

POLITECHNIKA WARSZAWSKA

DYSCYPLINA NAUKOWA INŻYNIERIA MECHANICZNA

DZIEDZINA NAUK INŻYNIERYJNO-TECHNICZNYCH

Rozprawa doktorska

mgr inż. Adrian Kopytowski

**Badanie procesu szlifowania powierzchni z zastosowaniem
wielogranulacyjnych tarcz ściernych**

Promotor

dr hab. inż. Rafał Świercz prof. uczelni

WARSZAWA 2023

*Pragnę złożyć serdeczne podziękowania
dr hab. inż. Rafałowi Świerczowi, prof. uczelni
za opiekę, życzliwość, wszechstronną pomoc
oraz trud włożony w prowadzenie pracy.*

*Dziękuję mojej rodzinie, bliskim oraz przyjaciołom
za nieustające wsparcie oraz motywację do pracy.*

*Dziękuję również wszystkim osobom, z którymi
współpracowałem przygotowując niniejszą pracę.*

Streszczenie

Obróbka wykończeniowa to krytyczny etap procesu produkcyjnego, od którego zależy m. in. dokładność wymiarów i struktura powierzchni wytworzonego elementu. Jest ona trudna w swoim opisie oraz obserwacji, z racji wysokiej częstotliwości powtórzeń oraz krótkich czasów kontaktów ziaren z przedmiotem. W przemyśle, najczęściej stosowane i najbardziej rozwinięte jest szlifowanie. Pozwala na uzyskanie bardzo gładkiej powierzchni. W procesie produkcyjnym zajmuje nawet 80% czasu wytwarzania danego detalu, w wyniku czego stanowi znaczny koszt produkcji. W związku z tym, prowadzone są liczne badania mające na celu uwydatnić proces. Do tej pory opracowano wiele różnych rodzajów i modyfikacji tarcz ściernych. Mimo wszystko, proces szlifowania wciąż ma pewne ograniczenia, w szczególności w przypadku obróbki trudnoobrabialnych materiałów, takich jak Inconel 625. Zważywszy na to, zaproponowano rozwiązanie w postaci nowego rodzaju tarczy ścierniej. Narzędzie to posiada w swojej budowie ziarna ścierne różnych wielkości, przez co nazywane jest tarczą wielogranulacyjną. Powstała powierzchnia w ten sposób wykazuje mniej defektów. Wynika to przede wszystkim z równomiernego rozmieszczenia ziaren, w aktywnej powierzchni ścierniej ziarnami różnych wielkości (mniejsze ziarna wypełniają przestrzenie pomiędzy większymi).

W niniejszej rozprawie prezentowane są wyniki badań procesu szlifowania Inconelu 625 za pomocą tarczy wielogranulacyjnej i konwencjonalnej. Zbadany został wpływ parametrów wejściowych: prędkości skrawania V_c , prędkości posuwu wzdłużnego V_w oraz prędkości posuwu poprzecznego V_p , przy stałej głębokości skrawania a_p na: morfologię powierzchni, mikrotwardość oraz warstwę zmienioną, właściwości trybologiczne, chropowatość powierzchni po obróbce oraz zużycie zastosowanych tarcz ściernych. Zbudowano modele statystyczne. Zauważono, że wzrost prędkości skrawania powoduje spadek chropowatości powierzchni. Zaobserwowano również negatywny wpływ niskiej prędkości skrawania na jakość powierzchni oraz stan narzędzia obróbkowego. Dodatkowo, porównano powierzchnię tarcz ściernych przed i po szlifowaniu, aby ocenić jej zużycie. Uzyskane wyniki wskazują, gładszą powierzchnię z mniejszą ilością defektów dla tarczy wielogranulacyjnej.

W związku z powyższym tarcza wielogranulacyjna jako nowy typ narzędzia, może znaleźć zastosowanie w obróbce materiałów trudnoobrabialnych z implementacją w przemyśle.

Słowa klucze: **tarcza wielogranulacyjna, szlifowanie, ziarna ścierne, topografia powierzchni**

Abstract

Finishing operations are the most important stage of a manufacturing process, where dimensional accuracy and surface topography of produced element are structured. Among all methods used in industry, grinding is the most common and developed one. It allows of achieving very smooth surface after processing, even when machining very difficult-to-machine materials. Many types and modifications of grinding wheels were already introduced, especially for use with very hard materials. Still, grinding process has its limitations regarding surface quality after machining, particularly when processing of difficult-to-machine materials, such as Inconel 625, is considered. To overcome those difficulties, a novel type of grinding wheel has been proposed. It consists of abrasive grains of different granulations, thus is called multigranular abrasive wheel. Even distribution and better packing of grains in active surface of an abrasive wheel in such a tool result in less defects on workpiece surface, and consequently improvement of a manufacturing process.

In this doctoral thesis the results of investigation of grinding of Inconel 625 with a conventional and multigranular abrasive wheel are presented. The influence of input parameters (V_p , V_c and V_w) on workpiece surface topography is analysed. Based on achieved data, statistical models of grinding process have been proposed. It was noticed that the increase of grinding wheel speed results in decrease of the surface roughness parameters. Moreover, negative influence of low V_c on workpiece surface quality was observed. Analysis of the surface after grinding showed no significant defects when both abrasive discs were used, but the roughness parameters were lower after machining with the multigranular disc. Additionally, the grinding wheel surface before and after grinding was compared, in order to evaluate tool wear. The results show that grinding with a multigranular disc results in a smoother surface after machining compared to a conventional disc. This type of tool could find application in machining hard-to-machine materials, that are extensively used in industry.

Key words: multigranular abrasive wheel, grinding process, abrasive grains, surface topography

Spis treści

Streszczenie	5
Abstract	7
Spis treści	9
Alfabetyczny wykaz stosowanych oznaczeń.....	11
Alfabetyczny wykaz stosowanych skrótów.....	14
1. Wstęp.....	15
2. Analiza stanu wiedzy.....	16
2.1 Ogólna charakterystyka procesu szlifowania	16
2.2 Charakterystyka i mechanizm pracy ziarna ściernego	22
2.3 Modelowanie procesu szlifowania.....	35
2.4 Analiza korelacji pomiędzy parametrami procesu szlifowania a wynikowym stanem warstwy wierzchniej i wydajnością usuwania materiału.....	44
2.5 Wybrane trendy w konstrukcji tarcz ściernych.....	56
2.6 Wnioski ze stanu badań obróbki szlifowaniem materiałów trudnoobrabialnych	62
3. Cel i zakres pracy	65
3.1 Uzasadnienie podjęcia tematu	65
3.2 Cel pracy	65
3.3 Zakres pracy	66
4. Warunki i metodyka badań doświadczalnych.....	67
4.1 Aparatura badawcza.....	67
4.1.1 Szlifierka do płaszczyzn	67
4.1.2 Profilometr.....	68
4.1.3 Skaningowy mikroskop elektronowy	70
4.1.4 Skaningowy mikroskop elektronowy z emisją polową (FE-SEM)	72
4.1.5 Mikroskop cyfrowy.....	73
4.1.6 Twardościomierz	73
4.2 Metodologia prowadzonych badań doświadczalnych.....	74

4.3.	Przedmiot badań	80
4.3.1.	Obrabiany materiał- Inconel 625	80
4.3.2.	Tarcze ścierne	81
4.4.	Planowany eksperyment.....	88
5.	Badania doświadczalne szlifowania Inconelu 625	92
5.1.	Badania morfologii powierzchni	92
5.2.	Badania mikrotwardości i warstwy zmienionej.....	97
5.3.	Charakterystyka cech trybologicznych procesu szlifowania na podstawie krzywej Abbota-Firestone'a	105
5.4.	Badanie wpływu parametrów i warunków obróbki szlifowania na wybrane parametry chropowatości powierzchni- modele regresji	112
5.4.1.	Parametr chropowatości R_a	113
5.4.2.	Parametr chropowatości S_a	116
5.4.3.	Parametr chropowatości R_z	121
5.4.4.	Parametr chropowatości S_p	125
5.4.5.	Parametr chropowatości S_v	128
5.4.6.	Parametr chropowatości S_z	130
5.5.	Porównanie morfologii powierzchni tarczy ścierniej przed i po obróbce	133
6.	Podsumowanie i wnioski	138
6.1.	Podsumowanie.....	138
6.2.	Wnioski o charakterze użytkowym i poznawczym.....	138
6.3.	Wnioski dotyczące dalszych badań	140
7.	Literatura	141
8.	Spis rysunków.....	161
9.	Spis tabel.....	167
10.	Załącznik	168

Alfabetyczny wykaz stosowanych oznaczeń

- $\alpha^{(i)}$ – kąt wierzchołkowy ostrosłupa modelującego i-te ziarno ściernie;
 β – kąt tarcia;
 γ_0 – kąt natarcia ziarna;
 ϕ – kąt ścinania;
 ε – równoważne odkształcenie plastyczne;
 ε^* – szybkość odkształcenia;
 ε^*_0 – referencyjna szybkość odkształcenia;
 ε_a – średni stosunek szerokości do grubości wióra;
 $\theta_{i,j}$ – kąt zagłębienia ziarna i w elemencie j zmieniający się w zakresie od θ_{st} do θ_{exit} ,
 θ_x – kąt obrotu ziarna ściernego wokół osi x;
 θ_y – kąt obrotu ziarna ściernego wokół osi y;
 θ_z – kąt obrotu ziarna ściernego wokół osi z;
 μ – współczynnik tarcia pomiędzy ziarnem ściernym a materiałem obrabianym;
 ν_w – liczba Poissona materiału obrabianego;
 $\xi_{cut\ cri}$ – parametr krytyczny etapu skrawania;
 ξ_{pl} – parametr krytyczny etapu orki;
 σ_s – granica plastyczności;
 τ_s – wytrzymałości na ścinanie;
 ω – prędkość obrotowa koła szlifierskiego;
 $\bar{A}$ – początkowa granica plastyczności;
 a_p – głębokość skrawania, dosuw;
 $\bar{B}$ – współczynnik usztywnienia;
 b_A – odległość pomiędzy dwoma sąsiadującymi ziarnami ściernymi mierzona prostopadle do obwodu tarczy ścierniej;
 C – liczba ziaren przypadających na 1 mm² powierzchni;
 $\bar{C}$ – współczynnik prędkości odkształcenia materiału obrabianego;
 d_s – średnica koła szlifierskiego;
 d_{max} – maksymalna zewnętrzna średnica okręgu dolnej powierzchni ziarna;
 d_{min} – minimalna zewnętrzna średnica okręgu dolnej powierzchni ziarna;
 E_w – moduł Younga materiału obrabianego;
 f – posuw;
 F_c – wypadkowa siła, z którą ziarno ściernie działa na materiał obrabiany podczas etapu skrawania;
 $F_{n\ cut}$ – normalna siła, z którą ziarno ściernie działa na materiał obrabiany podczas etapu skrawania;
 F_s – siła szlifowania;

$F_{t\text{cut}}$ – styczna siła, z którą ziarno ściernie działa na materiał obrabiany podczas etapu skrawania;
 h_{ave} – średnia wysokość ziarna ściernego;
 h_{eq} – równoważna grubość warstwy szlifowanej;
 $H_{i,j}$ – wysokość ziarna i w elemencie j ;
 $h_{\text{m}}^{(i)}$ – maksymalną grubość niezdeformowanego wióra;
 $h_{\text{max}}^{(i)}$ – maksymalna wysokość ziarna ściernego;
 i – liczba ziaren ściernych;
 l_s – długość obwodowa strefy szlifowania;
 l_c – odległość pomiędzy dwoma sąsiadującymi ziarnami ściernymi mierzona wzdłuż obwodu tarczy ścierniej;
 M – punkt o współrzędnych X_M, Y_M, Z_M ;
 m^* – współczynnik mięknięcia temperaturowego;
 N – liczba ziaren ściernych na próbkowanej powierzchni ściernicy;
 n^* – współczynnik utwardzania przy odkształcaniu;
 R_a – średnie arytmetyczne odchylenie profilu chropowatości od linii średniej;
 $R_{i,j}$ – promień ziarna i w elemencie j ;
 R_z – wysokość nierówności profilu chropowatości według 10-ciu punktów;
 r – promień tarczy ścierniej;
 $S^{(i)}_c$ – powierzchnia kontaktu pomiędzy ziarnem ściernym a materiałem obrabianym;
 $S^{(i)}_{sh}$ – powierzchnia strefy poślizgu ścinającego i -tego ziarna ściernego;
 $S(M, t_{\text{cont}})$ – wektorowe pole prędkości powierzchni materiału;
 S_a – średnie arytmetyczne odchylenie powierzchni;
 S_g – numer organizacyjny ściernicy;
 S_k – wysokość chropowatości rdzenia;
 S_p – wartość najwyższego wzniesienia powierzchni;
 S_{pk} – zredukowana wysokość wierzchołków;
 S_{r1} – udział nośny wierzchołków;
 S_{r2} – udział nośny wgłębień;
 S_t – całkowita wysokość nierówności powierzchni;
 S_v – głębokość najniższego wgłębienia powierzchni;
 S_p – wartość najwyższego wzniesienia powierzchni;
 S_{vk} – zredukowana głębokość dolin;
 S_z – wysokość nierówności powierzchni według 10-ciu punktów;
 T_0 – temperatura otoczenia;
 t_{cont} – czas kontaktu ze ściernicą;
 T_m – temperatura topnienia;
 V_c – prędkość szlifownia;
 V_f – prędkość posuwu;

V_{mc} – objętość materiału rdzenia;
 V_{mp} – objętość materiału wzniesień;
 V_{vc} – objętość pustek rdzenia;
 V_{vv} – objętość pustek wgłębień;
 V_p – prędkość posuwu poprzecznego;
 V_s – prędkość szlifowania;
 V_w – prędkość posuwu wzdłużnego;
 W_s – szerokość osiowa strefy szlifowania;
 w_g – średnia szerokość ziarna.

Alfabetyczny wykaz stosowanych skrótów

AcBN – zagregowany regularny azotek boru;

ACC – układ adaptacyjnego sterowania granicznego;

ACO – układ sterowania ekstremalnego;

cBN – regularny azotek boru;

CPS – czynna powierzchnia szlifowania;

DMZ – strefa kontaktu bez skrawania;

FE SEM – skaningowy mikroskop elektronowy wspomagany polem;

OUPN – układ obrabiarka – uchwyt – przedmiot obrabiany – narzędzie;

PcBN – polikrystaliczny regularny azotek boru;

SEM – skaningowy mikroskop elektronowy;

SGP – struktura geometryczna powierzchni;

UVAG – ultradźwiękowe szlifowanie wspomagane wibracjami;

WW – warstwa wierzchnia.

1. Wstęp

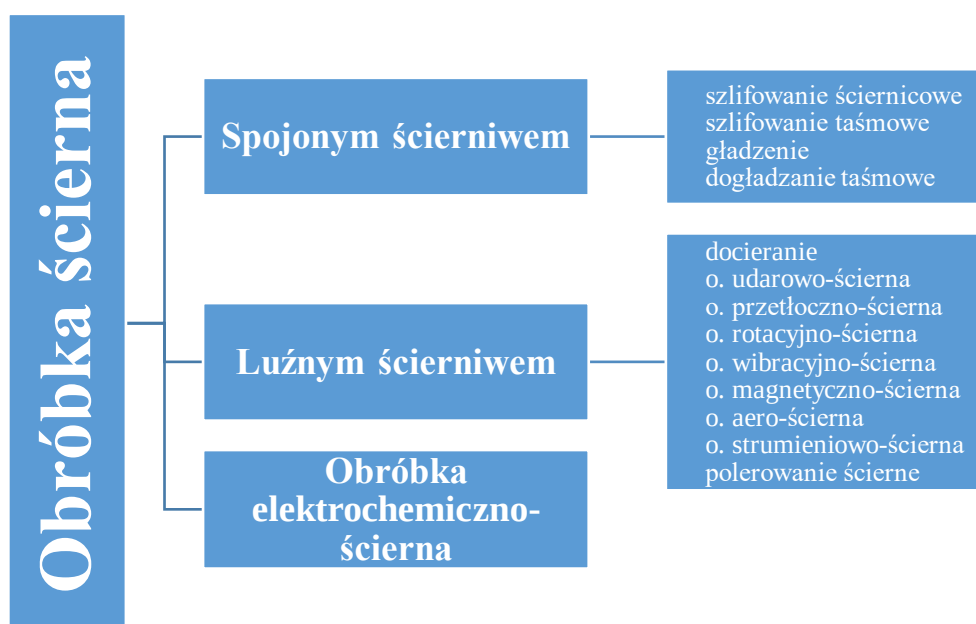
Operacje wykończeniowe stanowią jedno z najbardziej złożonych i najistotniejszych zadań podczas procesu produkcyjnego. Odpowiedzialne są za osiągnięcie dokładności wymiarowej produkowanych części i pożądaných właściwości topografii ich powierzchni. Powinny być one dobrane i przeprowadzone w taki sposób, aby spełnić warunki wynikające z wymagań technicznych stawianych przez konstruktorów w zakresie dokładności geometrycznej, jakości powierzchni oraz tolerancji wymiarowej. Dodatkowo, rozwój technologii materiałowych determinujący wprowadzenie nowych materiałów o określonych właściwościach (np. stopy tytanu czy nadstopy niklu) jest nieodzownie związany z opracowywaniem odpowiednich technologii ich kształtowania [1–4]. Obecnie duży nacisk postawiony został również na automatyzację procesu. Postęp metod obróbkowych skutkuje powstawaniem coraz nowszych maszyn (m. in. sterowanych numerycznie), umożliwiających zwiększenie powtarzalności produkcji [5,6]. Obserwujemy też doskonalenie stosowanych technik wytwarzania podzespołów obrabiarek, które mają sprostać potrzebom klienta. W związku z tym, szczególną uwagę poświęca się układowi: obrabiarka-uchwyt-przedmiot obrabiany-narzędzie (OUPN), w którym to obserwuje się bezpośrednie oddziaływania, wpływające na otrzymywane wyniki.

