu, w czasie szlifowania tradycyjnego i w fazie wybiegu dla następujących warunków obróbki: $a_e = 0,01 \text{ mm}$, $v_{ft} = 10 \text{ m/min}$, próbka ze stali 45

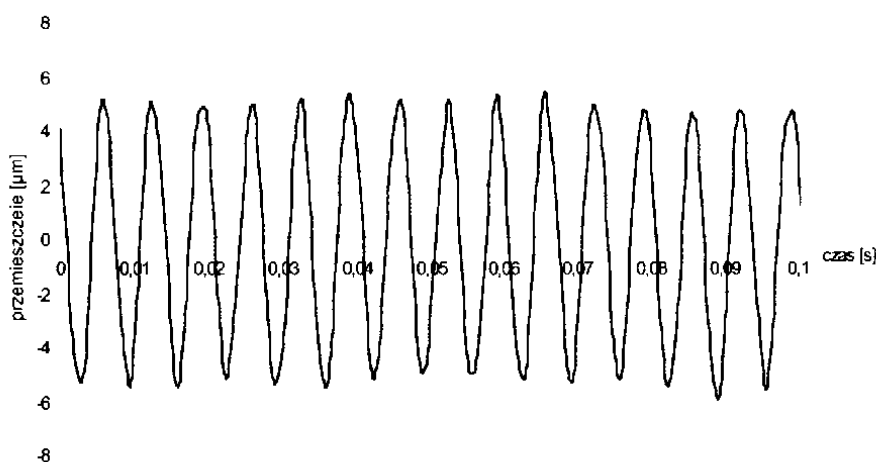


Rys. 6. Przebieg w czasie przemieszczeń stołu szlifierki w kierunku Z (pionowym) przesuwanego na prowadnicach ślizgowych z prędkością posuwu wzdłużnego $v_{ft} = 5 \text{ m/min}$

Na rysunku 6 zilustrowano czasowy przebieg przemieszczeń stołu szlifierki w kierunku Z (pionowym) przesuwanego na prowadnicach ślizgowych z prędkością posuwu wzdłużnego $v_{ft} = 5$ m/min (bieg luzem).

Przemieszczenie pionowe stołu podczas jego wzdłużnego ruchu po prowadnicach ślizgowych mierzone bezdotykowym czujnikiem indukcyjnym stanowi sumę błędu płaskości prowadnic i stołu, zmiennej grubości filmu olejowego (zależna od prędkości ruchu stołu) oraz błędu płaskości i ustawienia przyrządu kąтового δ (rys. 2) w stosunku do stołu szlifierki.

Na rysunku 7 pokazano przebieg drgań stolika wibracyjnego z częstotliwością 150 Hz, dla której podwójna amplituda wynosiła 10 μm .

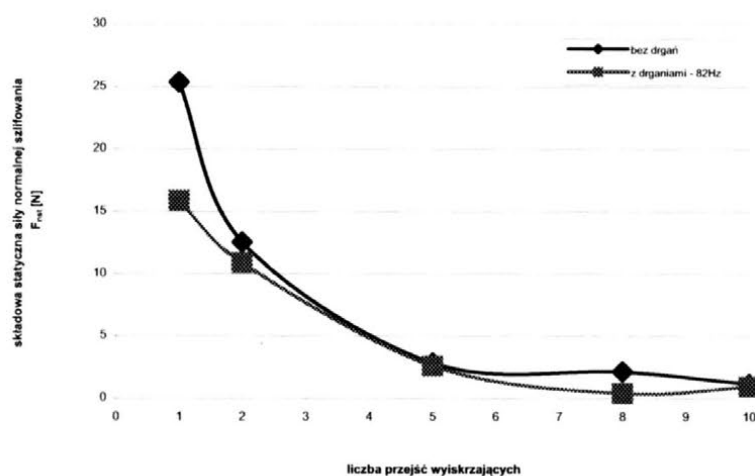


Rys. 7. Przebieg drgań stolika wibracyjnego z częstotliwością 150 Hz

W czasie badań doświadczalnych podjęto próbę wyznaczenia w sposób pośredni siły szlifowania. Na podstawie wykresów drgań wrzeciona ściennej (rys. 5) mierzonych indukcyjnymi czujnikami bezdotykowymi w układzie różnicowym można było określić ugięcie wrzeciona i zmianę amplitudy w mikrometrach. Znając statyczny współczynnik sztywności wrzeciona względem wrzeciennika w kierunku Z (pionowym) obliczono składową statyczną siły normalnej szlifowania. Wykres linii trendu składowej statycznej siły normalnej F_{nst} dla szlifowania tradycyjnego i wibracyjnego (częstotliwość 82 Hz) próbek ze stali 45 przy użyciu ściernicy 1-A-200x20x51-38A 60 G12 VBEP-33 i z prędkością posuwu wzdłużnego $v_{ft} = 5$ m/min w funkcji liczby przejść wyiskrzających zaprezentowano na rysunku 8.

Na podstawie tego wykresu (rys. 8) można stwierdzić, że wprowadzenie drgań do procesu szlifowania gładkościowego spowodowało nieznaczne obniżenie wartości składowej statycznej siły normalnej szlifowania. Jednak, aby formułować

jednoznaczne wnioski w tym zakresie, konieczne jest wykonanie bezpośrednich pomiarów składowych stycznej i normalnej siły szlifowania.



Rys. 8. Wykres linii trendu składowej statycznej siły normalnej szlifowania F_{nst} dla szlifowania tradycyjnego oraz wibracyjnego (częstotliwość 82 Hz) próbki ze stali 45 przy użyciu ściernicy 1-A-200x20x51-38A 60 G12 VBEP-33 i z prędkością posuwu wzdłużnego $v_{ft} = 5$ m/min

4. PODSUMOWANIE

W czasie projektowania, konstruowania i eksploatacji obrabiarki należy zwrócić szczególną uwagę na badanie dynamicznych procesów (drgań) zachodzących w jej układzie OUPN (obrabiarka – uchwyt – przedmiot obrabiany - narzędzie). Zjawiska te mają największy wpływ na właściwości użytkowe obrabiarek. Kształt i wymiary przedmiotu obrabianego otrzymywane są w wyniku ruchów względnych narzędzia i przedmiotu obrabianego. Stąd, dokładność obróbki określają między innymi odchylenia torów ruchów rzeczywistych od torów założonych.