Jedną z najbardziej zaawansowanych technologii obróbki wykańczającej jest szlifowanie. Jest ono od dawna stosowane, ponieważ pozwala na osiągnięcie bardzo dobrej dokładności wymiarów i gładkiej powierzchni materiału obrabianego [7–12]. Typowe procesy szlifowania mają jednak również swoje ograniczenia pod względem uzyskanych właściwości topografii powierzchni, szczególnie w przypadku wykańczania trudnoobrabialnych materiałów, takich jak Inconel 625. Analizując prace wielu ośrodków naukowych zauważyć można pewną koncentrację wokół prowadzenia procesu szlifowania w taki sposób, aby jednocześnie zdjąć pozostawiony naddatek i wykończyć powierzchnię. W konsekwencji, najczęściej potrzebne są nowe rozwiązania w konstrukcji samego narzędzia, które to umożliwią.

2. Analiza stanu wiedzy

2.1 Ogólna charakterystyka procesu szlifowania

Szlifowanie to przykład obróbki ścierniej, która była wykorzystywana już w starożytności. Na przestrzeni wieków można zauważyć jej ewolucję. Wzrost znaczenia procesu należy tłumaczyć zaostrzaniem się wymagań odnośnie dokładności obróbki wykańczającej. To z kolei wynika m. in. z zawężenia tolerancji wymiarów i kształtów, koniecznością polepszenia jakości powierzchni przedmiotów obrabianych, czy wzrostem parametrów eksploatacyjnych maszyn i urządzeń w zestawieniu przede wszystkim do ich trwałości. Szlifowanie jest bardzo złożoną metodą obróbki wykończeniowej, wymagającą doświadczenia i uwagi od operatora [13–15]. W przemyśle można wyróżnić szereg odmian obróbek mających za zadanie wykończyć powierzchnię [16]. Szlifowanie ściernicowe, wraz z szlifowaniem taśmowym, gładzeniem oraz dogładzaniem są klasyfikowane w obszarze obróbek ściernych o spojonym ścierniwie. Przedstawiony schemat (Rysunek 1) prezentuje podział powszechnie stosowanych technik obróbki ścierniej ze względu na strukturę budowy narzędzia [17–19].

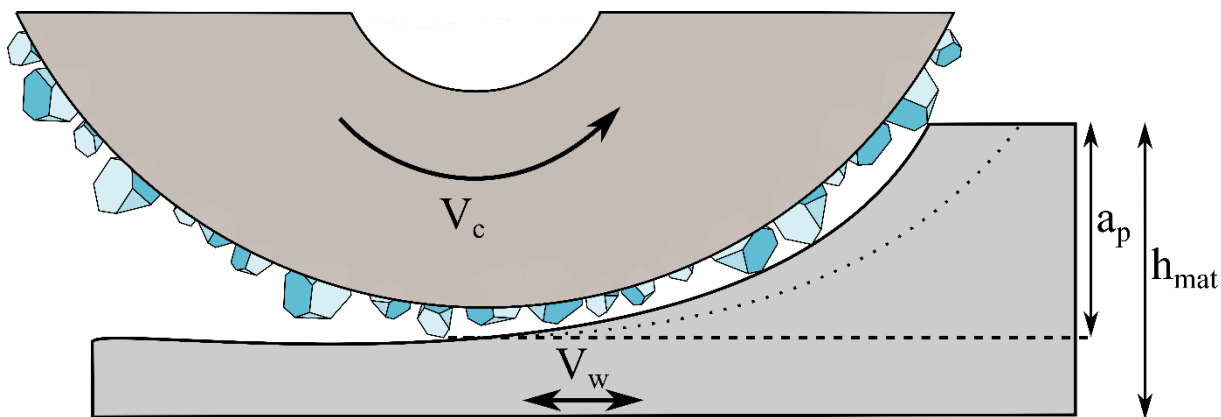


Rysunek 1. Klasyfikacja metod obróbki ścierniej [20].

Szlifowanie przy użyciu ściernicy to najpopularniejsza metoda obróbki ścierniej, która zapewnia uzyskanie dokładnych wymiarów i kształtów. Skutkuje ona również wysoką jakością powierzchni obrabianych przedmiotów [21]. Podczas procesu materiał usuwany jest w postaci mikrowiórów, dzięki obecności dziesiątek lub setek tysięcy ostrzy skrawających [20,22–29]. Usuwany jest naddatek w postaci frakcji materiału, który został uszkodzony mechanicznie lub

termicznie w wyniku obróbek poprzedzających. Stan powierzchni wynikający z obróbki poprzedzającej szlifowanie ma wpływ na cechy wymiarowo kształtowe, stan warstwy wierzchniej obrabianego przedmiotu oraz zmianę charakterystyki trybologicznej czynnej powierzchni szlifowania (CPS).

Głównymi nastawnymi parametrami technologicznymi procesu jest prędkość obrotowa tarczy ścierniej, która determinuje prędkość skrawania V_c , prędkości posuwu wzdłużnego V_w , prędkość posuwu poprzecznego V_p oraz głębokość skrawania a_p (Rysunek 2).



Rysunek 2. Podstawowe parametry procesu szlifowania.

Wielkości wejściowe procesu szlifowania można podzielić na dwie grupy, z których pierwsza to wielkości związane z układem obrabiarka – uchwyt – przedmiot obrabiany – narzędzie (układ OUPN), a druga to wielkości nastawne. Samo scharakteryzowanie procesu wymaga zdefiniowania pewnych wielkości tj.: moc skrawania, wydajność, składowe siły, zużycie ściernicy, temperatura czy czas szlifowania. Z kolei za wielkości zakłócające można uznać zmiany temperatury oraz drgania. Wyniki procesu szlifowania podlegają rozpatrywaniu na płaszczyźnie technologicznej, jak również ekonomicznej. Do kryteriów oceny kluczowych parametrów technologicznych zalicza się przede wszystkim jakość wykonywanych detali. Oceniana ona jest przez badanie chropowatości powierzchni po obróbce oraz określenie dokładności wymiarowo-kształtowej. Na przedstawione elementy wpływ ma szereg czynników, spośród których najważniejsze to stan ściernicy oraz stan i jakość płynu smarująco-chłodzącego. W związku z tym przed przystąpieniem do pracy należy sprawdzić wymienione elementy i ewentualnie przeprowadzić prace serwisowe. Za wyznacznik oceny ekonomicznej procesu można przyjąć określenie progu rentowności produkcji oraz określenie wydajności ilościowej.

Istotą procesu szlifowania są wzajemne oddziaływania w strefie styku ściernicy z przedmiotem obrabianym. Gdy ziarno ściernie zagłębia się w obrabianym materiale (z określonym dosuwem a_p , daną prędkością szlifowania V_c oraz znaną prędkością posuwu V_f) dochodzi do powstawania w strefie szlifowania czterech rodzajów wzajemnych oddziaływań pomiędzy:

- ziarnem ściernym a przedmiotem obrabianym (zjawisko tworzenia się wióra);
- wiórem a spoiwem;
- wiórem a przedmiotem obrabianym;
- spoiwem a przedmiotem obrabianym.

Analizując tematykę szlifowania ściernicowego należy zwrócić uwagę na warunki powstawania naprężeń i odkształceń. Szybkość ich generowania oraz rozwój zależą od parametrów procesu, właściwości obrabianego materiału czy geometrii przyjętych ziaren ściernych. Z kolei ich korelacja między sobą powoduje powstawanie mechanizmów tarcia:

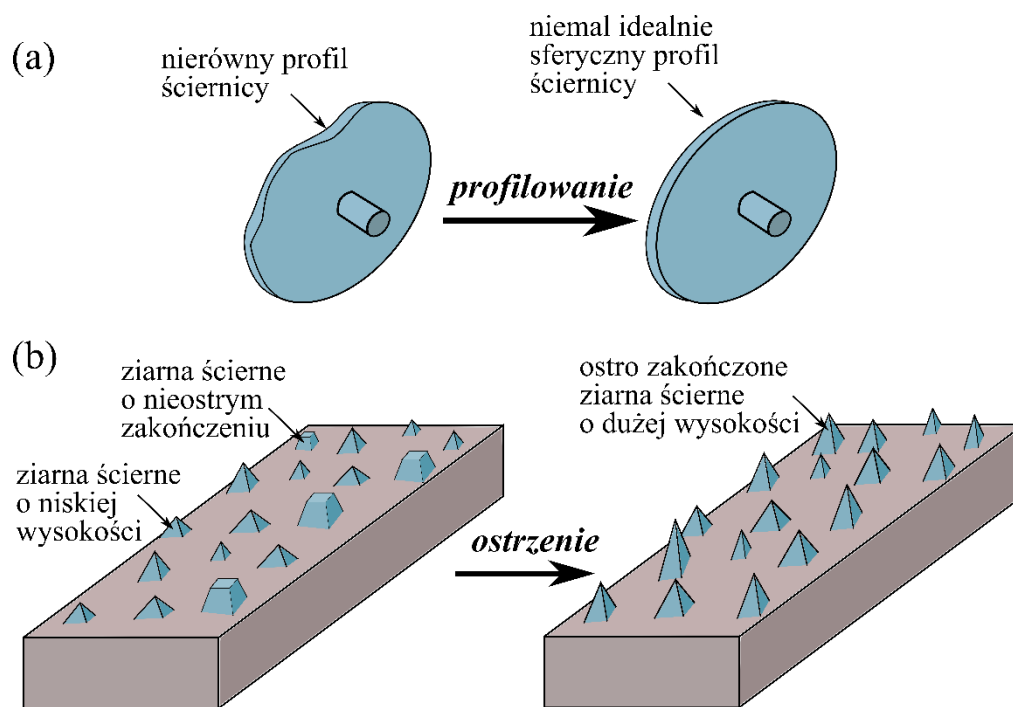
- powstających wiórów o powierzchnię ściernicy;
- powierzchni spoiwa o materiał przedmiotu obrabianego (w momencie niedostatecznego odsłonięcia ziaren ściernych);
- wiórów o materiał obrabiany (w przypadku braku efektywnego usuwania ich ze strefy szlifowania).

Wymienione powyżej oddziaływania, które wykraczają poza mechanizm powstawania wióra, mają swój udział w wielkościach składowych sił szlifowania oraz wydatku energii w strefie obróbkowej (szlifowania), przez co mogą niekorzystnie wpływać na jakość uzyskanej powierzchni [30]. Aby zmniejszyć ich prawdopodobieństwo należy pamiętać o zastosowaniu podczas obróbki cieczy smarująco-chłodzącej, której obecność powoduje nawet dwukrotne zmniejszenie tarcia [31].

Optymalizacja efektywności procesu szlifowania polega na maksymalizacji wzajemnych oddziaływań w układzie ścierniwo/przedmiot obrabiany. Intensyfikacja procesu szlifowania w głównej mierze polega na prawidłowym konstituowaniu rozwiniętego profilu CPS, którego zadaniem w określonych warunkach jest ograniczenie kontaktu spoiwa z powierzchnią obrabianą. W wyniku tego zachodzi kompleksowe oddziaływanie ziaren skrawających (bez uwzględnienia spoiwa) na przedmiot, co pozwala na zbudowanie modelu symulacyjno-statystycznego pracy ściernicy [32–38].

Szerokiemu zastosowaniu szlifowania jako obróbki wykańczającej istotnych części maszyn i urządzeń towarzyszyło równoległe systematyczne podwyższanie wydajności tego procesu. Zwiększanie wydajności szlifowania następuje wskutek wprowadzania nowych oraz modyfikowanie dotychczas istniejących materiałów ściernych czy nowe konstrukcje obrabiarek. Takie maszyny można podzielić na posiadające układ adaptacyjnego sterowania granicznego (ACC- układ adaptacyjnego sterowania granicznego) oraz układ sterowania ekstremalnego (ACO- układ sterowania ekstremalnego). Umożliwiły one mierzenie wartości parametrów podczas procesu szlifowania. Pozwoliło to lepiej śledzić proces oraz dało możliwość interpretowania otrzymywanych wyników, przez co możliwe stało się podejmowanie ukierunkowanych korekt nastawnych. Decydujący wpływ na rozwój technologii szlifowania oraz polepszenie uzyskiwanych wyników obok samej obrabiarki czy warunków obróbki ma jednak sama charakterystyka ściernicy.

Przed przystąpieniem do procesu obróbkowego należy pamiętać o przygotowaniu narzędzia do pracy. Tylko właściwie przygotowana ściernica zapewni spełnienie założeń początkowych oraz umożliwi bezpieczną pracę [39]. Wymagane jest, aby narzędzie charakteryzowało się płaskością czynnej powierzchni skrawającej oraz jej równoległością do stołu obrabiarki. Zewnętrzna średnica tarczy powinna być koncentryczna względem otworu mocującego. W związku z tym należy zwrócić uwagę na właściwe zamocowanie samej tarczy ścierniej w oprawie między kołnierzami dociskowymi [10]. Narzędzie szlifujące jest ostatnim członem dynamicznego układu obrabiarki, który ma bezpośredni kontakt z obrabianym materiałem. W związku z tym, tak samo jak obrabiarka, powinno ono pracować przy możliwie niskim poziomie drgań [9,40]. Spełnienie tego wymagania uzyskuje się dzięki wyważeniu ściernicy na obrabiarce. Istotnym etapem przygotowania ściernicy do pracy jest jej kondycjonowanie, zwane również profilowaniem (w odniesieniu do makrogeometrii ściernicy, Rysunek 3(a)) lub ostrzeniem (w odniesieniu do mikrogeometrii, Rysunek 3(b) [41,42]). Oba te zabiegi bezpośrednio wpływają między innymi na dokładność wymiarowo-kształtową uzyskiwanych wyrobów. Profilowania ściernic dokonuje się po jej zamontowaniu na szlifierce. Polega ono na nadaniu krawędzi skrawającej odpowiedniej geometrii (w celu usunięcia bicia) i uformowaniu do pożądanego kształtu [43]. Z kolei ostrzenie wykonuje się co jakiś czas, pomiędzy kolejnymi obróbkami i polega ono na zaostrzeniu ziaren ściernych ściernicy. Realizowane jest przez przyłożenie oselki (wykonanej najczęściej z tlenku glinu, zielonego węgla krzemowego czy też tworzywa sztucznego wzmocnionego włóknem szklanym) do narzędzia.



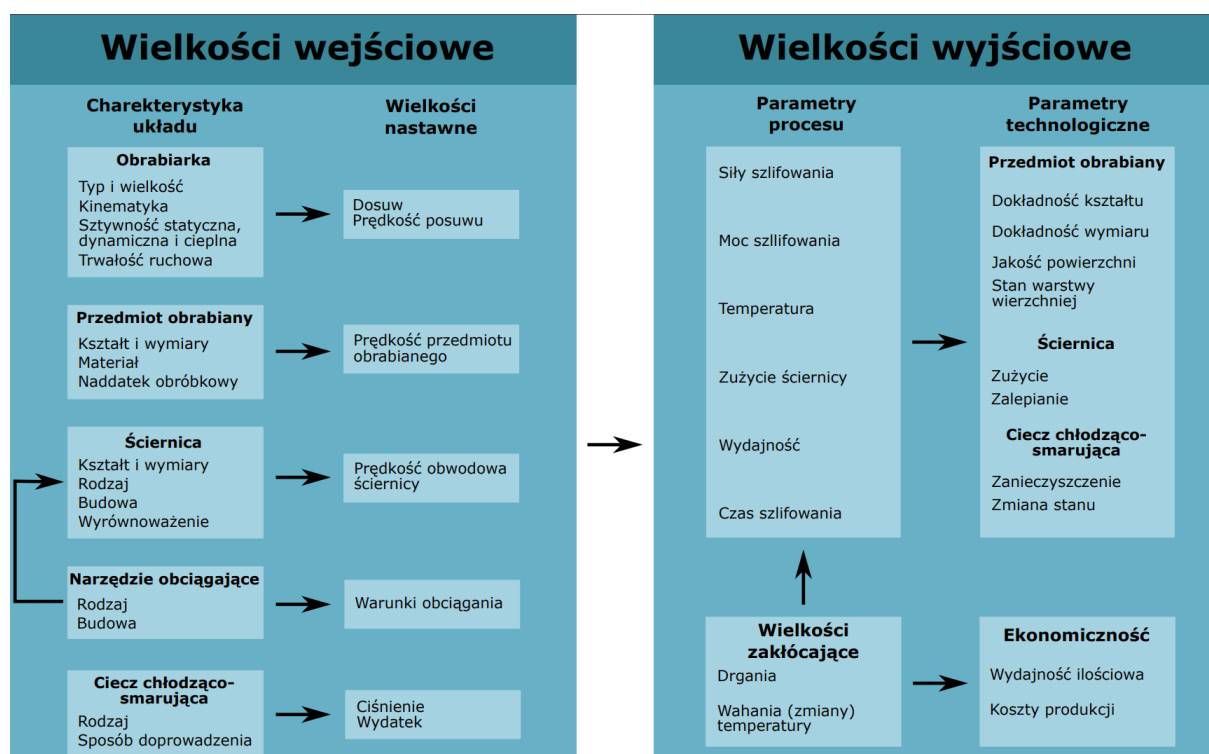
Rysunek 3. Schemat zmiany powierzchni ściernicy po (a) profilowaniu; (b) ostrzeniu.

Szlifowanie powierzchni płaskich tarczami wykazuje wiele specyficznych cech odróżniających ten proces od metod obróbki wiórowej (w których występuje jednoznaczne zdefiniowanie geometrii ostrza skrawającego), są to między innymi [44,45]:

- stochastyczne rozmieszczenie dużej ilości ziaren na roboczej części ściernicy;
- nieciągły brzeg krawędzi skrawającej tarczy;
- nieregularny kształt ziaren ściernych, o ujemnych kątach natarcia wierzchołków;
- zróżnicowane wysokości ostrzy ziaren ściernych na roboczej części ściernicy;
- brak głównej i pomocniczej krawędzi skrawającej;
- elementy skrawające tarczy o specyficznych właściwościach (np. kruchość, duża twardość, odporność na działanie ciepła);
- większe zapotrzebowanie energii potrzebne do zniszczenia jednostki objętości.

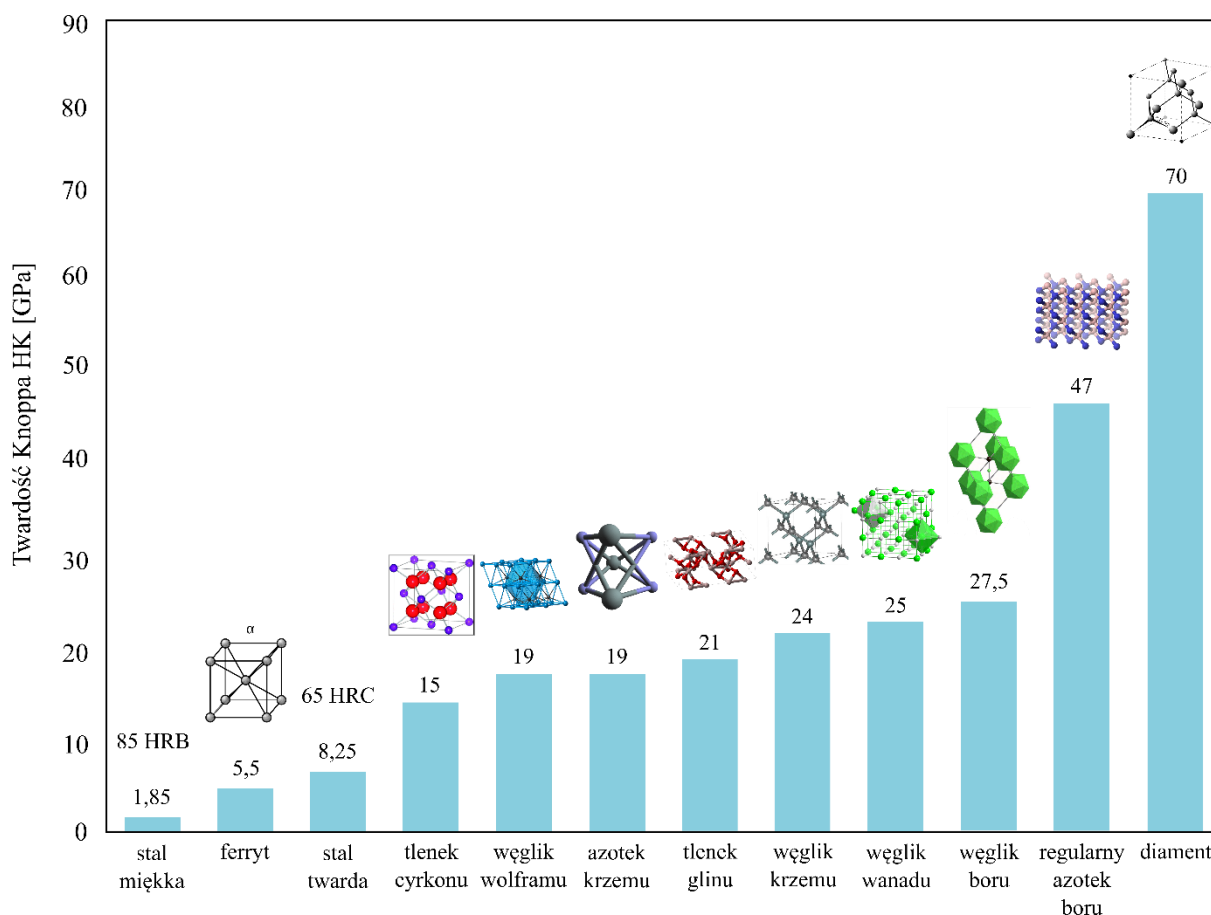
W miejscu kontaktu ściernicy z przedmiotem obrabianym wyróżnić można występowanie zmiennych rozkładów nacisków jednostkowych, temperatury oraz prędkości odkształceń względnych materiału, który jest usuwany. Duże prędkości szlifowania ($V_c = 20 - 200 \text{ m/s}$) znacznie wpływają na dynamikę odkształceń materiału [46–49]. W wyniku tego, zmiana energii mechanicznej dekohezji materiału na energię cieplną dokonuje się w czasie $t_{\text{cont}} = 2 - 50 \text{ } \mu\text{s}$ [25], co można porównać do czasu ekspozycyjnego niszczenia materiału ładunkiem wybuchowym [50–55]. Wskutek zróżnicowanego zagłębienia ziaren CPS powstaje

równoważny strumień ciepła do pracy pojedynczych ziaren, który jest nieproporcjonalny do objętości materiału ścieranego przez te właśnie ziarna. W zależności od warunków odprowadzania ciepła, temperatury występujące lokalnie w miejscu kontaktu ściernicy z przedmiotem obrabianym mogą osiągać wartości odpowiadające topliwości obrabianego materiału [22,48,53,56–58]. Na rysunku zamieszczonym poniżej wskazano istotne wielkości mające wpływ na omawiany proces szlifowania (Rysunek 4) [59,60].



Rysunek 4. Zależności wielkości wejściowych i wyjściowych omawianego procesu [20].

Przy budowie płaskich tarcz ściernych, często w roli ścierniwa zastosowanie znajduje diament, naturalny lub syntetyczny. Jest to najtwardszy, anizotropowy materiał ścierny, wykazujący wysoką wytrzymałość i odporność na ścieranie. Typowe twardości materiałów stosowanych na narzędzia ściernie przedstawiono poniżej (Rysunek 5).

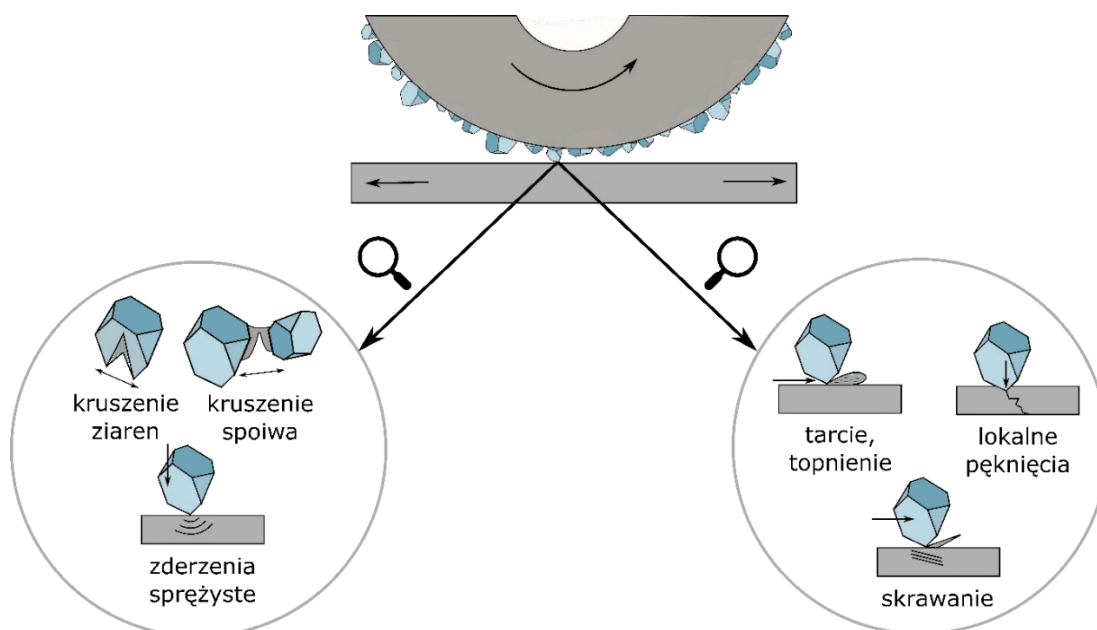


Rysunek 5. Zestawienie twardości różnych rodzajów materiałów ściernych.

Twardość jest jednym z podstawowych kryteriów kwalifikowania przydatności technologicznej ścierniwa. Wynika z dużej gęstości energii spójności i trójwymiarowej symetrii wiązań [61]. Struktury atomowe zbudowane przez pierwiastki, których główna liczba kwantowa wynosi 2 oraz o małej różnicy w elektroujemności pomiędzy połączonymi pierwiastkami stanowią o największej symetryczności. W wyniku tego budowane są wiązania kowalencyjne o symetryczności czworościennej. Z perspektywy procesu szlifowania istotna jest wytrzymałość mechaniczna na działanie wysokiej temperatury oraz pękanie wzdłuż płaszczyzn [62].

2.2. Charakterystyka i mechanizm pracy ziarna ściernego

Proces zużycia ziarna ściernego opisywany jest zbiorem zjawisk fizyko-chemicznych (szczególnie kruche pękanie, plastyczne odkształcenia, wymianę masy spowodowaną chemicznym oddziaływaniem pomiędzy ziarnami a materiałem szlifowanym, utlenianie oraz tarcie i topnienie). Oddziaływania zachodzące podczas procesu szlifowania zostały przedstawione poniżej (Rysunek 6).

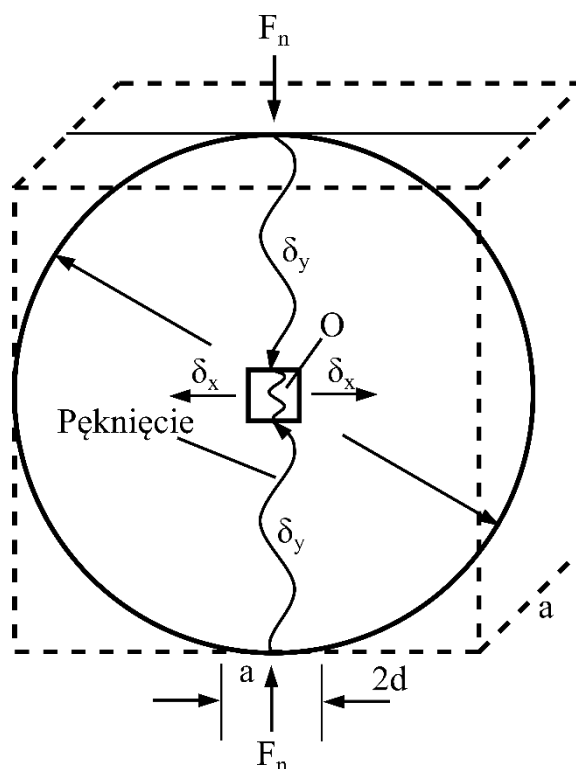


Rysunek 6. Oddziaływania mające miejsce podczas szlifowania ściernicowego.

Statystyczna analiza złożonego stanu naprężeń w obciążonej przestrzeni roboczej dowodzi, że w zależności od modelowego kształtu ziarna, można uzyskać różne wartości składowych naprężeń: σ_x , σ_y , σ_z (Rysunek 7) oraz naprężeń granicznych σ_c , których przekroczenie powoduje pęknięcie ziaren (Tabela 1).

Tabela 1. Naprężenia graniczne σ_c dla ziaren w kształcie kuli i sześcianu [63].

Kształt ziarna	σ_z	$\sigma_x = \sigma_y$	$\sigma_e = \sigma_x = \gamma(\sigma_y + \sigma_z)$
Kula	$-3,52 F_n/a^2$	$0,809 F_n/a^2$	$1,487 F_n/a^2$
Sześćcian	$-3,14 F_n/a^2$	$0,625 F_n/a^2$	$1,254 F_n/a^2$



Rysunek 7. Składowe naprężenia w modelowym ziarnie sferycznym sześciennym wywołane obciążeniem siłą F_n .

Podejmowane statyczne nieniszczące badania dowodzą, że wytrzymałość ziaren karborundowych, których średni wymiar wynosi $100\ \mu\text{m}$ jest nawet 6-7 razy większa od tych o wielkości $1500\ \mu\text{m}$ [64]. Na zwiększoną różnicę wytrzymałości wpływać może również kształt ziarna. Prowadzenie analizy teoretycznej umożliwia jakościową weryfikację materiałów ściernych, a tym samym przypisywania ich do konkretnych zagadnień technologicznych [65]. Przygotowane w ten sposób cechy materiałów ściernych uniemożliwiają przewidywania zmiany kształtu, czy też promienia zaokrągleń krawędzi jak i naroży, które spowodowane są wykruszeniami, zużyciem tribologicznym oraz pęknięciami [66]. Przyjmuje się, że w procesie eksploatacji, każde ziarno rozpada się na 20 części przed całkowitym wystąpieniem ze spoiwa.

Konwencjonalna tarcza ścierna wykonana z regularnego azotku boru (borazonu, ang. *cBN – cubic boron nitride*) posiada wiele zalet w kontekście obróbki skrawaniem materiałów trudnoobrabialnych [67–70]. Wydajność szlifowania oraz odporność tego typu tarczy na zużycie są lepsze niż w przypadku konwencjonalnych narzędzi, ze względu na nietypowe właściwości ziaren borazonu, tj. wytrzymałość wysokotemperaturową, odporność na uderzenia czy pełzanie [71]. Mimo wszystkich wymienionych zalet, pod dużymi obciążeniami ziarna azotku boru ulegają pękaniu ze względu na anizotropowe właściwości monokryształów cBN, co ma znaczący wpływ na wydajność szlifowania i czas życia narzędzia [36]. Dodatkowo,

zalepianie ściernic ma negatywny wpływ na możliwość kontroli temperatury podczas szlifowania i tym samym jakość obróbki [37,72,73]. Te problemy wyznaczają obiecujące kierunki do poprawy parametrów procesu szlifowania ściernicami o spoiwie metalowym, w celu zagwarantowania jak najlepszej jakości powierzchni po obróbce.

Przez lata pojawiło się wiele innowacyjnych prac skupiających się na poprawie procesu szlifowania. Obejmowały one opracowanie nowych typów ścierniw [74–77], analizę mechanizmu usuwania materiału podczas szlifowania [78–80], czy ocenę parametrów szlifowania [81–83]. Kacalak i współpracownicy [76] zajęli się przygotowaniem i zbadaniem ściernicy z zagregowanego korundu. W swoich badaniach wykazali możliwość zastosowania tego typu ściernicy w obróbce stopu tytanowo-aluminiowo-wanadowego. Nie udało im się jednak uniknąć istotnego zużycia ściernicy, związanego z niewystarczającą wytrzymałością ziaren korundu. Z kolei Ichida i współpracownicy [74,75] opracowali nową wysokowydajną ściernicę składającą się z polikrystalicznego borazonu (ang. *PcBN – polycrystalline cubic boron nitride*) połączonego z frakcją ceramiczną, stanowiącą spoiwo. Na podstawie wyników które udało im się uzyskać można zauważyć, że narzędzie z polikrystalicznego cBN charakteryzuje się doskonałą wydajnością szlifowania oraz wykazuje lepszą zdolność do samoostrzenia niż w przypadku zastosowania monokryształów cBN.

Zhu, Zhao i Ding ze współpracownikami [78,79,81–83] skupili swoje badania na wykorzystaniu ściernic z PcBN przy obróbce materiałów charakteryzujących się wysoką twardością i wytrzymałością. Wykazali, że efektywność szlifowania zależy od obciążeń występujących w trakcie procesu obróbki, ze względu na niepożądane pęknięcia występujące przy obciążeniach przekraczających wytrzymałość ceramicznego spoiwa na rozerwanie. Ta sama grupa badawcza opracowała również nowy rodzaj ściernicy, która zbudowana była ze zagregowanych ziaren azotku boru (ang. *AcBN – aggregated cubic boron nitride*) zawieszonych w spoiwie metalowym, i wykazuje lepsze parametry szlifowania niż ściernica wykonana z monokrystalicznego cBN [77,79,82]. Istotną wadą ściernic ze spoiwem metalowym jest ich tendencja do blokowania magazynowania wiórów i tępienia ziaren ściernych, co powoduje problemy z ostrzeniem ściernicy [84,85]. W obecnych procesach przemysłowych do regenerowania ściernic ze spoiwem metalowym używa się kamienia szlifierskiego ze względu na niskie koszty i prostotę w porównaniu z zaawansowanymi metodami ostrzenia laserowego czy elektrolitycznego [86,87]. W przypadku wielowarstwowych ściernic, mimo że podczas kondycjonowania istnieje ryzyko uszkodzenia osnowy metalowej, to jednak jest to nieznaczny efekt ze względu na mały rozmiar ziaren

korundu ściernego wewnątrz kamienia szlifierskiego. W tej sytuacji dochodzi do nagłego przepalenia powierzchni szlifowanej ze względu na słabą zdolność magazynowania wiórów i małą ostrość ziaren [88–91]. Do ostrzenia ściernic wielowarstwowych można wykorzystać również technologię pneumatycznej obróbki strumieniowo-ścierniej, polegającą na uderzaniu i cięciu osnowy metalowej i ziaren ściernych za pomocą strumienia ziaren węgliku krzemu [92–96]. Metoda ta charakteryzuje się jednak niesatysfakcjonującą kontrolą nad procesem ostrzenia, gorszą niż w przypadku manualnego. Dodatkowo, może mieć ono negatywny wpływ na czas życia ściernicy ze względu na możliwe wyłamywanie materiału na krawędziach.