5. LITERATURA

- [1] Arantes A. A., Da Cunha P. M. R.: *Two Cases of Forced Vibration in Grinding Machines*. Annals of the CIRP, vol. 18/1970, pp. 425-434.
- [2] Bechciński G.: *Aktywne oddziaływanie poprzez drgania na zmniejszenie falistości szlifowanych powierzchni płaskich*. Praca Doktorska, Politechnika Łódzka, 2006.

- [3] Hashimoto F., Yoshioka J.: *Sequential Estimation of Growth Rate of Chatter Vibration in Grinding Process*. Annals of the CIRP, vol. 34/1/1985, pp. 271-275.
- [4] Kaliszcz H., Singhal P.D.: *Contribution to the Analysis of Waviness Generated during Grinding*. Annals of the CIRP, vol.15/1969, pp. 245.
- [5] Kwapisz L., Rafałowicz J.: *Szlifierki*. WNT, Warszawa 1992.
- [6] Oryński F.: *Dynamika zespołów posuwowych szlifierek*. Monografia-162 strony, Wydawnictwa Politechniki Łódzkiej, Łódź 2005.
- [7] Oryński F., Bechciński G.: *Doświadczalne badania procesu szlifowania wibracyjnego płaszczyzn*. XXVI Naukowa Szkoła Obróbki Ściernej, Łódź - Spała 2003, s. 323-330.
- [8] Oryński F., Pawłowski W.: *Simulation and Experimental Research of the Grinder's Wheelhead Dynamics*. International Journal of Vibration and Control, vol. 10/6/2004, pp. 915-930.
- [9] Weck M., Alldieck J.: *The Originating Mechanisms of Wheel Regenerative Grinding Vibration*. Annals of the CIRP, vol. 38/1/1989, pp. 381-384.
- [10] Wójtowicz J.: *Szlifierki, drgania a jakość procesu szlifowania*. XIX Naukowa Szkoła Obróbki Ściernej, Łódź – Bełchatów 1996, s. 313-319.
- [11] Wrotny L. T.: *Podstawy konstrukcji obrabiarek*. WNT, Warszawa 1973.

EXPERIMENTAL RESEARCH OF THE DYNAMICS OF THE SURFACE GRINDER DURING AN IDLE IN - FEED AS WELL AS LONGITUDINAL VIBRATORY GRINDING

ABSTRACT: In the article the experimental research of the dynamics of the machine - chuck – workpiece - tool system during conventional and vibratory surface grinding have been included. During vibratory grinding process the external forced vibration have been superimposed to the constant feed velocity of the workpiece. Experimental tests have been conducted during an idle in - feed as well as longitudinal vibratory grinding performed on serial surface grinding machine SPC-20.

^{*)} prof. dr hab. inż. Franciszek ORYŃSKI, Politechnika Łódzka, Instytut Obrabiarek i Technologii Budowy Maszyn, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź

^{**)} dr inż. Grzegorz BECHCIŃSKI, Politechnika Łódzka, Instytut Obrabiarek i Technologii Budowy Maszyn, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź

BADANIA NAD AEROZOLAMI I ICH WPŁYWEM NA OBNIŻENIE KOSZTÓW OPERACJI SZLIFIERSKIEJ

Ryszard Wójcik^{*)}, Rosik Radosław^{**)}, Świerczyński Jakub^{***)}

STRESZCZENIE: W opracowaniu opisano metodę MQL, przedstawiono urządzenia do wytwarzania mgły olejowej. Zwrócono uwagę na korzyści płynące z zastosowania metody MQL w procesie szlifowania. Omówiono fragment badań, w których wykorzystano metodę PIV do obserwacji i zachowania aerozoli w strefie szlifowania przedmiot-ściernica, zaprezentowano wyniki. Omówiono wybrane ciecze obróbkowe zastosowane w badaniach, porównano siły szlifowania płaszczyzn na sucho i z metodą MQL

1. WSTĘP

Metoda obróbki z zastosowaniem mgły olejowej została zauważona i uzyskała szybką akceptację przemysłu, gdyż zastosowanie jej możliwe jest w dotychczas użytkowanych obrabiarkach co stanowi ważny argument, które można w prosty sposób modernizować unikając bardzo wysokich kosztów [1, 2, 6].

Niezbędnym wymogiem jest wyposażenie obrabiarek w urządzenia wytwarzające mgłę olejową i gwarantujące doprowadzenie jej do strefy skrawania z zewnątrz. Narzędzia skrawające niewiele różnią się od narzędzi stosowanych przy chłodzeniu emulsją. Do zalet chłodzenia mgłą olejową należy [6]:

- zmniejszenie czasu obróbki - wyższe szybkości skrawania,
- detale pozostają suche, odłuszczenie obrobionych detali jest zbędne,
- wzrost trwałości narzędzia w stosunku do suchego,
- niższa temperatura i siły skrawania,
- lepsze właściwości warstwy wierzchniej,
- wióry pozostają suche, łatwiej usunąć ze strefy skrawania.

Do wad należą:

- w przypadku słabego zabezpieczenia strefy skrawania duże zapylenie mgłą olejową w obszarze maszyny (starsze modele nie są przystosowane do takiej obróbki),

- głośna praca sprężonego powietrza przy wysokich ciśnieniach.

Metoda wykorzystania cieczy obróbkowej z minimalnym wydatkiem (MQL) została zastosowana do obróbki skrawaniem narzędziami jednoostrzowymi (noże tokarskie) oraz wielostrzowymi (frezy, wiertła) [6].