W trakcie skrawania kontakt pomiędzy tarczą ścierną a obrabianym elementem generuje siły szlifowania w wyniku poślizgu, odkształceń elastycznych lub plastycznych i tworzenia wiórów [87,97]. Podczas obróbki istotne jest monitorowanie siły szlifowania, gdyż ma ona bezpośredni wpływ na wytrzymałość tarczy ścierniej, energię właściwą szlifowania, temperaturę procesu, jakość powierzchni materiału obrabianego po obróbce czy dokładność jego wymiarów [98]. Ze względu na nieregularną dystrybucję ziaren ściernych na powierzchni tarczy oraz fakt, że ziarna usuwają materiał obrabiany pod ujemnym kątem, zachowanie mechaniczne ściernicy podczas usuwania materiału obrabianego jest bardziej złożone niż w przypadku innych metod obróbki (takich jak toczenie i frezowanie). Może to wynikać m. in. z:

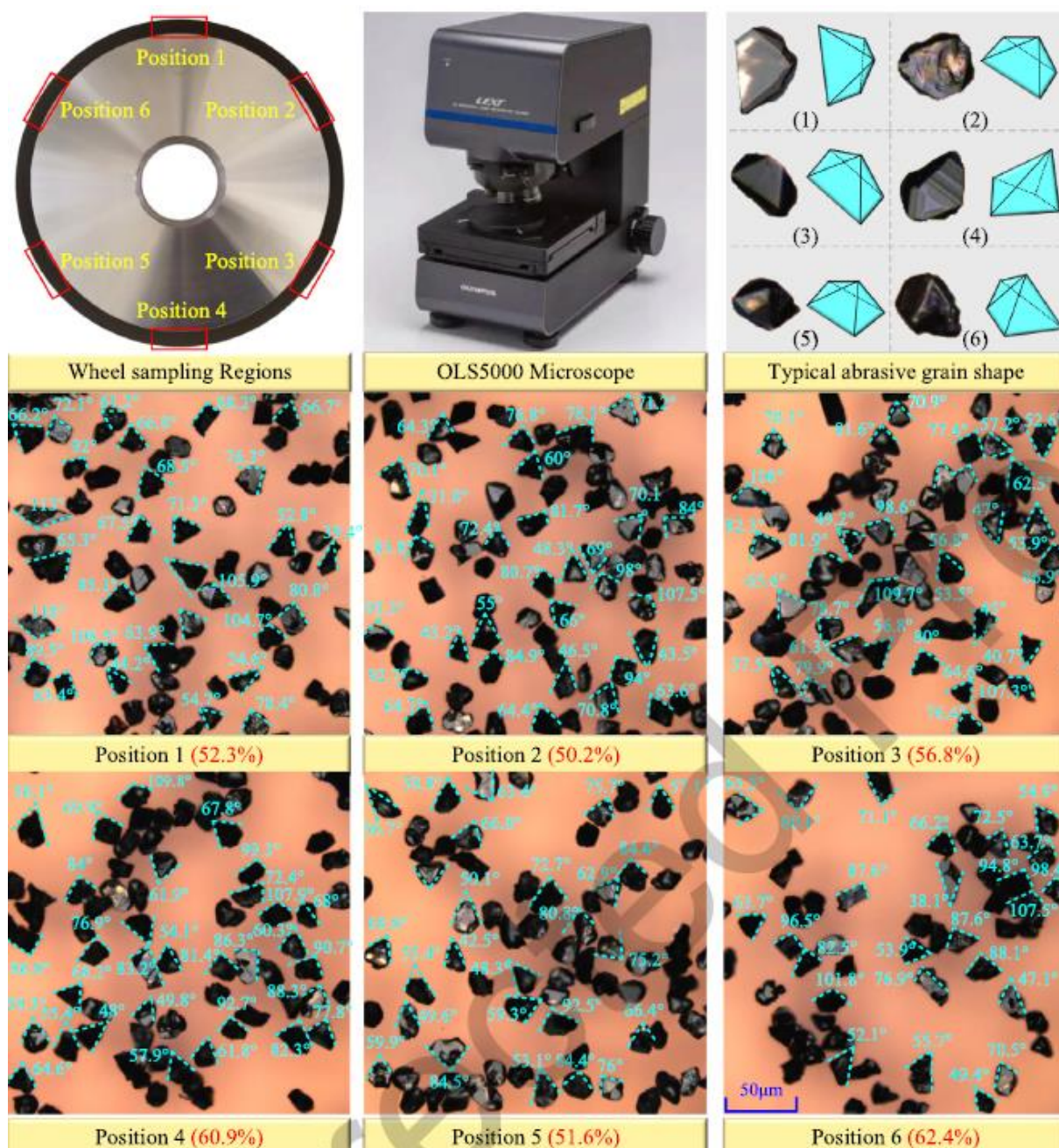
- różnych właściwości geometrycznych (głównie kąt nachylenia) ziaren w tarczy ścierniej, co powoduje różne interakcje między ziarnem a przedmiotem obrabianym;
- faktu, że ściernica obraca się z dużą prędkością, a efektywna liczba ziaren zmienia się dynamicznie w strefie szlifowania podczas obróbki przedmiotu.

Ponadto, procesowi szlifowania towarzyszy intensywne tarcie oraz elastyczne lub plastyczne odkształcenia przedmiotu obrabianego. W rezultacie siła szlifowania zmierzona eksperymentalnie nie może dokładnie wyjaśnić złożonej mechaniki usuwania materiału podczas obróbki skrawaniem. W związku z tym największe wyzwania w tematyce szlifowania to stworzenie modelu, który opisałby mechanizm usuwania fragmentów materiału obrabianego, optymalizacja parametrów procesu szlifowania oraz struktury ściernicy.

Podczas szlifowania wykańczającego, gdy mamy do czynienia z usuwaniem bardzo cienkich warstw skrawanych pojedynczymi ziarnami ($h_{chmax} < 1\mu m$), w destrukcji materiału obrabianego biorą udział submikroskopowe elementy geometryczne ziarna. Zjawisko to zachodzi na obrabianej powierzchni i powstaje skutek procesu krystalizacji oraz przez

oddziaływanie twardych składników strukturalnych materiału obrabianego na ich powierzchnię [99]. Na zmienność samego submikrogeometrycznego stanu ziaren duży wpływ wykazują procesy chemiczne zachodzące na ich powierzchni. Bezpośrednio oddziałują na to zużycie, wyjątkowe warunki, które występują w przestrzeni kontaktu ściernicy z obrabianym materiałem. Wynika z nich bowiem przebieg głównych reakcji chemicznych pomiędzy ścierniwem a obrabianym materiałem, spoiwem a warunkami obróbki (chłodziwem) oraz pomiędzy obrabianym materiałem a spoiwem i chłodziwem [100–102].

Ściernice zawierające ziarna regularnego azotku boru (cBN) mogą utrzymać stałą wydajność szlifowania ze względu na swoją twardość, wytrzymałość i stabilność termiczną. Tarcza ścierna zawierająca cBN charakteryzuje się również równomiernym rozkładem ziaren ściernych i dobrą przewodność cieplną, co pozwala skutecznie zmniejszyć uszkodzenia termiczne na obrabianej powierzchni. Kształt ziaren ściernych odgrywa ważną rolę w procesie szlifowania i ma znaczący wpływ na predykcję siły szlifowania. W związku z tym określenie go jest konieczne. Na poniższym rysunku w drugim i trzecim rzędzie Liu i współpracownicy [103] przedstawili zdjęcia wykonane mikroskopem laserowym, które pokazują kształt ziaren cBN pobranych z sześciu różnych miejsc na ściernicy (Rysunek 8).



Rysunek 8. Kształt ziaren cBN z tarczy ścierniej. Wartości procentowe odnoszą się do udziału kształtu nieregularnej piramidy tetragonalnej wśród obserwowanych ziaren [103].

Na podstawie zdjęć mikroskopowych autorzy zauważają, że ziarna cBN mają w większości kształt nieregularnej piramidy tetragonalnej. Stanowią one powyżej 50% wszystkich ziaren ściernych na powierzchni ściernicy. Badania wskazują, że im większa jest liczba krawędzi skrawających, tym krótsze są etapy tarcia i bruzdowania ziaren podczas szlifowania. Powoduje to zmniejszenie akumulacji plastycznej po obu stronach ścieżki skrawania i zwiększenie wydajność usuwania materiału [104]. W ściernicy ziarna ściernie rozmieszczone są w całej jej objętości i następuje to w procesie jej wytwarzania. Uzyskanie równomiernego rozkładu ziaren

ściernych, spoiwa oraz wypełniaczy wpływa technika mieszania masy, następnie jej prasowania bądź walcowania i sam proces wypalania. Sam proces walcowania niejednokrotnie powoduje rozdrobnienie ziaren oraz układanie się ich dłuższą krawędzią wzdłuż osi obróbki. Z kolei podczas wypalania ceramicznych ściernic z polikrystalicznym ziarnem elektrokorundu przewyższony zostaje punkt topnienia fazy szklistej (spoiwa), przez co ziarno rozpada się. Wskutek powyższego powstaje wyrób o zróżnicowanej ziarnistości [105]. W zależności od sposobu wytwarzania, ściernice o tym samym składzie mogą posiadać różne cechy użytkowe. W celu symulacji przypadkowego rozkładu ziaren na tarczy ścierniej wykorzystano zastosowanie metody wibracji ścierniej. Przed wibracją, zakładając, że ziarna są równomiernie rozłożone, liczba ziaren ściernych N na próbkowanej powierzchni ściernicy może być obliczona z równania zaproponowanego przez Liu i współpracowników [106] (Równanie (1)).

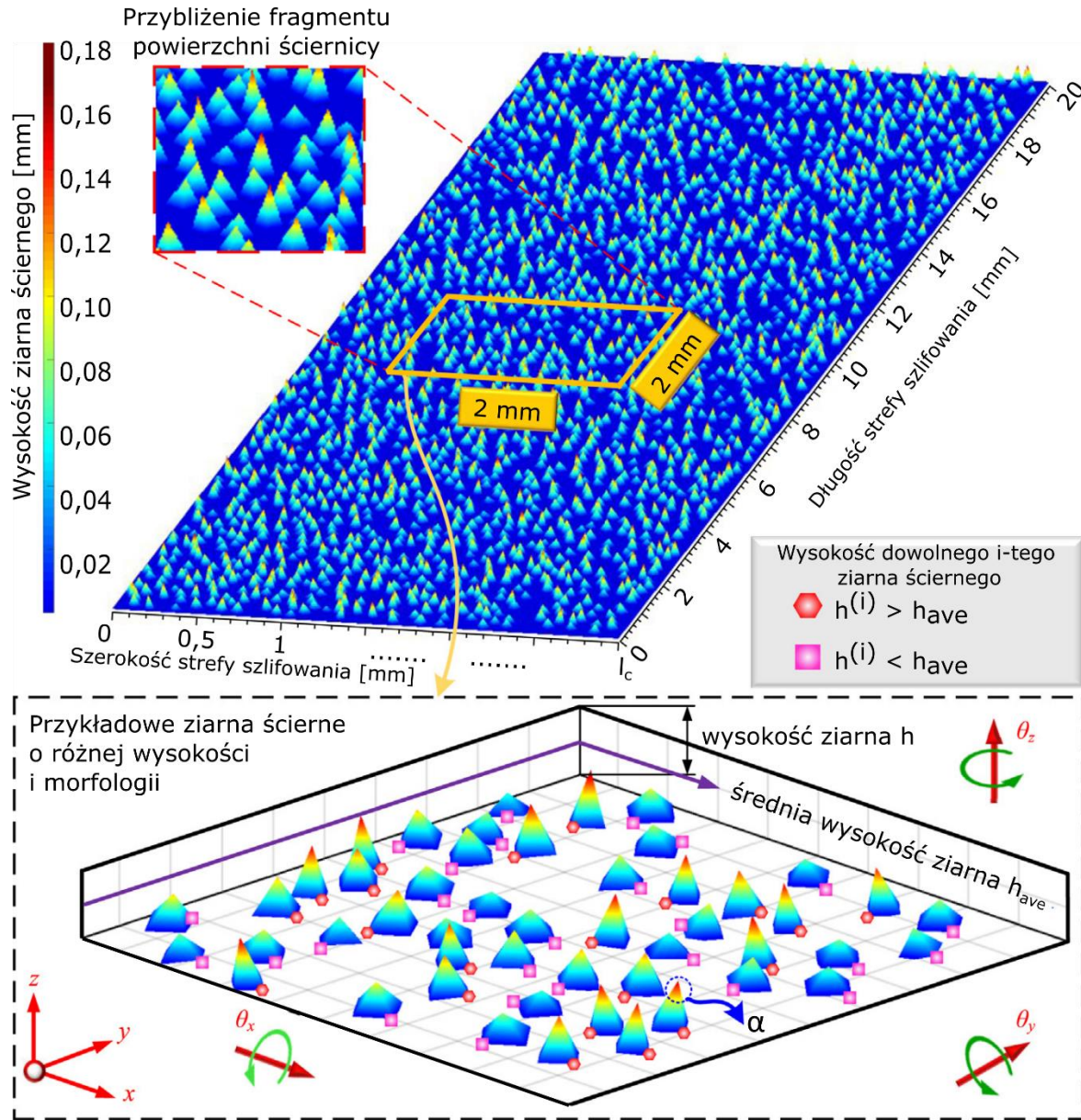
$$N = \frac{L_s \cdot W_s}{\left(\frac{d_{max} + d_{min}}{2}\right)^2 \cdot \left(\frac{25\pi}{2 \cdot (31 - S_g)}\right)^{0,5}} \quad (1)$$

gdzie S_g – numer organizacyjny ściernicy, L_s – długość obwodowa strefy szlifowania, W_s – szerokość osiowa strefy szlifowania, d_{max} – maksymalna zewnętrzna średnica okręgu dolnej powierzchni ziarna i d_{min} – minimalna zewnętrzna średnica okręgu dolnej powierzchni ziarna.

Po wibracji centralna współrzędna dolnej powierzchni i -tego ziarna ściernego jest ustawiana na $(x(i), y(i), z(i))$. Wtedy model matematyczny topografii powierzchni ściernicy opisywany jest Równaniem (2).

$$G_N = \begin{bmatrix} x_1^{(i)} & y_1^{(i)} & z_1^{(i)} & d_1^{(i)} & h_1^{(i)} & \alpha_1^{(i)} & \Delta\theta_{x1}^{(i)} & \Delta\theta_{y1}^{(i)} & \Delta\theta_{z1}^{(i)} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ x_N^{(i)} & y_N^{(i)} & z_N^{(i)} & d_N^{(i)} & h_N^{(i)} & \alpha_N^{(i)} & \Delta\theta_{xN}^{(i)} & \Delta\theta_{yN}^{(i)} & \Delta\theta_{zN}^{(i)} \end{bmatrix} \quad (2)$$

Symulacja komputerowa topografii powierzchni uzyskana w wyniku zastosowania powyższych równań została przedstawiona poniżej (Rysunek 9).



Rysunek 9. Symulacja topografii powierzchni ściernicy [103].

Procesowi szlifowania często towarzyszą duże odkształcenia oraz wysoka temperatura, dlatego przed symulacją należy określić stosowne równanie wraz z jego parametrami. Model Johnsona-Cooka uwzględnia efekt mięknienia termicznego, efekt wzmocnienia odkształcenia i utwardzenie pod wpływem prędkości odkształcenia, przez co jest odpowiedni do opisanie relacji naprężenie-odkształcenie metali przy dużych prędkościach odkształcenia (Równanie (3)). Parametry równania Johnsona-Cooka zostały przedstawione poniżej (Tabela 2).

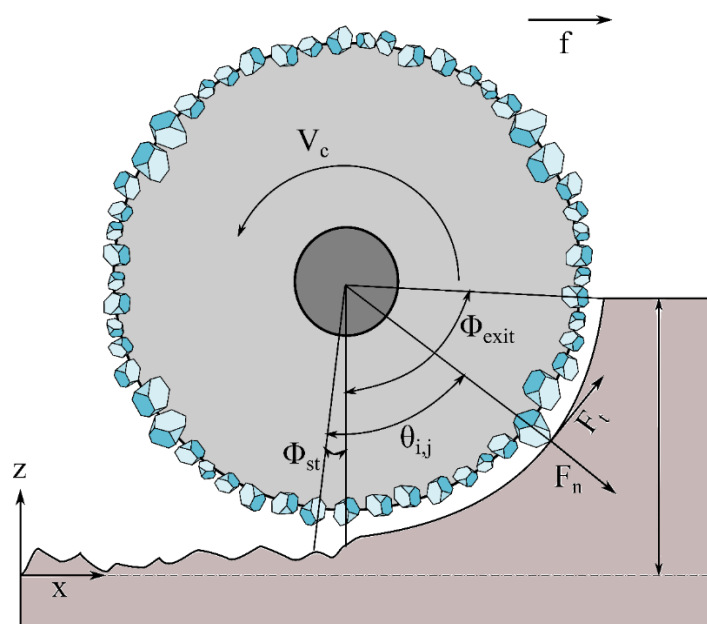
$$\sigma = [\bar{A} + \bar{B} \cdot \varepsilon^{n-}] \left[1 + \bar{C} \cdot \ln \frac{\varepsilon^*}{\varepsilon_0^*} \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T - T_m} \right)^{m-} \right] \quad (3)$$

gdzie $\bar{A}$ – początkowa granica plastyczności, $\bar{B}$ – współczynnik usztywnienia, $\bar{C}$ – współczynnik prędkości odkształcenia materiału obrabianego, n^- – współczynnik utwardzania przy odkształcaniu, m^- – współczynnik mięknięcia temperaturowego, ε – równoważne odkształcenie plastyczne, $\dot{\varepsilon}$ – szybkość odkształcenia, $\dot{\varepsilon}_0$ – referencyjna szybkość odkształcenia, T – temperatura w danym momencie, T_m – temperatura topnienia i T_0 – temperatura otoczenia.

Tabela 2. Parametry równania Johnssona-Cooka [107].

$\bar{A}$ [MPa]	$\bar{B}$ [MPa]	n^-	$\bar{C}$	m^-	T_m [°C]	T_0 [°C]	ε^*
1098	1092	0,93	0,014	1,1	1630	20	1

Jamshidi wraz z zespołem [108] zbadali liczbę aktywnych ziaren i wpływowe parametry, w tym warunki szlifowania, na charakterystykę ściernicy i wibracje, w wyniku czego dokonali podziału ściernicy na pewne elementy w kierunku osiowym. Szerokość elementu równa się szerokości krawędzi skrawającej ω_c , która jest zdefiniowana jako część szerokości grysu ω_g . Każde ziarno ma inną wysokość, jak pokazano poniżej (Rysunek 10). W rzeczywistości, ze względu na losowe rozmieszczenie ziaren, odległości między każdym z dwóch w elemencie nie są takie same. Uwzględnienie średniej wartości odległości między dwoma sąsiednimi ziarnami zapewnia dobre przybliżenie, ułatwiając generowanie kodu komputerowego, ponieważ eliminuje potrzebę budowania dodatkowych funkcji i operacji w celu wygenerowania ich położenia.



Rysunek 10. Trajektoria ziarna ściernego w szlifowaniu płaszczyzn [109].

Zakładając, że tarcza ścierna ma bicie, trajektoria każdej krawędzi skrawającej dla ziarna i w elemencie j jest podana jako:

$$x_{i,j} = [R_{i,j} + R_0 \cdot \sin(\theta_{i,j}/2)] \sin(\theta_{i,j}/2) + f \cdot t \quad (4)$$

$$z_{i,j} = [R_{i,j} + R_0 \cdot \sin(\theta_{i,j}/2)] (1 - \cos(\theta_{i,j}/2)) \quad (5)$$

$$R_{i,j} = r + H_{i,j} + R_0 \cdot \sin(2\pi(i-1)/N) \quad (6)$$

gdzie: $R_{i,j}$ – promień ziarna i w elemencie j, r – promień tarczy ścierniej, f – posuw [mm/s], $H_{i,j}$ – wysokość ziarna i w elemencie j, $\theta_{i,j}$ – kąt zagłębienia ziarna i w elemencie j zmieniający się w zakresie od θ_{st} do θ_{exit} , N – całkowita liczba ziaren w jednym elemencie, t – czas liczony zgodnie z Równaniem (7).

$$t = \frac{\theta_{i,j}}{\omega} + \frac{i-1}{N \cdot \omega} \quad (7)$$

$$N = \pi \cdot d_s \cdot w_g \cdot C \quad (8)$$

gdzie: d_s – średnica koła, w_g – średnia szerokość ziarna, C – liczba ziaren przypadających na 1 mm^2 powierzchni, ω – prędkość koła [obr/s] oraz i – liczba ziaren ściernych zmieniająca się od 1 do N .

Jeśli ścieżka bieżącego ziarna przecina się z poprzednim, to jest ono nazywane "aktywnym". Po określeniu trajektorii aktywnych ziaren, chwilowa grubość wióra jest obliczana w następujący sposób:

$$h \theta_{i,j} = R_n - R_m + (n - m) \cdot f_t \sin(\theta_{i,j}) \theta_{start} < \theta_{i,j} < \theta_{exit} \quad (9)$$

gdzie: R_n , R_m – promienie n-tego i m-tego ziarna (dwóch kolejnych aktywnych ziaren), f – posuw na ziarno [mm/obr ziarna].

Ze względu na promień krawędzi ziaren występują siły krawędziowe, które mogą stanowić znaczną część całkowitej siły szlifowania, jeśli grubość nieodkształconego wióra jest porównywalna z wartością krytyczną. Ponadto przed wierzchołkiem ziaren, które mają wysokie ujemne kąty natarcia, tworzy się obszar zastoju zwany strefą martwego metalu (DMZ), który wytwarza pewną siłę w wyniku kontaktu z powierzchnią przedmiotu obrabianego. Całkowita siła szlifowania składa się zatem z trzech części (bruzdowania, tworzenia DMZ oraz szlifowania). Siła skrawania jest obliczana jako iloczyn współczynnika siły i pola przekroju poprzecznego wióra.

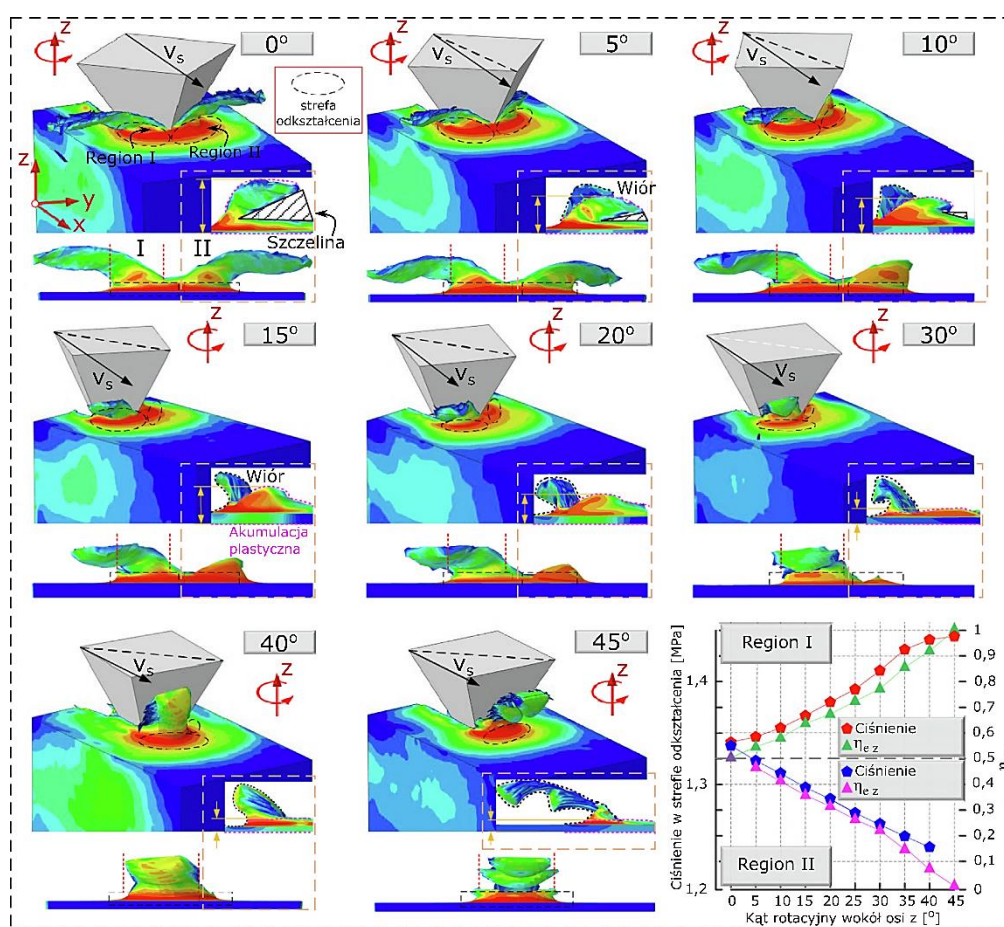
Malkin i Guo [110] zauważyli, że gdy grubość nieodkształconego wióra jest większa niż wartość krytyczna h_{cr} , powstaje mikrowiór. Ozlu wraz z zespołem [111] zbadali analitycznie, integrując mechanikę skrawania w pierwotnej i wtórnej strefie ścinania i opracowali analityczny model termomechaniczny do przewidywania siły skrawania. Gdy nieodkształcona grubość wióra jest mniejsza od wartości krytycznej h_{cr} wiór nie tworzy się, a materiał jest ściskany pod obrabianą powierzchnią, generując siłę krawędziową. Ramos ze współpracownikami [112] określili całkowitą długość kontaktu na powierzchni bocznej h_f , mierzonej od regionu zastoju do końca kontaktu na powierzchni bocznej. Punkt startu oddziela drugą i trzecią strefę deformacji. Strefa kontaktu bez skrawania jest obszarem stagnacji, który może być reprezentowany przez obszar wióra (o przekroju trójkąta) utworzony przed narzędziem o bardzo wysokim ujemnym kącie natarcia. Bezpośredni dowód na powstawanie strefy kontaktu bez skrawania podczas szlifowania jest prawie niemożliwy do uzyskania eksperymentalnego. Na ściernicy znajdują się tysiące ziaren, z których tylko niewielki procent jest aktywny, co utrudnia ich identyfikację w trakcie lub po eksperymencie szlifowania. Ponadto strefa kontaktu bez skrawania powstanie tylko w pewnych okolicznościach i nie wszystkim aktywnym ziarnom szlifującym na materiale przedmiotu obrabianego będzie towarzyszyć. Mimo tych trudności wyniki testu szybkiego zatrzymania ściernicą o pojedynczym ziarnie jednoznacznie potwierdziły istnienie i właściwości strefy kontaktu bez skrawania.

W swoich badaniach Kita ze współpracownikami [113] zastosowali technikę szybkiego zatrzymania, aby zatrzymać proces usuwania materiału przy normalnej prędkości szlifowania, używając różnych stożkowych ziaren wykonanych z węgla spiekanego, diamentu i tlenku glinu, z kątami natarcia w zakresie od -50° do -80° . Wyniki wskazały na istnienie strefy kontaktu bez skrawania przed ziarnem, która zmieniała się w trakcie procesu skrawania i mogła wpływać na powstawanie wiórów. Lortz [114] zbadał mechanizmy skrawania podczas szlifowania z wykorzystaniem pola linii poślizgu przy założeniu kulistej krawędzi skrawającej i potwierdził powstawanie strefy kontaktu bez skrawania, obserwując przekrój poprzeczny strefy tworzenia się wiórów podczas szlifowania.

Liang wraz z zespołem [115] zbadali zużycie ściernicy diamentowej w eliptycznym ultradźwiękowym szlifowaniu wspomaganym wibracjami (UVAG). Wyniki sugerowały, że mikropęknięcia i rozszczepienia krawędzi szlifierskiej łatwiej występowały w przypadku UVAG niż przy konwencjonalnym szlifowaniu, które pozwala utrzymać ich ostrość. W przypadku modelowania, liczba aktywnych i nieaktywnych krawędzi szlifierskich jest

trudna do określenia, ponieważ różnią się one wysokością występow. Biorąc pod uwagę, że nie są one takie same na powierzchni ściernicy, nie wszystkie krawędzie szlifierskie wchodzić w powierzchnię przedmiotu obrabianego podczas szlifowania. Krawędzie szlifierskie o mniejszej wysokości występu nie mogą szlifować elementu przedmiotu obrabianego i są one definiowane jako nieaktywne. Prowadzone badania, dowodzą, że liczba aktywnych krawędzi szlifierskich ma wpływ nie tylko na właściwości ściernicy, ale także parametry szlifowania [108]. Obecnie zależność między zużyciem ściernicy a parametrami szlifowania ma istotne znaczenie w aspekcie rozwoju procesu szlifowania. Prowadzenie takiej analizy umożliwia kontrolę stanu zużycia ściernicy [116].

Jak ukazano na poniżej, różna rotacja ziarna ściernego wokół osi z ma różny wpływ na morfologię powstającego wióra i naprężenia w strefie odkształceń (Rysunek 11). Kiedy $\theta_z = 0^\circ$, dwie powierzchnie kontaktu ziarna ściernego z próbką odpowiadają za powstawanie dwóch różnych wiórów o bardzo zbliżonej morfologii, a naprężenia w strefie odkształceń są prawie identyczne. Ich efektywny stosunek powierzchni jest taki sam i wynosi 0,5.



Rysunek 11. Wpływ rotacji ziarna wokół osi z na morfologię wióra i naprężenia w strefie odkształceń [103].

Morfologia wióra i naprężenia w strefie odkształceń ulegają zmianie przy obrocie ziarna ściernego wokół osi z. Po stronie, gdzie wzrasta efektywna powierzchnia styku (Region I), wiór obraca się razem z ziarnem ściernym poruszając się wzdłuż powierzchni styku, a jego kształt zmienia się stopniowo ze wstęgi w narost. Zgodnie z Równaniem (10), stosunek efektywnej powierzchni styku jest funkcją jedynie kąta obrotu wokół osi z i wzrasta wraz z jego wzrostem. W pewnym momencie wzrasta międzywarstwowy poślizg strefy ścinania wióra i powstaje narost. Oderwanie wióra następuje, kiedy naprężenie ścinające wywołane odkształceniem jest większe od granicy ścinania.

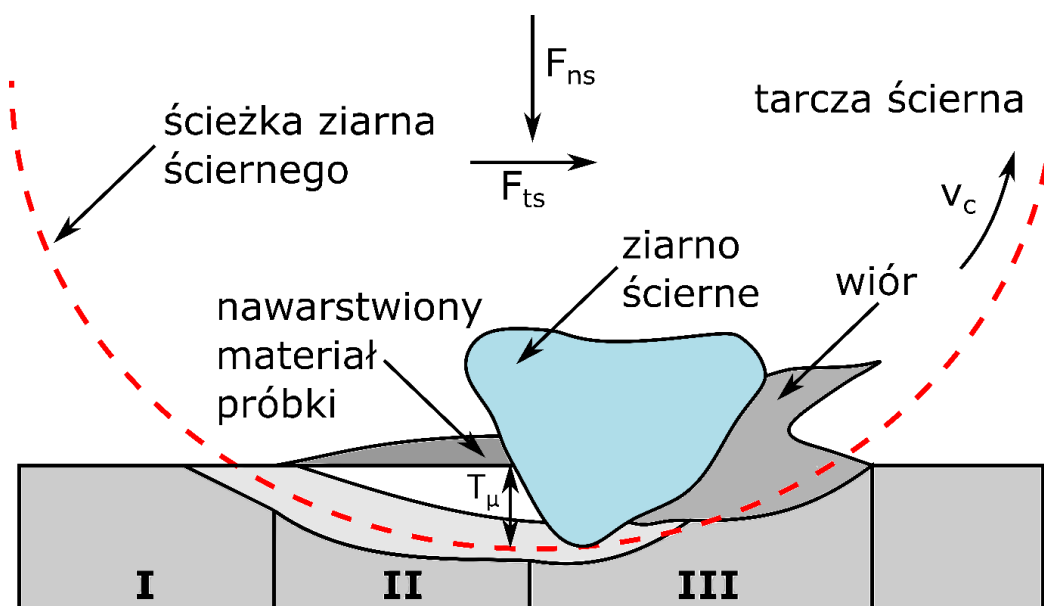
$$\begin{cases} \eta_{ez1} = \frac{S_{O''B_1C_1}}{S_{totalz}} = \frac{\cos(\theta_z^{(i)}) + \sin(\theta_z^{(i)})}{2 \cdot \cos(\theta_z^{(i)})} \\ \eta_{ez2} = \frac{S_{O''B_1A_1}}{S_{totalz}} = \frac{\cos(\theta_z^{(i)}) - \sin(\theta_z^{(i)})}{2 \cdot \cos(\theta_z^{(i)})} \end{cases} \quad (10)$$

Po stronie, gdzie maleje efektywna powierzchnia styku (Region II), wiór również obraca się razem z ziarnem ściernym, jednak jego wielkość maleje. Kiedy kąt obrotu znajduje się w zakresie $0 - 10^\circ$, stopniowo zmniejsza się szczelina pomiędzy wiórem a przedmiotem obrabianym (Rysunek 11). Kiedy $\theta_z = 15 - 45^\circ$, wiór w ogóle nie powstaje, a następuje akumulacja plastyczna, której wielkość stopniowo się zmniejsza. Dzieje się tak ponieważ zmniejszenie efektywnego obszaru kontaktu prowadzi do osłabienia efektu odkształcenia materiału przez ziarno ściernie, a naprężenia w strefie odkształcenia stopniowo się zmniejszają. Gdy efektywny obszar kontaktu spadnie do pewnej wartości krytycznej, ciśnienie na powierzchni styku ziarna z przedmiotem obrabianym nie zdoła oderwać materiału od powierzchni przedmiotu, a jedynie występuje plastyczne płynięcie, powodujące akumulację materiału. Wartość krytyczna występuje w przedziale $10 - 15^\circ$ (Rysunek 11).

2.3. Modelowanie procesu szlifowania

Opracowanie i analiza modeli sił szlifowania od dawna stanowi tematykę cieszącą się dużym zainteresowaniem. Metody modelowania dzielą się na dwie kategorie: empiryczne i teoretyczne [88]. Na początku badania koncentrowały się na opracowaniu modeli empirycznych, ze względu na przypadkowy rozkład ziaren na powierzchni tarczy ścierniej. Są one ukierunkowane na wyniki, modelują siłę szlifowania przez dopasowanie równania regresji do parametrów wejściowych i wyników wyjściowych, przy założeniu stałych warunków szlifowania [38]. Podczas modelowania teoretycznego należy równocześnie wziąć pod uwagę

wiele czynników, tj. tribologia, materiałoznawstwo czy dynamika. Malkin i współpracownicy [117] opracowali model, w ramach którego podzielili proces szlifowania na dwie składowe (tarcie i skrawanie) i uwzględnili istotną rolę powierzchni styku pomiędzy ziarnami ściernymi a przedmiotem obrabianym. Badania te stanowiły początek badań nad opracowaniem teoretycznym modelu siły szlifowania. Younis i Alawi [118] rozszerzyli model opracowany przez Malkina i Cooka dzieląc proces szlifowania na 3 etapy: tarcie, bruzdowanie i skrawanie (Rysunek 12). Przeanalizowali zależność pomiędzy energią niezbędną do wytworzenia wióra a siłą skrawania z perspektywy akumulacji energii i siły oraz udoskonalili metody obliczeniowe.



Rysunek 12. Etapy procesu szlifowania.

Tang i współpracownicy [119] zaproponowali nowy model siły szlifowania, na podstawie rozkładu energii. Dzieli on siłę skrawania na część statyczną i dynamiczną, zgodnie z różnicami w odkształceniu ścinającym i temperaturze w strefie szlifowania. Aby zweryfikować działanie modelu naukowcy przeprowadzili doświadczenia, które potwierdziły jego poprawność. Li i współpracownicy [120] oparli swoje rozważania na charakterystyce materiału obrabianego i po raz pierwszy kompleksowo rozważyli zależność pomiędzy rozkładem promienia ziarna, szybkością skrawania oraz przejściem odkształcenia plastycznego w kruche podczas szlifowania i stworzyli bardzo dokładny model siły. Mishra i Salonitis [121] skorzystali z regresji wielu zmiennych aby opisać zmianę współczynnika siły szlifowania i zaproponowała zmodyfikowany model siły szlifowania oraz uproszczoną metodę szacowania empirycznego współczynnika. Model zweryfikowano poprzez porównanie jego wyników z danymi eksperymentalnymi. Zhou i współpracownicy [122] stworzyli model sił szlifowania stopu

tytanowego w wyniku połączenia sieci neuronowej z propagacją wsteczną i optymalizacyjnego algorytmu genetycznego. Wykazywał on większą dokładność predykcji niż modele bazujące na tradycyjnych równaniach regresji.

Spośród bardzo wielu metod modelowania, teoretyczne modele oparte na topografii powierzchni ściernicy najlepiej oddają warunki szlifowania. Na podstawie rodzaju kontaktu pomiędzy ziarnami ściernymi a materiałem obrabianym, wykazano powstawanie i mechanizm działania siły szlifowania. Zostały one stworzone na podstawie analizy kształtu i rozmieszczenia ziaren, interakcji pomiędzy ziarnami a przedmiotem obrabianym, właściwości mechanicznych materiałów oraz mechanizmu usuwania materiału. Badania wykazały również, że losowość krawędzi skrawających jest skorelowana ze złożonością kształtu ziaren [123–126]. Dystrybucja ziaren jest istotną częścią modelowania topografii powierzchni wirtualnej tarczy ścierniej, gdyż ujawnia mechanizm działania siły szlifowania. Obecnie powszechnie wykorzystuje się dwie główne metody opierające się na skanowaniu urządzeń połączonym z analizą statystyczną. Butler i współpracownicy [127]. wykorzystali technologię pomiaru 3D, aby zasymulować morfologię powierzchni prawdziwej ściernicy. Zhang i współpracownicy [128] wykorzystali kamerę z bardzo wysoką głębią ostrości do fotografowania ściernicy i zliczania liczby ziaren ściernych na jednostkę powierzchni. Jeszcze inne zaprezentowane podejście wykorzystywało model statystyczny do ustalenia podstawowych parametrów morfologicznych ziaren ściernych oraz ściernicy, na podstawie którego opracowano trójwymiarowy model dystrybucji ziaren [129]. Według niektórych naukowców średnica ziaren ściernych jest zgodna z rozkładem normalnym [130]. Według Malkina i Guo [110] średnia średnica ziarna d oraz procentowy udział objętościowy ziaren w tarczy ścierniej V_g są podane jako:

$$d_{gave} = 15,2m^{-1} \quad (11)$$

$$V_g = 2(32 - S) \quad (12)$$

gdzie: m – wielkość ziarna, a S – numer struktury tarczy ścierniej.