1.1. Urządzenia do wytwarzania i podawania aerozoli

Do podawania cieczy obróbkowej z minimalnym wydatkiem (aerozoli) zaprezentowano dwa rozwiązania urządzeń: firmy i Accu – Lube Manufacturing GmbH (rys. 1) i Micro Jet (rys. 2). Różnią się one sposobem wytwarzania i dostarczania cieczy obróbkowej w strefę skrawania.

Do największy zalet tego typu urządzeń można zaliczyć:

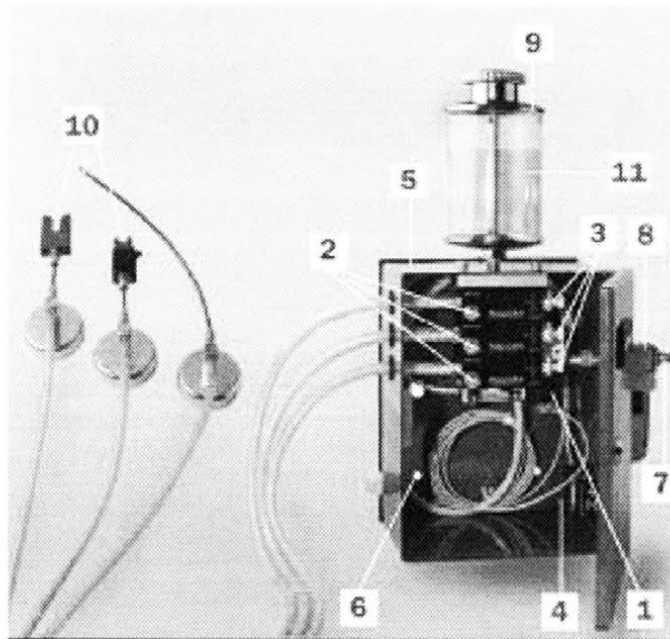
- wzrost żywotności narzędzia,
- brak potrzeby oczyszczania i utylizacji oleju,
- minimalny koszty sprzątania: nie powstają osady na narzędziu oraz częściach maszyn,
- nie potrzeba żadnych rynien, wanien, filtrów na zużyty olej,
- możliwość zastosowania urządzenia w prawie każdym procesie obróbkowym,
- łatwy i szybki montaż i demontaż urządzenia.

Urządzenie MiniBooster firmy Accu-Lube Manufacturing GmbH może pracować jako usuwające wióry - sprężonym powietrzem lub smarując ciecżą obróbkową. Trzecia możliwość to połączenie tych sposobów. Na rysunku 1 przedstawiono budowę urządzenia: 3 - zawór przepływu oleju, 4 – generator częstotliwości, 5 – metalowa obudowa, 6 – system mocujący, 7 – przyłącze sprężonego powietrza, 8 – filtr powietrza, 9 – zbiornik na olej, 10 – dysze, 11 – środek smarujący.

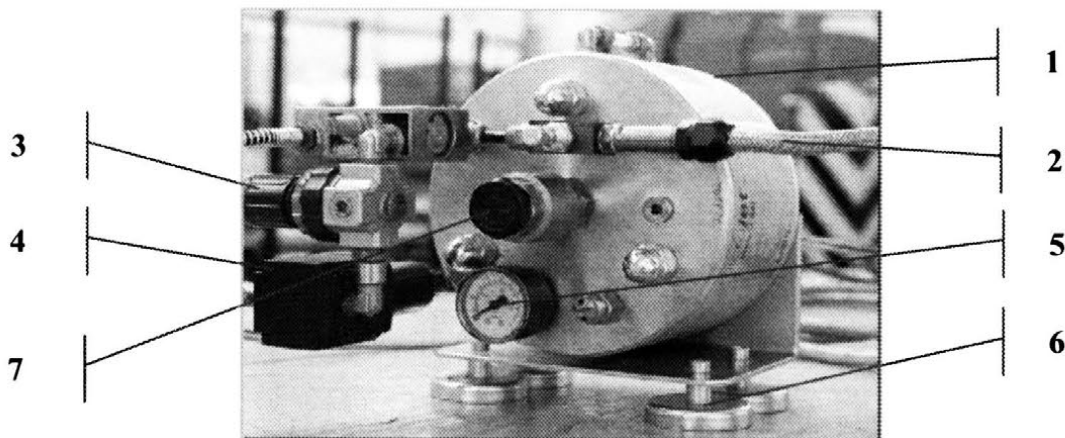
Za pomocą włącznika 1 załączamy urządzenie MiniBooster. Zaworami 2 sterujemy ilością przepływającego powietrza dla konkretnej dyszy. Wraz ze wzrostem strumienia przepływającego powietrza, kropelki oleju we mgłę są drobniejsze. Zaworami 3 dozujemy ilość oleju podawanej w jednej objętości. Generator częstotliwości 4 ustala dawkę oleju która ma zostać rozpylona w strumieniu powietrza w jednostce czasu. Wszystkie w/w części znajdują się w metalowym korpusie 5 mocowanym do maszyny za pomocą magnesów 6. Za pomocą przyłącza sprężonego powietrza 7 przez filtr 8 dostarczamy powietrze. W zbiorniku 9 znajduje się olej smarujący 11. Mgła olejowa zostaje rozproszona do dysz przewodami 10. Koszty urządzenia wahają się w zależności od ilości dysz od 4000-28000 PLN. Poszczególne dysze sterowane są niezależnie.

Innym rozwiązaniem, które można wykorzystać do podawania mgły olejowej w strefę szlifowania przedmiot – ściernica, jest urządzenie o nazwie

Micro Jet (rys. 2). Układ podobnie jak poprzedni można instalować bezpośrednio na obrabiarce, ciecz obróbkowa jest wytwarzana i podawana w obszar skrawania (rys. 2). Zakres regulacji oleju w sprężonym powietrzu wynosi od 10 – 50 ml/h. Cały zestaw składa się ze zbiornika oleju 1, sprężone powietrze doprowadzane jest przewodem 2. Zawór sterujący 3 ciśnieniem sprężonego powietrza w komorze mieszania (oleju z powietrzem) 4. Wskaźnik ciśnienia 5, magnetyczne trzymacze 6 ułatwiają mocowanie na obrabiarce. Uzupełnienie lub wymiana oleju - korek 7. Urządzenie posiada jedną dyszę mocowaną przy pomocy uchwytów magnetycznych, ułatwia to ustawienie dyszy względem obszaru skrawania.



Rys. 1. Zestaw MiniBooster

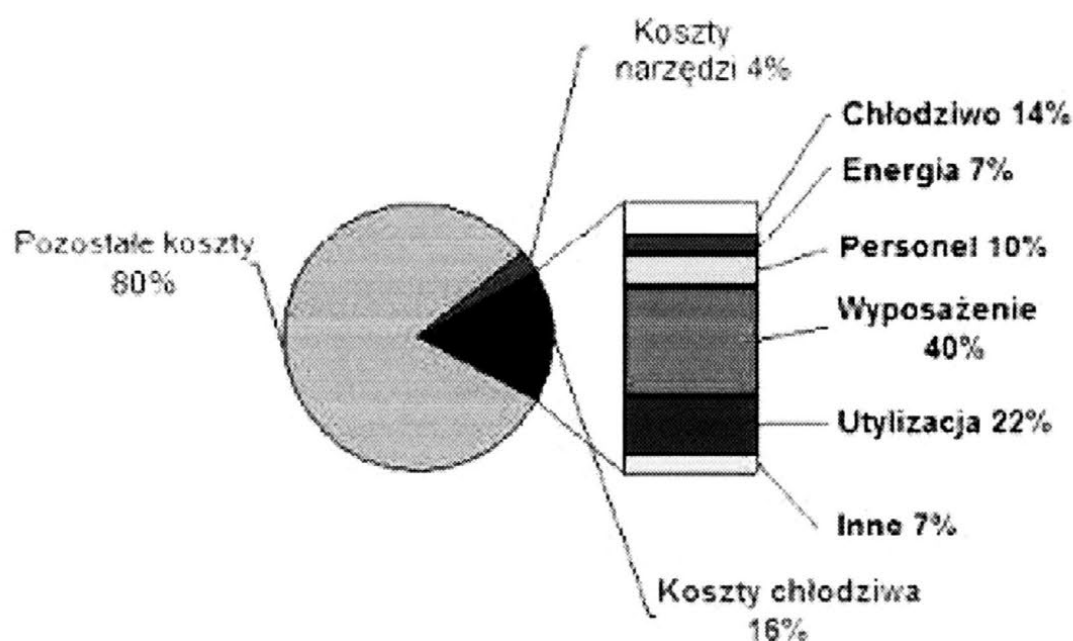


Rys. 2. Zestaw do mgły olejowej firmy Micro Jet

1.2. Koszty cieczy obróbkowych

W bezpośrednich kosztach obróbki skrawaniem wartość zakupu, utrzymania i utylizacji chłodziw stanowić może nawet 16 % tych kosztów (rys. 3). Zastosowanie cieczy obróbkowej podawanej z minimalnym wydatkiem pozwala na utrzymanie odpowiedniej wydajności obróbki, zużycie oleju można obniżyć nawet do 6 –15 ml/h [6].

Ponadto urządzenia wykorzystywane do czyszczenia cieczy obróbkowych (emulsja) z wiórów i ich ponownego wykorzystania w procesie skrawania zajmują dużo miejsca, najczęściej posiadają swoje napędy niezależnie od napędów obrabiarki w porównaniu do urządzeń wytwarzających aerozole, które są małych rozmiarów i łatwo się je montuje na obrabiarkach.



Rys. 3. Struktura kosztów obróbki skrawaniem [6]

Do określenia szacunkowej obniżki kosztów i wzrostu produktywności w przypadku zastosowania cieczy obróbkowej podawanej z minimalnym wydatkiem (MQL) skorzystano z doświadczeń niemieckich, a konkretnie firmy Gühring posiadającej doświadczenie w stosowaniu MQL podczas wiercenia otworów. W tabeli 1 zestawiono koszty i osiągniętą wartość produktywności w euro [6]. Firma nie podała oznaczenia CO, dla której dokonano obliczeń. Na rysunku 3 przedstawiono strukturę kosztów obróbki skrawaniem.

Tabela 1

Zestawienie kosztów i produktywności przy zastosowaniu cieczy obróbkowej podawanej z minimalnym wydatkiem

Założenia wejściowe	Jednostka miary	Przykład I	Przykład II
		Produkcja	
		Wielkoseryjna	Jednostkowa
Koszt roboczogodziny maszyny	€/h	30	60
Ilość roboczogodziny w roku	h/rok	5500	2500
Koszty roczne	€/rok	165000	150000
Wzrost efektywności dzięki MQL	%	15	30
Koszt roboczogodziny maszyny	€/h	26	42
Koszty roczne	€/rok	14250	105000
<i>Oszczędności w roku dla jednej obrabiarki</i>	€/rok	<i>24750</i>	<i>45000</i>

W tabeli 2 przedstawiono ceny wybranych cieczy obróbkowych polskich, stosowanych w metodzie MQL podczas badań szlifowania powierzchni płaskich, wgłębnic.

Tabela 2

Porównanie cen cieczy obróbkowych użytych w badaniach

<i>Ciecz obróbkowa</i>	<i>Oznaczenie oleju</i>	<i>Cena 1L* [PLN]</i>
HCB 208	ZM	101,26
MSA ZM 145	HC	15,71
Mikro Plus 82	ZP	56,55

*ceny (brutto) są orientacyjne, przeliczane z walut obcych po stałym kursie, pochodzą ze stron internetowych i nie są ofertą cenową w myśl prawa.