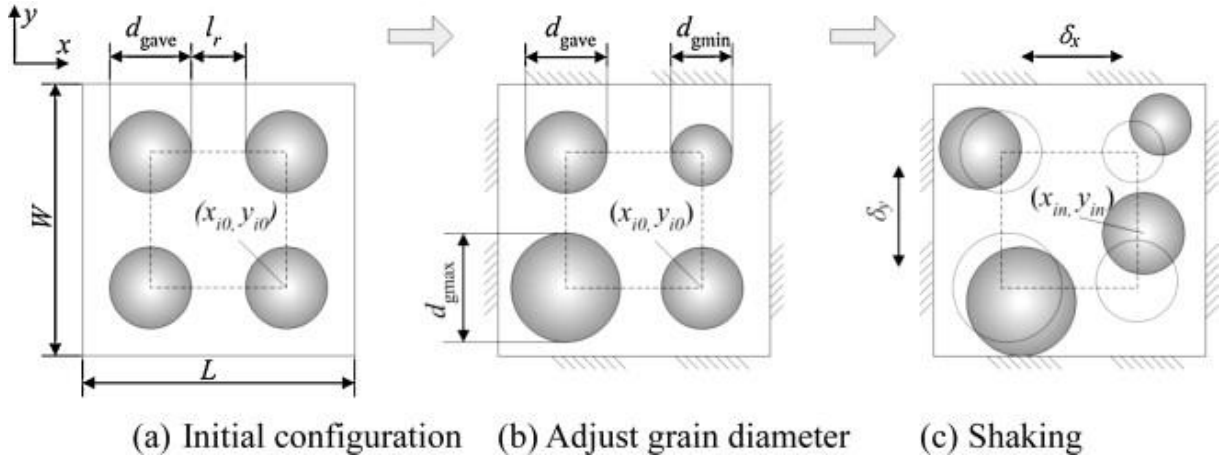
Jak zilustrowano na poniższym rysunku, kuliste ziarna były równomiernie rozmieszczone (Rysunek 13(a)), tak że dowolne dwa sąsiednie ziarna były oddzielone odległością L_r , aby zachować prawidłowy procent objętościowy ziaren w tarczy, a zatem:

$$L_r = d_{gave} \cdot \left(\sqrt{\frac{\pi}{4 \cdot V_g}} - 1 \right) \quad (13)$$

Całkowitą liczbę ziaren na obwodzie tarczy (kierunek x) N_x oraz całkowitą liczbę ziaren na szerokości koła (kierunek y) N_y można wyznaczyć ze wzoru:

$$N_x = \frac{L}{d_{gave} + L_r} \quad N_y = \frac{W}{d_{gave} + L_r} \quad (14)$$

gdzie: L i W to odpowiednio obwód i szerokość ściernicy.



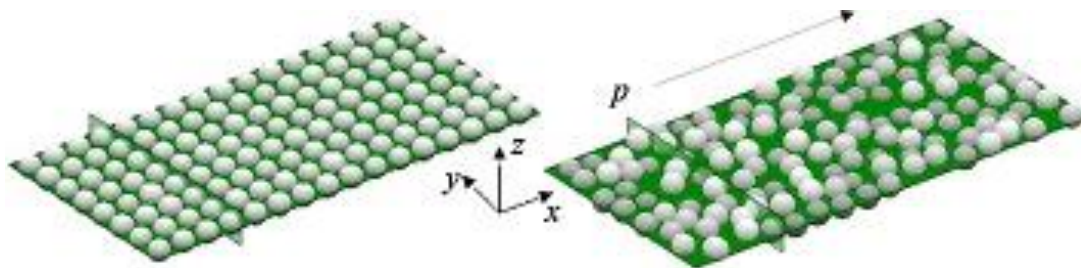
Rysunek 13. Proces dystrybucji ziarna [106].

Rysunek 13(b) ilustruje proces dopasowywania średnic ziaren w modelu topografii koła. Ukazano schematycznie zastosowanie procesu wytrząsania w celu losowania pozycji ziaren (Rysunek 13(c)). Podczas wytrząsania modyfikowano położenie ziaren w płaszczyźnie x-y za pomocą następującego równania iteracyjnego:

$$\begin{bmatrix} x_{kn} \\ y_{kn} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_{k0} \\ y_{k0} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \delta_{x1} + \delta_{x2} + \dots \delta_{xn} \\ \delta_{y1} + \delta_{y2} + \dots \delta_{yn} \end{bmatrix} \quad (15)$$

gdzie: k – liczba ziaren (o wartości od jednego do N_x , N_y), n – liczba wstrząsów, (x_{k0}, y_{k0}) i (x_{kn}, y_{kn}) – współrzędne ziarna, odpowiednio początkowego i końcowego, δ_x i δ_y – przypadkowe przemieszczeniami między $[-L_r, L_r]$ dla każdego kroku wytrząsania.

Jak zasugerowali Koshy i in. [131] przyjęto, że wysokość występu ziarna (wzdłuż kierunku z) ma równomierny rozkład w zakresie $[-L_r, L_r]$. Poniżej przedstawiono przykładowy model początkowej i końcowej topologii tarczy ścierniczej uzyskany przy użyciu tego podejścia (Rysunek 14).

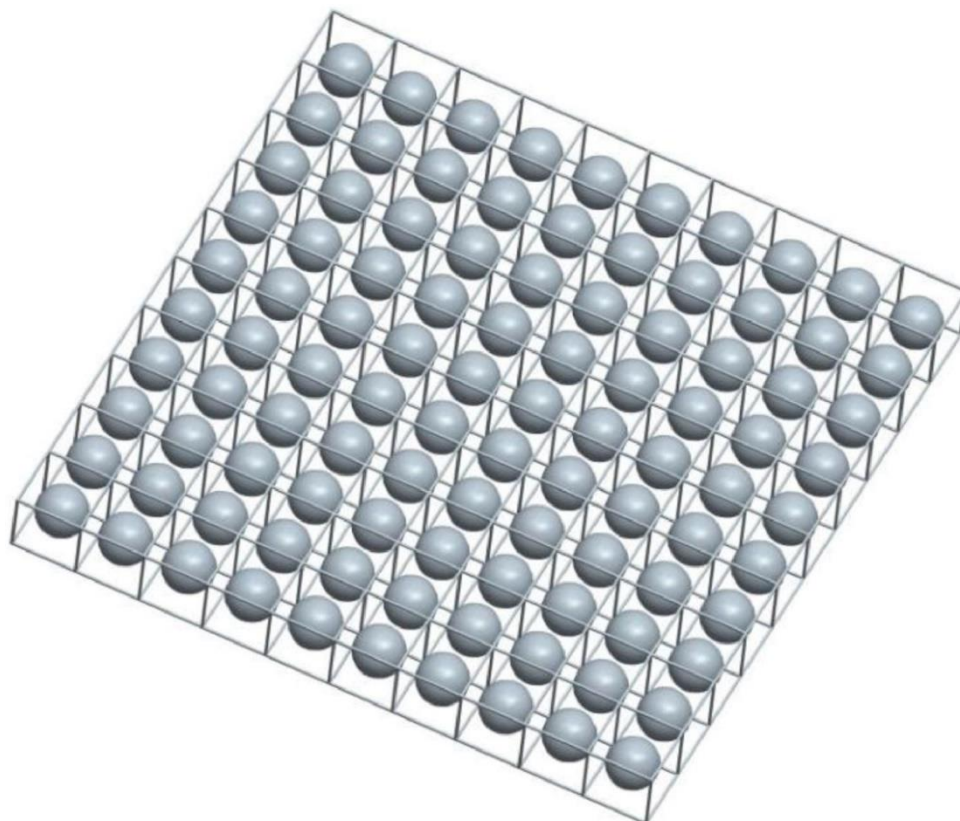


Rysunek 14. Powierzchnia ściernicy: początkowy rozkład ziarna (po lewej), końcowy rozkład ziarna (po prawej) [131].

Dwie grupy badawcze zaproponowały przy tym założeniu metodę obliczania średniej średnicy ziarna ściernego. Huang i współpracownicy [132] opracowali teoretyczny model siły szlifowania z dwuczynnikowymi zmiennymi uwzględniając losowość wysokości wypukłości ziaren na powierzchni ściernicy. Można go zastosować do modelowania różnych metod szlifowania poprzez zmianę zmiennych. Z kolei Li i współpracownicy [133] założyli przypadkowy rozkład ziaren ściernych i na tej podstawie (oraz biorąc pod uwagę różnice w głębokości skrawania) zbudowali model sił szlifowania dla pojedynczego ziarna podczas etapów tarcia, strugania i cięcia. Na tej podstawie powstał następnie makroskopowy model sił szlifowania wykorzystujący całkę dyskretną, którego predykcje dynamicznej siły szlifowania wykazywały zgodność z wynikami eksperymentalnymi.

Niektórzy upraszczali kształt ziaren ściernych do stożków i na tej podstawie opracowali model mechanizmu usuwania materiału przez pojedyncze ziarno [10]. Jamshidi i Budak [109] zaproponowali nowy mechanizm oddziaływań pomiędzy ziarnem ściernym a obrabianym elementem, opierający się na kinematyce i geometrii ziaren. Uwzględniał on zużycie powierzchni tarczy ścierniej i ujawnił charakterystykę siły szlifowania przy wysokiej specyficznej energii szlifowania, niskiej prędkości posuwu i małej głębokości skrawania. Sun i współpracownicy [134] połączyli charakterystykę szlifowania samoobrotowego z równaniem ruchu ziaren oraz podzielili mechanizm usuwania materiału na etapy poślizgu ciernego i odkształcenie plastyczne. Na tej podstawie stworzyli teoretyczny model siły szlifowania samoobrotowego. Wang i in. [135] przedstawili model predykcyjny siły szlifowania w oparciu o mechanizm usuwania materiału, uwzględniający losowy rozkład ziaren i specyficzną energię szlifowania przy różnych grubościach nieodkształconego wióra. Ni i współpracownicy [136] doszli do wniosku, że na siłę szlifowania składają się siły tarcia i skrawania oraz stworzyli modele tych składowych poprzez uwzględnienie kształtu pojedynczego ziarna, średniej głębokości szlifowania, efektywnej liczby ziaren oraz długości łuku kontaktowego pomiędzy ziarnem ściernym a przedmiotem obrabianym. Z kolei Liu wraz z zespołem [129], aby uniknąć

nakładania się ziaren w modelowaniu topografii powierzchni, ściernicę podzielili na wiele małych sześciątów, w których początkowo umieszczone zostało każde ziarno. Podział sześcienny ściernicy jest zbliżony do zazębienia elementu skończonego o długości boku sześcianu równego L_g . Dla uproszczenia model został specjalnie zaprojektowany z ziarnami rozmieszczonymi w jednowarstwowej siatce prostokątów 10×10 na ściernicy (Rysunek 15). Łącząc wiele jednowarstwowych siatek, można było uzyskać trójwymiarowy model topografii powierzchni ściernicy.



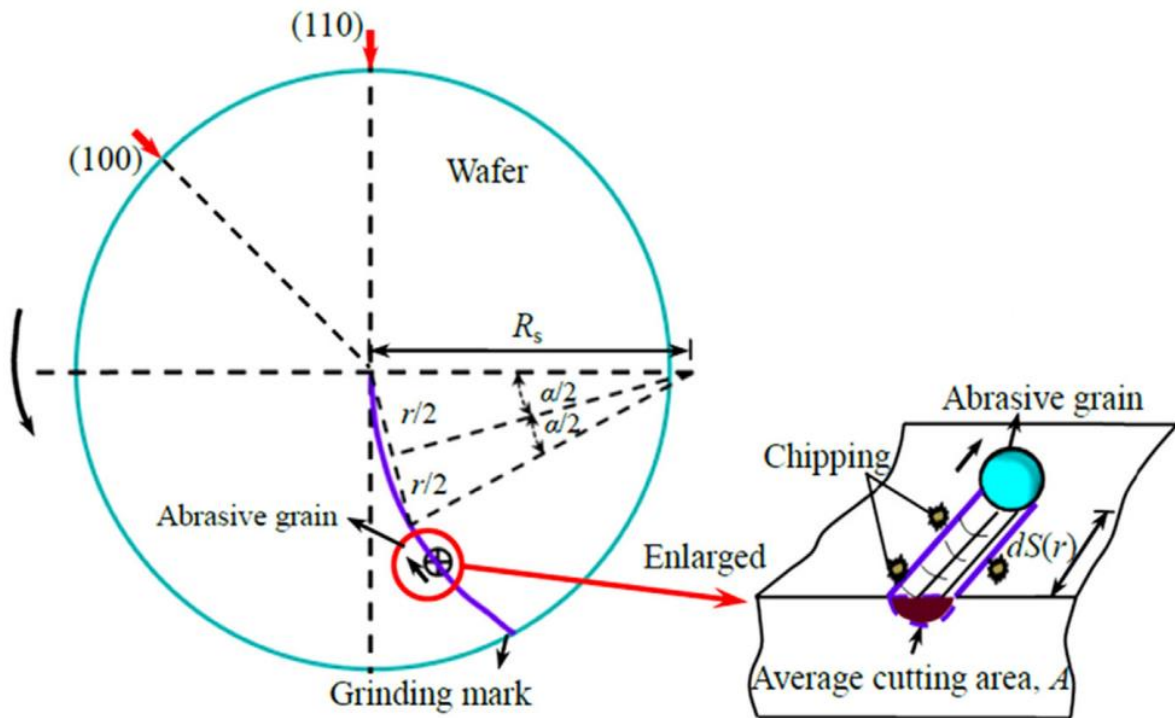
Rysunek 15. Sferyczny rozkład ziaren na siatce jednowarstwowej [129].

Objętość usuwanego materiału przez pojedyncze ziarno określa się mnożąc powierzchnię cięcia ziarna przez długość trajektorii. W rzeczywistości trajektoria pojedynczego ziarna jest częścią krzywej hipocykloidalnej [137]. Ślady szlifowania pozostawione po szlifowaniu dokładnie ilustrują trajektorię ziarna. Rozważając pojedyncze ziarno, Chidambaram wraz z zespołem [138] opracowali predykcyjny model trajektorii szlifowania, wprowadzając dwa układy współrzędnych, oddzielnie dla obracającego się narzędzia oraz przedmiotu, aby opisać ruch względny. Model ten jest istotny z punktu widzenia symulacji trajektorii szlifowania, jednak jest zbyt skomplikowany, aby znaleźć zastosowanie w opracowaniu modelu siły szlifowania. Trajektoria szlifowania została uproszczona do łuk sinusoidalnego, którego

krzywizna jest w przybliżeniu równa krzywej kontaktu między ściernicą a powierzchnią płytki. Założeniem tego uproszczenia jest uwzględnienie tylko obrotu ściernicy w jednym układzie współrzędnych. Aby uzyskać długość trajektorii szlifowania, kąt obrotu α tarczy ścierniej jest obliczany na podstawie zależności geometrycznej, którą można wyrazić poniższym równaniem (Rysunek 16). Wtedy długość trajektorii szlifowania ($S(r)$) można obliczyć jako iloczyn α (Równanie (16)) i R_s .

$$\alpha = 2 \arcsin\left(\frac{r}{2R_s}\right) \quad (16)$$

gdzie: r – odległość promieniowa płytki, R_s – promień narzędzia.



Rysunek 16. Usuwanie pojedynczego ziarna ściernego wzdłuż śladu szlifowania [134].

Na etapie poślizgu głębokość skrawania jest mniejsza niż $h_{pl\ cri}^{(i)}$, więc materiał obrabiany ulega odkształceniu sprężystemu, natomiast po przekroczeniu tej wartości krytycznej – odkształceniu plastycznemu. W związku z tym, jeżeli tarcza ścierna obraca się z dużą prędkością materiał obrabiany natychmiast ulegnie odkształceniu plastycznemu, pod warunkiem, że ziarno ściernie nie wejdzie w przedmiot obrabiany zbyt głęboko. Naprężenia w strefie kontaktu ziarna z przedmiotem obrabianym są w przybliżeniu równe granicy plastyczności σ_s [2]. Zgodnie z teorią kontaktu Hertza, siła normalna i siła styczna mogą być obliczone za pomocą Równania (17).

$$\begin{cases} F_{n\,sl}^{(i)} = \frac{\pi^3}{16} \cdot D^{(i)2} \cdot \sigma_s^3 \cdot \left(\frac{1-\nu_w^2}{E_w}\right)^2 \\ F_{t\,sl}^{(i)} = F_{n\,sl}^{(i)} \cdot \mu \end{cases} \quad (17)$$

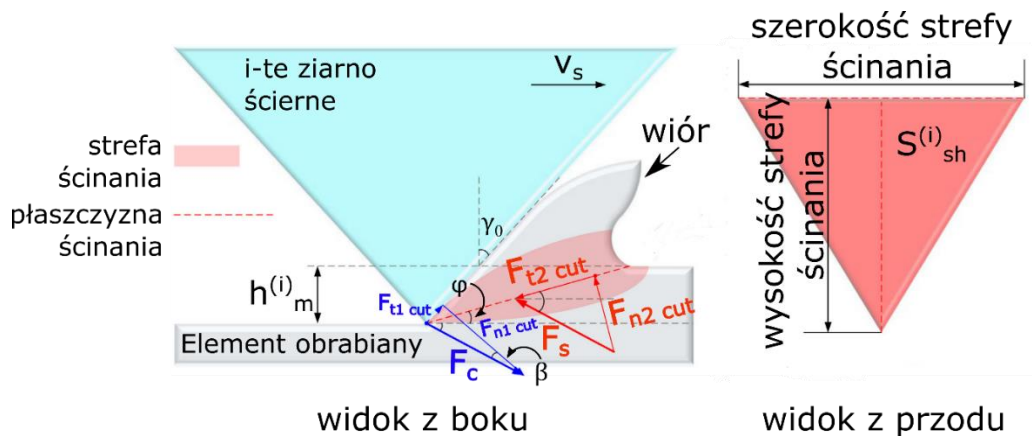
gdzie σ_s – granica plastyczności przedmiotu obrabianego, μ – współczynnik tarcia pomiędzy ziarnem ściernym a materiałem obrabianym.