W pracy porównano dwa procesy szlifowania wykorzystując różne właściwości tego procesu:

- pierwszy przypadek przedmiot obrabiany cieplnie – utwardzony, szlifowany z udziałem cieczy obróbkowej (oleju),
- drugi przypadek, szlifowanie zgrubne na sucho – utwardzanie, szlifowania wykańczające z udziałem MQL.

W tabeli 3 zestawiono procesy, przy jednym założeniu, powierzchnia uzyskana nie może być mocno obciążana z uwagi na grubość warstwy utwardzonej $g=0,15$ mm.

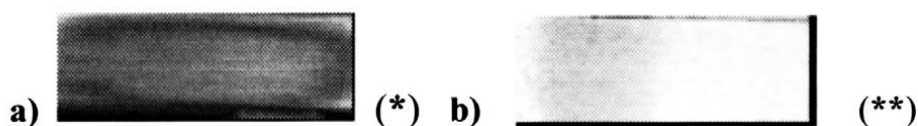
Parametry procesu szlifowania w przypadku drugim oznaczono gwiazdkami, oznaczają stan powierzchni uzyskany w procesie szlifowania co przedstawiono na rys.X. Dodatkowo podano parametry procesu szlifowania (tabela 3):

(*) - szlifowanie zgrubne z następującymi parametrami procesu szlifowania: $v_s=25$ m/s, $v_v= 0,1$ m/s, $a_e=0,06$ mm, bez chłodzenia.

(**) - proces szlifowania wykańczającego z parametrami: $v_s=25$ m/s, $v_w=0,5$ m/s, $a_e=0,01$ mm, z udziałem MQL i wydatkiem 50 ml/godzinę. Powierzchnię uzyskujemy czystą i suchą. Na rysunku 4 przedstawiono stan powierzchni uzyskanych w procesie szlifowania.

Tabela 3

Przebiegu procesu technologicznego z wykorzystaniem szlifowania	
Płaszczyzna przedmiotu szlifowanego ściernicami konwencjonalnymi	
Obróbka w stanie nieutwardzonym	Obróbka w stanie nieutwardzonym
Transport przedmiotu	Transport przedmiotu
Mycie przedmiotu	Szlifowanie zgrubne (utwardzenie) *
Obróbka cieplna powierzchniowa	Szlifowanie wykańczające z MQL**
Mycie przedmiotu	Oszczędność czasu obróbki, skrócenie procesu technologicznego, zmniejszenie kosztu
Transport przedmiotu	
Szlifowanie wykańczające	
Mycie przedmiotu	
Kontrola	Kontrola



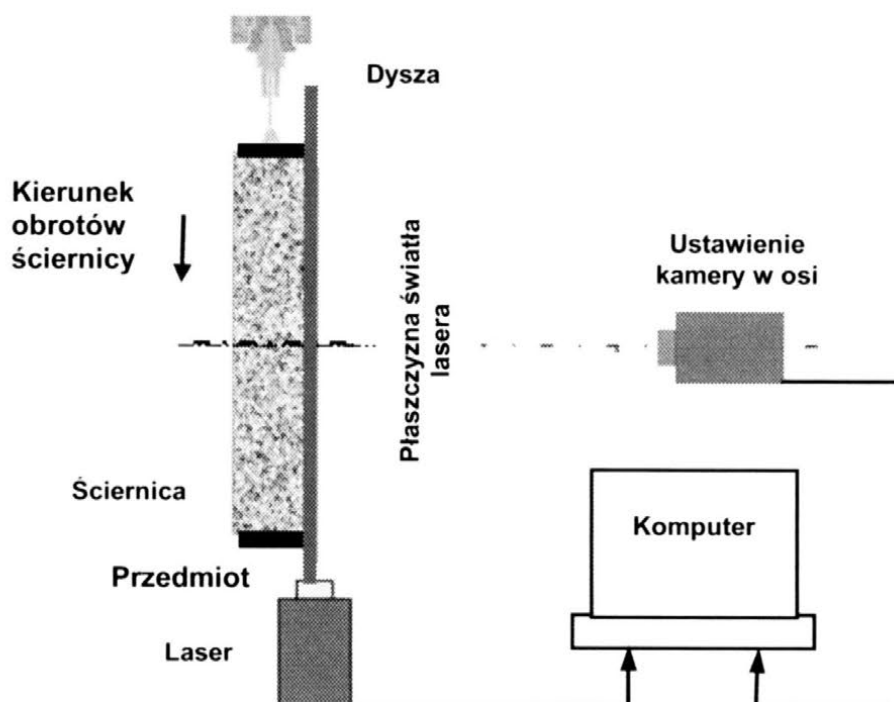
Rys. 4. Powierzchnie uzyskane na poszczególnych etapach:
a) utwardzenie poprzez szlifowanie zgrubne, b) szlifowanie wykańczające

2. BADANIA PROCESU SZLIFOWANIA Z WYKORZYSTANIEM METODY MQL

Znacznie rzadziej można spotkać opis podawania cieczy obróbkowej (CO) w procesach szlifowania, z uwagi na skomplikowany charakter samego procesu. Aby lepiej poznać zjawiska jakie zachodzą w strefie szlifowania wykorzystano metodę PIV (Particle Image Velocimetry). Metoda polega na oświetlaniu strumienia cząsteczek impulsowym światłem laserowym i wykonywaniu zdjęć w krótkich odstępach czasu. Przemieszczenie cząstek można również obserwować na filmie tworzonym bezpośrednio z zarejestrowanych ujęć, klatka po klatce, uzyskiwano obrazy w układzie 2D [3, 4].

2.1. Badania rozkładu mgły olejowej w strefie szlifowania metodą PIV

Badania rozkładu mgły olejowej w strefie szlifowania metodą PIV prowadzono na stanowisku prezentowanym na rysunku 5. Urządzenie laserowe - ustawione jest stycznie do powierzchni czołowej ściernicy i szlifowanego przedmiotu. Przy założeniu, że powierzchnia czołowa ściernicy i bok przedmiotu znajdują się w jednej linii. Kamery ustawiono w takiej odległości aby zarejestrować przebieg procesu szlifowania na całej długości próbki.



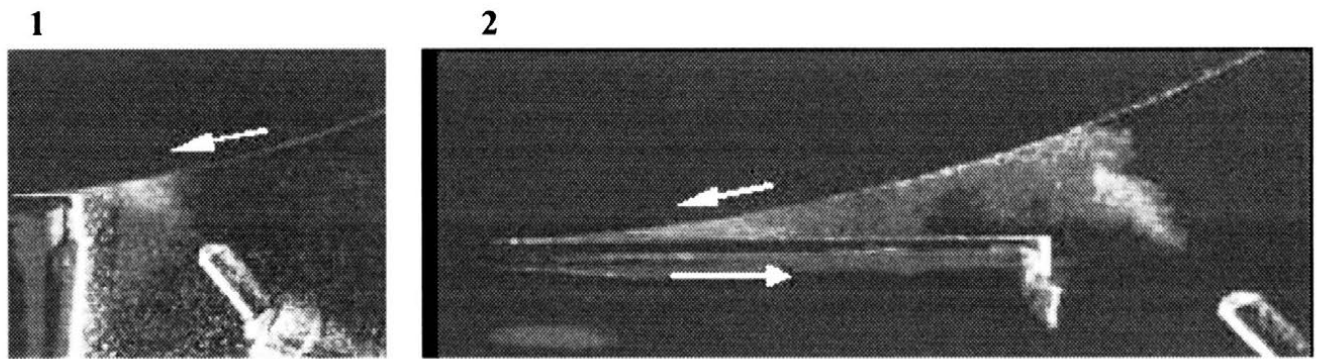
Rys. 5. Schemat stanowiska badawczego z wykorzystaniem metody PIV

Prowadzono obserwację zmian w trakcie podawania cieczy obróbkowej z minimalny wydatkiem, podczas szlifowania współ i przeciwbieżnego. Sterowanie kamerą i wiązką światła laserową prowadzono komputerowo.

2.2. Wyniki badania przepływu mgły olejowej w strefie szlifowania z wykorzystaniem metody PIV

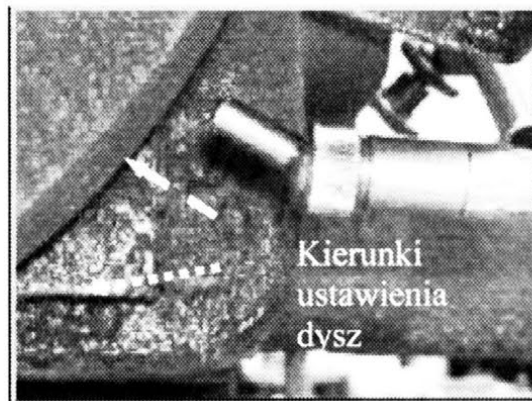
W badaniach zastosowano parametry obróbki, które umożliwią wydłużenie czasu kontaktu ściernicy z przedmiotem w całym zakresie długości szlifowanej próbki. Jedynym parametrem dającym swobodę sterowania czasem ekspozycji jest prędkość przedmiotu v_w . Do badań przyjęto wartość prędkości przedmiotu $v_w=0,1$ m/s, $a_e=0,02$ mm.

Dla lepszej wizualizacji przebiegu i zachowania się cząsteczek oleju w strefie styku ściernicy z przedmiotem obrabianym zaprezentowano, na rysunku 6 (obrazy 1 i 2), przedstawiają zdjęcia zrealizowane podczas szlifowania na długości próbki wykonane metodą PIV podczas szlifowania wgłębnych płaszczyzn. Dysza ustawiona prostopadłe do czynnej powierzchni ściernicy. Na rysunku 6 pokazano zdjęcia zarejestrowane w następujących położeniach: 1-start ściernicy rozproszenie oleju z roboczej powierzchni ściernic, 2 – procesie szlifowania.



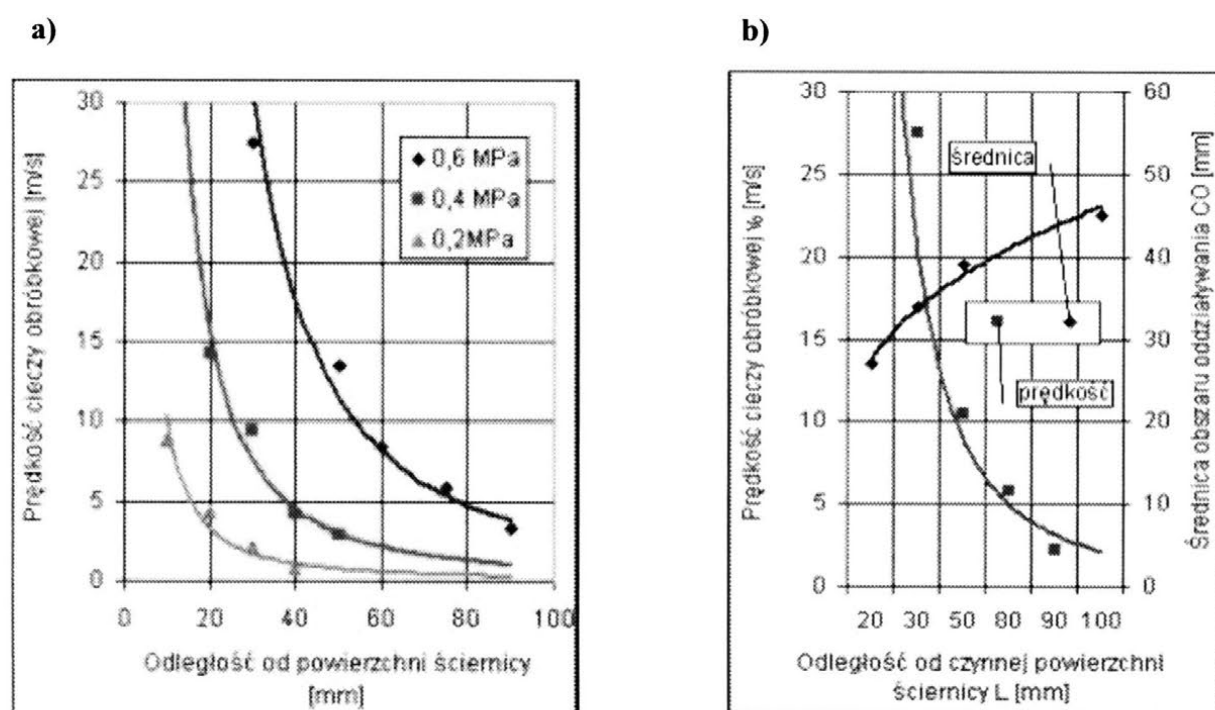
Rys. 6. Przebieg procesu szlifowania próbki płaskiej z udziałem CO podawanej z minimalnym wydatkiem, ustawienie dyszy prostopadłe do ściernicy