Kiedy naprężenie związane z naciskiem poruszających się ziaren ściernych na powierzchnię obrabianą, przewyższy granicę plastyczności materiału próbki, ulega on odkształceniu plastycznemu. Dochodzi wtedy do poślizgu na powierzchni natarcia ziaren. Następuje to w wyniku plastycznego płynięcia. Niektóre materiały pod wpływem naprężenia ze strony ziarna ściernego spiętrzają się po obu stronach [37]. W związku z tym siły na etapie mikroskrawania generowane są głównie przez ziarna pokonujące odkształcenia sprężysto-plastyczne i tarcie materiału obrabianego. Siła normalna i styczna na powierzchni styku podczas etapu mikroskrawania może zostać opisana za pomocą Równania (18).

$$\begin{cases} F_{n\,pl}^{(i)} = \sigma_s \cdot S_c^{(i)} \\ F_{t\,pl}^{(i)} = F_{n\,pl}^{(i)} \cdot \mu \end{cases} \quad (18)$$

gdzie $S_c^{(i)}$ – powierzchnia kontaktu pomiędzy ziarnem ściernym a materiałem obrabianym na etapie mikroskrawania.

Wraz z posuwem ziaren ściernych, stopień odkształcenia plastycznego materiału obrabianego wzrasta, podobnie jak naprężenia w płaszczyźnie ścinania [139]. Kiedy odkształcenie materiału obrabianego powoduje przekroczenie granicy wytrzymałości na ścinanie τ_s materiał pęka i powstają wióry. Rozkład sił pomiędzy materiałem obrabianym a ziarnem ściernym przedstawiono poniżej (Rysunek 17).



Rysunek 17. Rozkład sił podczas kontaktu pomiędzy ziarnem ściernym a materiałem obrabianym [103].

$F_{n1 \text{ cut}}$ i $F_{t1 \text{ cut}}$ to normalna i styczna siła z którą ziarno ściernie działa na materiał obrabiany, a $F_{n2 \text{ cut}}$ i $F_{t2 \text{ cut}}$ działającymi na płaszczyznę ścinania w strefie poślizgu. Wypadkowe siły F_c i F_s obu par sił równoważą się, ponieważ są równe co do wielkości, ale mają przeciwny kierunek. Zgodnie z zależnością geometryczną, wypadkowa siła działania ziarna ściernego na przedmiot obrabiany $F_c^{(i)}$ może zostać obliczona z zastosowaniem Równania (19).

$$F_c^{(i)} = F_s^{(i)} = \frac{\tau_s \left(\frac{\cos(\gamma_0^{(i)})}{\sin(\varphi^{(i)}) \cdot \cos(\varphi^{(i)} - \gamma_0^{(i)})} \right)^a}{\cos(\gamma_0^{(i)} - \beta + \varphi^{(i)})} \cdot S_{sh}^{(i)} = M^{(i)} \cdot S_{sh}^{(i)} \quad (19)$$

gdzie τ_s – wytrzymałość na ścinanie, a – wykładnik potęgi zależny od temperatury i szybkości odkształcenia [140,141], γ_0 – kąt natarcia ziarna, β – kąt tarcia ($\beta = \arctan(\varphi)$), φ – kąt ścinania i $S_{sh}^{(i)}$ – powierzchnia strefy poślizgu ścinającego i-tego ziarna ściernego.

Mimo bardzo intensywnego rozwoju metod modelowania sił szlifowania, wciąż posiadają one swoje mankamenty. Przede wszystkim:

- kształt ziaren w obecnych modelach topografii powierzchni ściernicy jest najczęściej przybliżany do kuli lub stożka, co powoduje zaniedbanie wysoce przypadkowych cech geometrycznych rzeczywistych ziaren i skutkuje w znacznych odchyleniach od rzeczywistych warunków szlifowania;
- morfologia geometryczna ziaren na powierzchni ściernicy jest nieregularna, podczas gdy większość badaczy brała pod uwagę tylko wysokość wystającego fragmentu ziaren i ich wielkość, nie analizując kąta wierzchołkowego, a tym bardziej kątów rozmieszczenia przestrzennego, które znacząco wpływają na siłę szlifowania;
- większość badań skupia się na opracowaniu modeli opartych na średniej głębokości penetracji ziarna lub średniej grubości wióra, więc te modele mogą służyć jedynie do przewidywania średniej siły szlifowania i nie pozwalają na uzyskanie informacji o sile szlifowania w skali mikroskopowej.

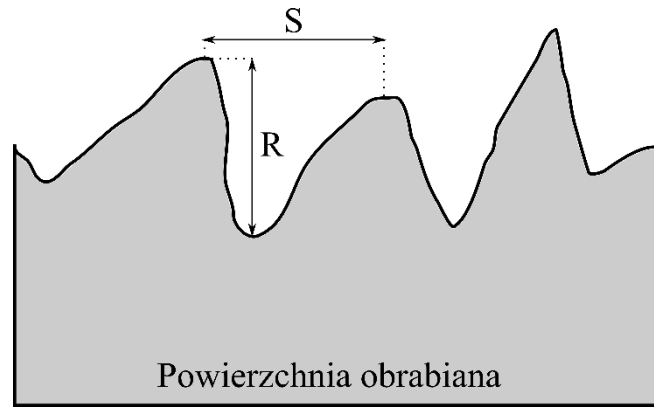
Badania te dostarczają teoretycznych podstaw do inteligentnego monitorowania i regulowania siły szlifowania, optymalizacji struktury ściernicy, poprawy jakości powierzchni po obróbce oraz redukcji strat energii w procesie szlifowania.

2.4. Analiza korelacji pomiędzy parametrami procesu szlifowania a wynikowym stanem warstwy wierzchniej i wydajnością usuwania materiału

Od wielu lat wiadomo, że istnieje bezpośrednia korelacja pomiędzy stanem warstwy wierzchniej (WW) a funkcją jaką dany element może pełnić np. w maszynie. Jedną z kluczowych części WW jest jej powierzchnia zewnętrzna, której budowa określana jest strukturą geometryczną powierzchni (SGP). Wpływ SGP na zastosowanie elementu w maszynie należy rozpatrywać globalnie, uwzględniając opory tarcia i zużycie, ale i lokalnie, poprzez analizę zjawisk w obszarach powierzchni styku, a nawet pod kątem atomowym, biorąc pod uwagę submikronierówności atomowe. SGP wpływa na opory tarcia i zużycia powierzchni, które to zmieniają właściwości warstwy wierzchniej, w wyniku czego technologiczna warstwa wierzchnia ulega przekształceniu w trybologiczną. Dlatego ocena SGP jest tak istotna z punktu widzenia potencjalnego zastosowania elementu obrabianego.

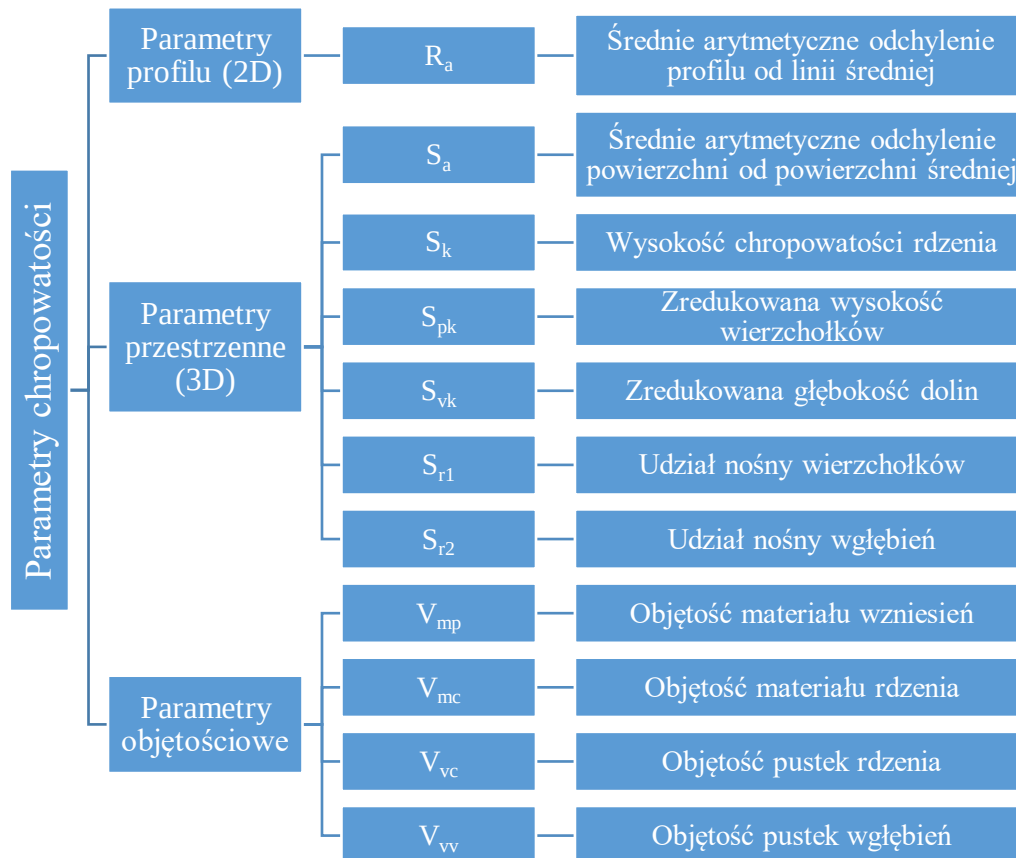
Na stan warstwy wierzchniej powierzchni wpływa wiele czynników, takich jak: parametry skrawania (prędkość skrawania, prędkość posuwu wzdłużnego oraz poprzecznego oraz głębokość skrawania), zużycie narzędzia, metody obróbki, chłodzenie i warunki pracy układu smarowania oraz właściwości materiału [142–144]. Uzyskane właściwości powierzchni bezpośrednio wpływają na właściwości użytkowe danego elementu [145,146].

Podstawowe pojęcia którymi posługują się naukowcy podczas analizy powierzchni materiału obrabianego są jej topografia i chropowatość. Topografia powierzchni ukazuje stan powierzchni materiału obrabianego z uwzględnieniem jej kształtu (wybrzuszeń, wgłębień) oraz obecności i umiejscowienia pewnych punktów charakterystycznych. Na podstawie analizy cech topografii powierzchni możemy określić stabilność parametrów obróbki. Chropowatością powierzchni nazywa się natomiast zbiór wzniesień i wgłębień na powierzchni przedmiotu o dość małych odstępach między wierzchołkami. Wg polskiej normy (PN-87/M-04256/01) o chropowatości mówimy w sytuacji, kiedy stosunek jej długości S do wysokości R jest mniejszy niż 40 (Rysunek 18). Jeżeli ten iloraz zawiera się w przedziale 40–1000 mówimy o falistości powierzchni, a jeżeli wynosi powyżej 1000 – o odchyłce kształtu.



Rysunek 18. Definiowanie chropowatości powierzchni wg normy PN-87/M-04256/01.

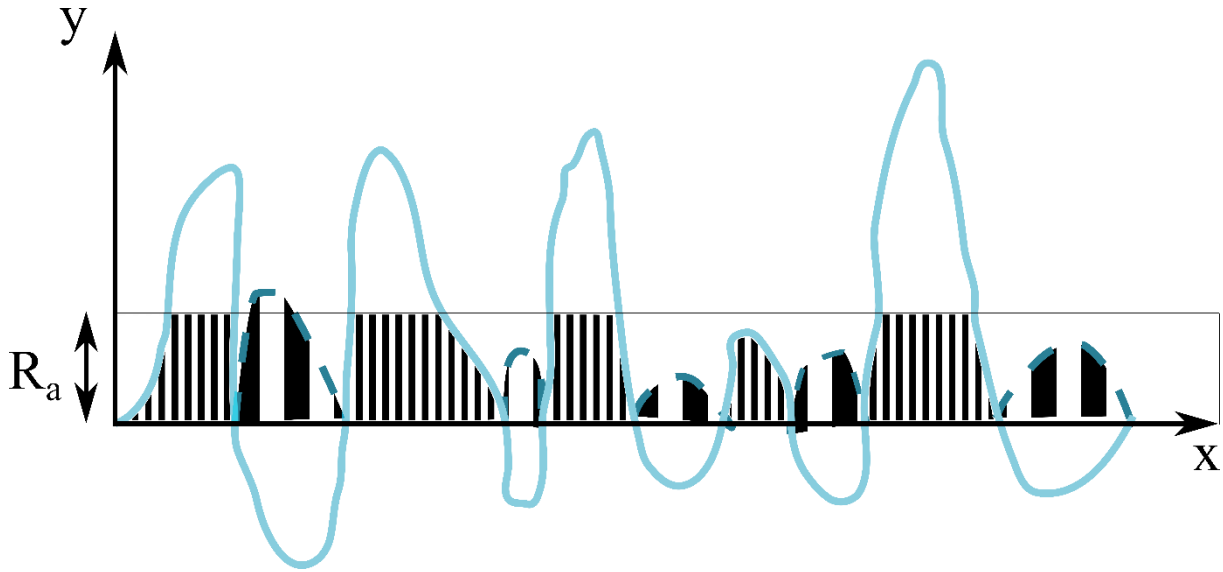
Istnieje wiele parametrów, rozkładów i funkcji opisujących chropowatość powierzchni [147]. Można je podzielić na parametry profilu chropowatości (2D), parametry przestrzenne (3D) oraz parametry objętościowe (Rysunek 19).



Rysunek 19. Podział parametrów chropowatości wraz z przykładami parametrów.

Najczęściej wykorzystywanym parametrem dwuwymiarowym do opisu chropowatości jest średnie arytmetyczne odchylenie profilu chropowatości od linii średniej (R_a). Parametr ten wyraża się Równaniem (20), a jego interpretacja geometryczna została przedstawiona poniżej (Rysunek 20).

$$R_a = \frac{1}{M \cdot N} \cdot \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^M \eta(x_i, y_j) \quad (20)$$



Rysunek 20. Interpretacja geometryczna parametru R_a .

W praktyce przyjmuje się powszechnie, że parametr chropowatości R_a jest związany z równoważną grubością warstwy szlifowanej h_{eq} wg Równania (21), a grubość warstwy szlifowanej wyraża się Równaniem (22) [63].

$$R_a = R_1 \cdot h_{eq}^r \quad (21)$$

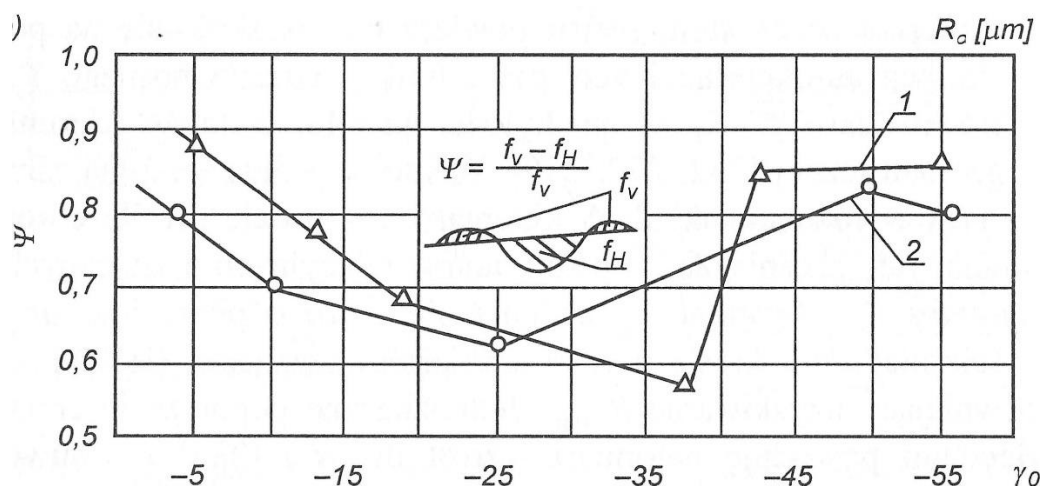
$$h_{eq}^r = \frac{a_p \cdot V_w}{V_s} \quad (22)$$

gdzie R_1 , r – stałe, a_p – dosuw rzeczywisty, V_w – prędkość przedmiotu, V_s – prędkość ściernicy.

R_a jako standardowy parametr chropowatości nie uwzględnia w omawianym przypadku częstości występowania naroży ziaren nierówności, które są odpowiednikiem częstości występowania naroży ziaren w CPS. Przebieg funkcji autokorelacyjnych $\rho(\tau)$, odstępów, funkcji udziału nośnego T_p umożliwia pełniejszą ocenę stereometrii powierzchni oraz promieni naroży, czy również kierunkowości struktury geometrycznej [148–150]. Ściernica pracująca w różnych układach kinematycznych daje profile chropowatości o różnych przebiegach funkcji autokorelacji oraz różniących się wartościach parametru R_a . Na parametr ten pływa również stopień stępienia ściernicy. Wzrost prędkości dosuwu [151] jak również prędkości posuwu [152] powodują pogorszenie chropowatości obrabianej powierzchni. Wynika to z faktu wielopłaszczyznowego powiązania warunków szlifowania ze stereometrią powierzchni, która

jest obrabiana oraz warunków kontaktu czynnych ziaren wpływających na właściwości fizyczne warstwy wierzchniej [153,154]. Jako przykład podaje się wzrost sił oraz moc szlifowania w warunkach zużycia wytrzymałościowego ziaren, podczas których nie dochodzi do powiększania rzeczywistej powierzchni kontaktu ściernicy z przedmiotem [155]. Wzrost prędkości skrawania powoduje zmniejszenie uzyskiwanej chropowatości bowiem skraca się czas pojedynczych kontaktów ziarna z przedmiotem obrabianym. Prowadzi to do zmniejszenia siły skrawania.