W procesie szlifowania różnych materiałów obrabianych z udziałem cieczy obróbkowej podawanej z minimalnym wydatkiem mierzono dwie składowe: siłę normalną i styczną. Wykorzystywano dwa ustawienia dyszy: styczne (KS, linia kreskowa) i prostopadłe (KP, linia kropkowa) w stosunku do czynnej powierzchni ściernicy (rys. 7). Badano wydatki mgły olejowej w granicach od 5 do 25 ml/h, Ciśnienie sprężonego powietrza zasilającego układ zmieniano od 0,3 do 0,6 MPa.



Rys. 7. Strefa szlifowania i kierunek podawania cieczy obróbkowej z minimalnym wydatkiem

Badania rozkładu prędkości drobin olejowych w strudze cieczy w funkcji odległości od czoła dyszy przeprowadzono w celu określenia wielkości decydującej o skuteczności dostarczania cieczy obróbkowej w strefę skrawania. Parametry cieczy obróbkowej podawanej z minimalny wydatkiem w funkcji odległości od czynnej powierzchni ściernicy (dysza o średnicy \varnothing 1mm: rys. 8a wpływ ciśnienia zasilania na prędkość cieczy obróbkowej, rys. 8b prędkość i obszar oddziaływania cieczy obróbkowej



Rys. 8. Parametry cieczy obróbkowej podawanej z minimalny wydatkiem w funkcji odległości od czynnej powierzchni ściernicy (dysza o średnicy \varnothing 1mm: a) wpływ ciśnienia zasilania na prędkość cieczy obróbkowej, b) prędkość i obszar oddziaływania cieczy obróbkowej

2.3. Pomiar sił szlifowania

W badaniach procesu szlifowania wykorzystano siłomierz 9321B do pomiaru sił skrawania na którym zamocowano uchwyty do próbek płaskich (rys. 8a). Sygnał z siłomierza przesyłany jest do wzmacniacza 5011A, który połączono z kartą DAS 1602 w komputerze.

W badaniach testowano wiele cieczy obróbkowych z uwagi na brak danych dotyczących tych cieczy w zastosowaniach MQL. Właściwości badanych cieczy obróbkowych (wybranych) zestawiono w tabeli 4. Celem było sprawdzenie ich przydatności do smarowania w warunkach MQL.

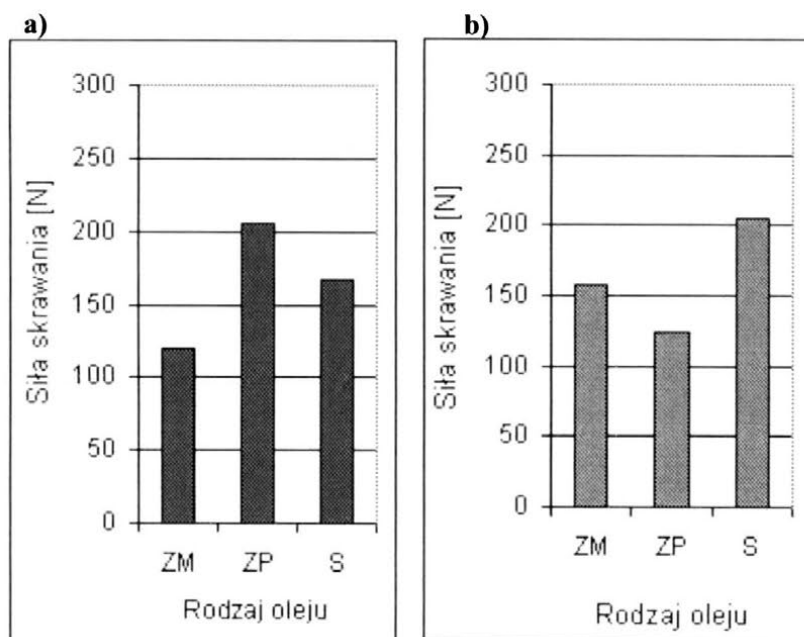
Tabela 4

Charakterystyka cieczy obróbkowych testowanych w badaniach wstępnych procesu szlifowania

Ciecz obróbkowa	Barwa	Gęstość [kg/m ³]	Lepkość (40°C) [mm ² /s]	Temperatura zapłonu	Oznaczenie oleju
MSA ZM 145	żółta	860	około 13	70°C	ZM
HCB 208	jasno żółta	930	40	> 150°C	HC
Mikro Plus 82	bezbarwna	842	19,5	150°C	ZP

Zastosowanie cieczy obróbkowej podawanej z minimalnym wydatkiem znalazły odbicie w siłach skrawania w porównaniu do szlifowania na sucho. Na rysunku 9 zaprezentowano wyniki pomiarów normalnej siły skrawania. Próby szlifowania poszczególnych stali przeprowadzono z następującymi parametrami: prędkość przedmiotu 0,3 m/s, głębokość szlifowania 0,03 mm, prędkość ściernicy $v_s=25,5$ m/s, wydatek CO 25 ml/h, ustawienie dyszy prostopadłe do czynnej powierzchni ściernicy (położenie uznane jako skuteczniejsze w przeprowadzonych wcześniej badaniach).

W badaniach wykorzystano oleje oznaczone w tabeli 1, kolorem szarym, ZM i ZP. Badano następujące materiały obrabiane X39Cr13 oraz X37CrMoV5-1. Odległość dyszy od strefy szlifowania wynosiła 30 mm, zastosowano dyszę o średnicy otworu wylotowego \varnothing 1mm. W przypadku szlifowania stali X39Cr13 rysunek 9a uzyskano siły: dla oleju ZP - 205 N, szlifowanie bez udziału CO (na sucho) 167 N, najniższą wartość uzyskano podczas szlifowania cieczą obróbkową - ZM - 119 N. Wartości sił podczas obróbki stali X37CrMoV5-1 rysunek 9b: bez cieczy obróbkowej (S) 205 N, ciecz obróbkowa ZP - 124 N, dla ZM - 157 N.



Rys. 9. Normalna siła skrawania podczas szlifowania w warunkach MQL i na sucho materiałów: a) X39Cr13, b) X37CrMoV5-1

3. PODSUMOWANIE

W operacjach szlifierskich wzrost wydajności procesu obróbki może być uzyskany dzięki zastosowaniu chłodzenia metodą MQL. Metoda ta wpływa na skrócenie procesu obróbki oraz zmniejszenie jego kosztów. Urządzenia stosowane do realizacji MQL charakteryzują się małymi wymiarami, dzięki czemu można je łatwo zastosować w warunkach produkcyjnych. Metoda MQL pozwala na eliminację kosztów utylizacji chłodziw, zmniejsza zagrożenia zdrowotne pracowników oraz wpływa korzystnie na poprawę i ochronę środowiska. Ponadto stwarza możliwość zastosowania w starszych typach szlifierek.

4. LITERATURA

- [1] Ochoś K. E.: *Postęp w obróbce skrawaniem. Cz. II. Obróbka na sucho i ze zminimalizowanym smarowaniem*, Mechanik, 1998, nr 5-6, 307-317.
- [2] Ochoś K. E.: *Doskonalenie strategii chłodzenia i smarowania w procesach obróbkowych*. Mechanik, 2004, nr 10, 597-606.
- [3] FlowMap[®]: *Particle Image Velocimetry instrumentation, installation and user guide*, Dantec Measurement Technology, 2000.
- [4] Górecki G.: *Analiza płomieni laminarnych rozprzestrzeniających się w rurze pionowej oparta na pomiarach pól prędkości metodą PIV*. Praca doktorska, 2008.

- [5] Wójcik R.: *Nowe media i sposoby ich doprowadzenia do strefy szlifowania*. Nr 4, *Archiwum Technologii Maszyn i Automatykacji* 2008, 137-145.
- [6] Żurek K., Sławik J., Subbotko R.: *Chłodzenie mgłą olejową- porównanie aspektów technicznych i ekonomicznych z technologią tradycyjną na przykładzie obróbki kutych wałów korbowych*. *Obróbka Skrawaniem Innowacje*. Szkoła Obróbki Skrawaniem. Kraków 2008, str. 84-91.

INVESTIGATION ON AEROSOLS AND ITS INFLUENCE ON COSTS REDUCTION OF GRINDING OPERATION

ABSTRACT: In the paper investigation of aerosol behavior during surface grinding process was described. PIV method was employed to obtain experimental results. Moreover, selected cooling agents were described too. Levels of grinding forces during surface grinding process were compared in order to application of different types of cooling agents. MQL, wet and dry cooling methods were investigated. Technical parameters of MQL equipment which was employed during grinding tests were presented too.



108682

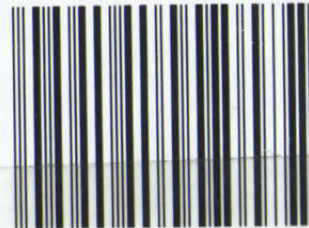
^{*)} dr hab. inż. Ryszard WÓJCIK, Politechnika Łódzka, Instytut Obrabiarek i TBM, Stefanowskiego 1/15, 94-924 Łódź

^{**)} mgr inż. Radosław ROSIK, Politechnika Łódzka, Instytut Obrabiarek i TBM, Stefanowskiego 1/15, 94-924 Łódź

^{***)} mgr inż. Jakub ŚWIERCZYŃSKI, Politechnika Łódzka, Stefanowskiego 1/15, 94-924 Łódź

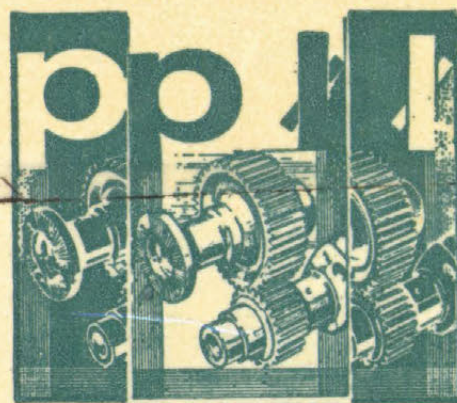
Biblioteka Główna

PL



210000286416

108 682



EXLIBRIS

politechnika łódzka • łódź • biblioteka

Prace poligraficzno - wydawnicze:
Agencja "MAGA"

ISBN 83-920269-4-2

© Politechnika Łódzka, Wydział Mechaniczny