Parida z zespołem [156] badali wpływ różnych prędkości skrawania na powstającą siłę. Wykazali, że wraz ze wzrostem prędkości skrawania wzrasta również temperatura obszaru skrawania, a ciepło wytwarzane w wyniku odkształceń plastycznych podczas obróbki maleje, a więc siła skrawania maleje. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania zmniejsza się też grubość wióra nieodkształconego a_{gmax} , co prowadzi do zmniejszenia siły szlifowania i poprawy stanu warstwy wierzchniej powierzchni [12]. Kara i in. [157] opisali minimalizację chropowatości obrabianej powierzchni podczas szlifowania, powlekanej stali węglkowej AISI 5140 w celu poprawy stanu warstwy wierzchniej. Gęstość mocy, która kształtuje nową powierzchnię wpływa pośrednio na naprężenia własne, rozkład mikrotwardości czy mikropęknięcia. Odkształcenia plastyczne i temperatura są czynnikami, które bezpośrednio kształtują cechy fizyczne warstwy wierzchniej. Zależą one od stanu geometrycznego CPS. Pojedyncze ziarno o zdefiniowanej geometrii, działające w określonym obszarze, dla którego badane jest odkształcenie plastyczne, wyraźnie wskazuje zróżnicowanie wskaźnika efektywności mikroobróbki Ψ w funkcji kąta natarcia γ_0 . Wykorzystanie ściernicy z ujemnymi kątami natarcia przedstawiono poniżej (Rysunek 21) [158]. Można na nim zauważyć, że wraz ze wzrostem wartości wewnętrznego kąta γ_0 nie dochodzi do monotonicznego zmniejszenia Ψ . Zaobserwowano również, że dla γ_0 w zakresie od -25 do -37 i $\Psi = \Psi_0$ zachodzi podobna zmiana jak w przypadku R_a . Wysoka intensywność odkształceń plastycznych wskutek silnego wpływu geometrii ostrza potwierdzony jest rezultatem mikroobróbki ziarnami, które zorientowane są dłuższą osią prostopadle do powierzchni obróbkowej [159].



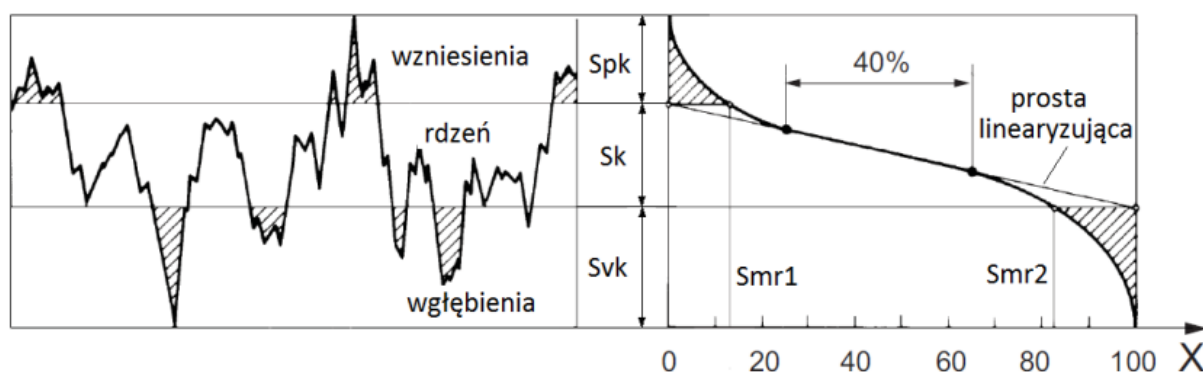
Rysunek 21. Porównanie charakterystyki wypływek Ksi materiału wokół bruzdy wykonywanej przez zorientowane ziarno ściernie w kształcie ostrosłupa czterościennego (krzywa 1) i chropowatość powierzchni szlifowanej narzędziem z zorientowanymi ziarnami CPS (krzywa 2) [35].

Innymi parametrami stosowanymi do analizy chropowatości powierzchni są te związane z kształtem nierówności profilu powierzchni, tj. średnie arytmetyczne odchylenie powierzchni od powierzchni średniej (S_a), wysokość chropowatości rdzenia (S_k), zredukowana wysokość wzniesień (S_{pk}), zredukowana wysokość wgłębień (S_{vk}), udział nośny wierzchołków (S_{r1}), czy udział nośny wgłębień (S_{r2}).

Parametr S_a stanowi średnią arytmetyczną wartości bezwzględnych odchyłek wysokości powierzchni od powierzchni średniej. Oblicza się go korzystając z Równania (23).

$$S_a = \frac{1}{A} \cdot \iint_A |z(x, y)| dx dy \quad (23)$$

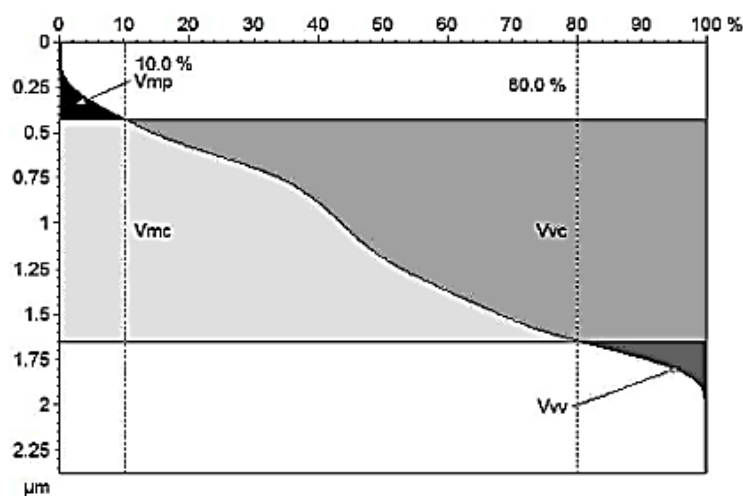
Pozostałe parametry związane są z kształtem nierówności profilu powierzchni i wyznacza się w oparciu o krzywą udziału materiałowego (krzywą Abotta–Firestone’a). Przedstawia ona zależność powierzchniowego udziału materiałowego od wysokości. Krzywą dzieli się na fragmenty odpowiadające wzniesieniom, rdzeniowi i wgłębieniom, co pozwala na wyznaczanie parametrów S_{pk} , S_k , S_{vk} , S_{r1} i S_{r2} (Rysunek 22).



Rysunek 22. Krzywa Abotta-Firestone'a [160].

W kwestii znaczenia aplikacyjnego, parametry S_{vk} i S_{r2} umożliwiają określenie właściwości smarnych powierzchni oraz są miarą zdolności utrzymywania płynu przez powierzchnie. Parametr S_{pk} dostarcza informacji na temat odporności powierzchni na ścieranie (im niższa wartość S_{pk} , tym wyższa odporność). Parametr S_k pozwala określić wysokość chropowatości po wstępnym procesie docierania [161].

Kolejną grupę parametrów opisujących chropowatość powierzchni stanowią parametry objętościowe. Objętość materiału wzniesień V_{mp} jest objętością obszaru wypełnionego materiałem na danym poziomie p , V_{mc} to objętość materiału rdzenia która stanowi różnicę objętości obszarów wypełnionych materiałem na poziomach p i q , objętość pustek rdzenia V_{vc} jest różnicą objętości obszarów pozbawionych materiału na poziomach p i q , a objętość pustek dolin V_{vv} jest objętością obszaru pozbawionego materiału na danym poziomie p . Metodę ich wyznaczania na podstawie krzywej udziału materiałowego przedstawiono poniżej (Rysunek 23).



Rysunek 23. Parametry objętościowe obliczane z krzywej powierzchniowego udziału materiałowego [162].

Parametry te można opisać Równaniami 24-27.

$$V_{mp} = \frac{K}{100\%} \cdot \int_0^p [S_{mc}(q) - S_{mc}(p)] dq \quad (24)$$

$$V_{mc} = V_m(q) - V_m(p) \quad (25)$$

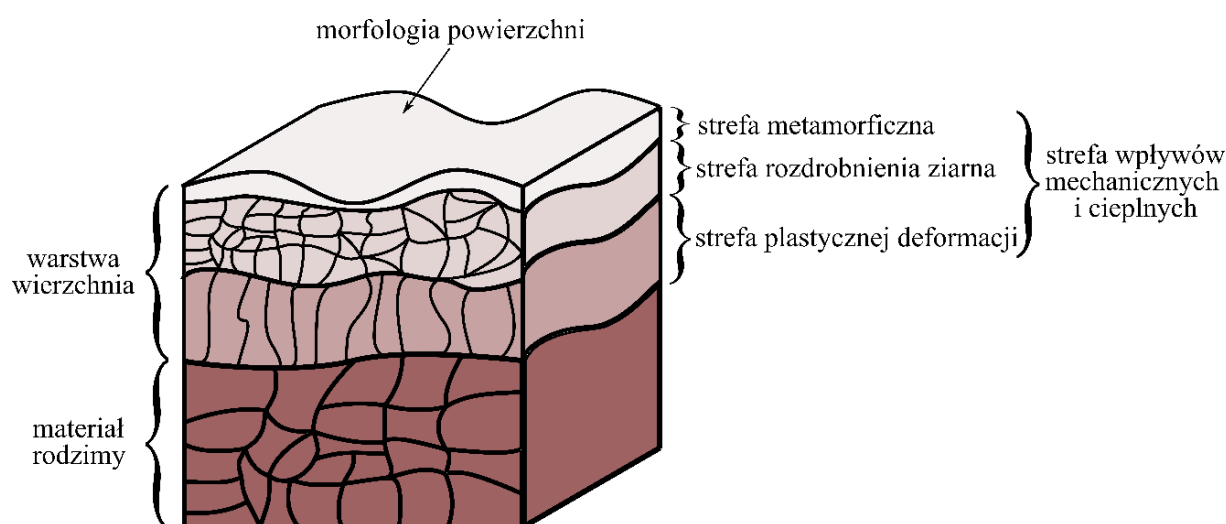
$$V_{vv} = \frac{K}{100\%} \cdot \int_q^{100\%} [S_{mc}(p) - S_{mc}(q)] dq \quad (26)$$

$$V_{vc} = V_v(p) - V_v(q) \quad (27)$$

Gdzie: K – stała przeliczeniowa dla jednostek;

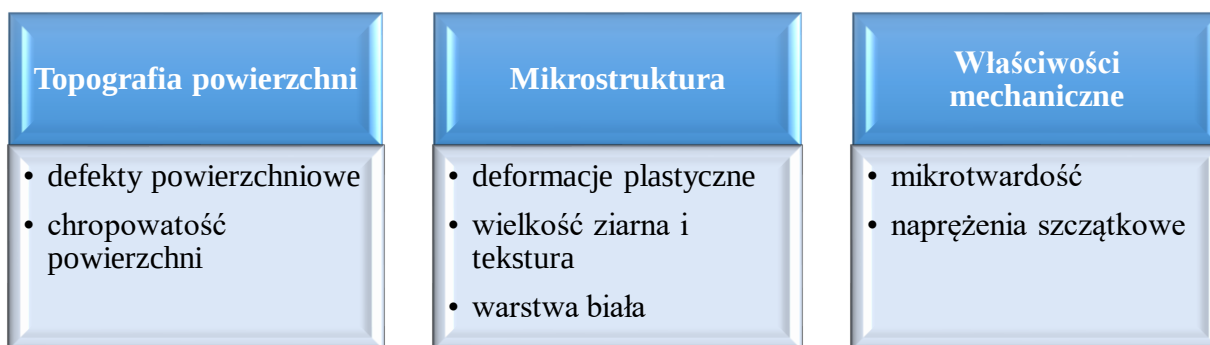
Domyślnie wartości p i q przyjmuje się jako kolejno 10% i 80%, a parametr $S_{mc}(q)$ oznacza wysokość odpowiadającą danemu procentowemu udziałowi materiału q.

Schemat budowy powierzchni uzyskiwanej w wyniku szlifowania przedstawiono poniżej (Rysunek 24).



Rysunek 24. Typowe cechy powierzchni po szlifowaniu.

Powierzchnia elementów po obróbce nie jest gładka, wykazuje różne cechy w mikroskali [163]. Poniżej przedstawiono cechy powierzchni obrabianej, które mają bezpośredni wpływ na właściwości mechaniczne obrabianych elementów (Rysunek 25).



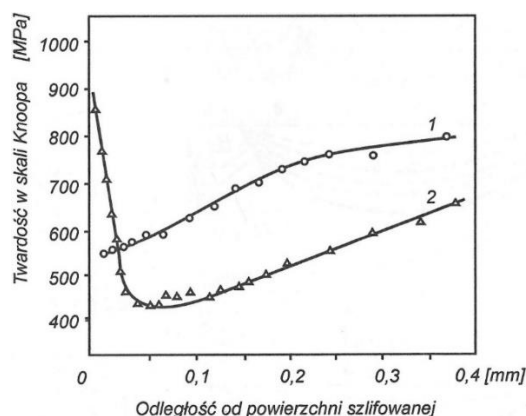
Rysunek 25. Stan warstwy wierzchniej.

Uzyskane struktury wgłębień i wzniesień tworzone są wskutek zużywania się ziaren ściernych. Istotnym defektem wpływającym na parametry produkcyjne elementów jest udział plastycznego płynięcia materiału. Ponadto obrabiana powierzchnia narażona jest na zjawisko przypalania w przypadku stosowania niskiej prędkości obrotowej, znacznej głębokości mikroskrawania bądź wysokiej prędkości posuwu, co wynika z niedostatecznej przewodności cieplnej stosowanego materiału. Analizując usuwane wióry, dostrzega się transport większości ciepła mikroskrawania do otoczenia. Nie mniej, ciepło resztkowe mikroskrawania jest nadal przenoszone na obrabianą powierzchnię i warstwę poniżej powierzchni [164]. Wysokie obciążenia termiczne i obciążenia mechaniczne łatwo powodują zmiany mikrostrukturalne, zwłaszcza w przypadku silnego zużycia narzędzi podczas mikroskrawania stopów tytanu i niklu [165,166].

W warunkach dużych obciążeń termomechanicznych obrobiona warstwa wierzchnia zachowuje się inaczej niż materiał rodzimy. W badaniu mikroskopem optycznym WW wykazuje strefę bieli, zwaną „białą warstwą” [142]. Na ogół jest ona bardziej krucha i twardsza niż warstwa materiału rdzenia, co powoduje powstawanie i propagację pęknięć obrabianej powierzchni [167]. Z tego powodu warstwa ta poważnie wpływa na inne wskaźniki warstwy wierzchniej, a tym samym na jakość wytwarzanych elementów [168,169]. Osterle i Li [170] stwierdzili, że biała warstwa składa się z serii nanowymiarowych równoosiowych ziaren obrabianego materiału (50–100 nm), co wiąże się z topnieniem materiału i szybkim hartowaniem. Sauvage i in. [171] stwierdzili, że przemiany hartownicze obrabianego materiału powierzchniowego ze struktury austenitycznej do martenzytycznej odegrały decydującą rolę w powstawaniu białej warstwy.

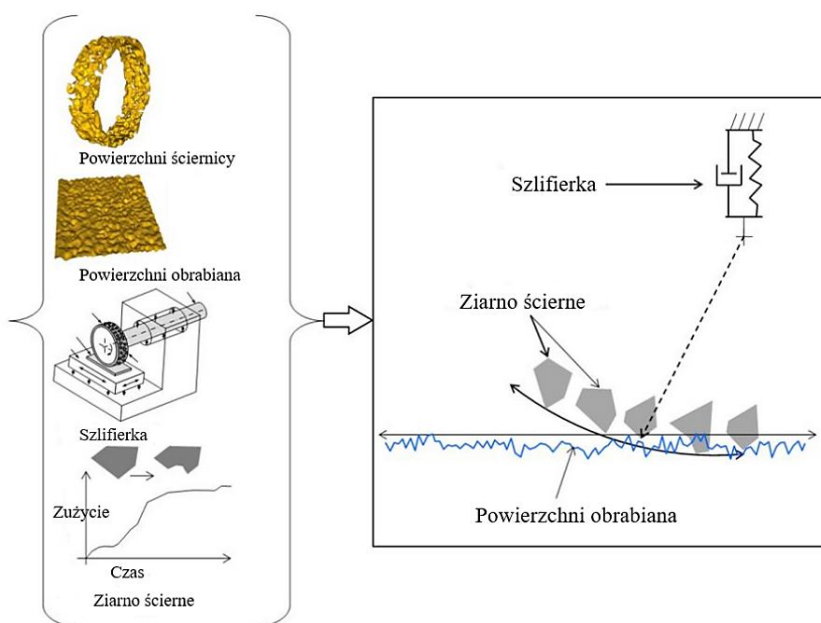
Niektórzy badacze dowiedli jednak, że tworzenie się białej warstwy pojawiało się nawet przy braku odpowiednio wysokich obciążeń termicznych, co oznaczałoby że dużą rolę w powstawaniu białej warstwy odgrywają również obciążenia mechaniczne [142]. Wraz ze

wzrostem zużycia narzędzia wzrasta mikrotwardość w pobliżu obrabianej powierzchni [172]. Efekt mięknięcia termicznego wywołany podwyższoną temperaturą mikroskrawania w warunkach zużycia ziaren tarczy ścierniej odgrywa dominującą rolę, przewyższając efekt hartowania mechanicznego. W rezultacie wartości mikrotwardości na powierzchni obrabianej są mniejsze niż w obszarze podpowierzchniowym lub materiale sypkim [163,173]. Szczególnie podczas obróbki skrawaniem stopów tytanu i niklu ciepło mikroskrawania łatwo się koncentruje i nie może przenieść się do warstwy wewnętrznej ze względu na niską przewodność cieplną [142]. Resztkowe naprężenia rozciągające łatwo powodują pęknięcia obrabianej powierzchni oraz zmniejszają odporność na korozję i wytrzymałość zmęczeniową produkowanych części [174]. Niektóre badania wskazują, że naprężenia szczątkowe wynikają z niejednorodnego odkształcenia materiału związanego z obciążeniami mechanicznymi, gradientami termicznymi i przemianami fazowymi w procesie obróbki mikroskrawaniem. Na zmiany twardości warstwy wierzchniej wpływ ma również intensywność i gradient temperatury. Rysunek 26 pokazuje rozkład twardości w procesie szlifowania bez przypaleń (krzywa 1) oraz z przypaleniami (krzywa 2) [175,176]. Istotne zmiany warstwy wierzchniej obejmujące zakres twardości powstający wskutek występowania odkształceń plastycznych, czy działania temperatury, towarzyszą zmiany poziomu naprężeń własnych. W sytuacjach marginalnych dochodzi do naruszenia ciągłości materiału [177]. Występujące mikropęknięcia warstwy wierzchniej wynikają z dużego gradientu temperatur. Zachodzące w warstwie wierzchniej przemiany strukturalne zależne są nie tylko od wartości temperatury, ale również od czasu jej oddziaływania [178]. Zgodnie z literaturą zastosowanie ściernicy z przerywaną czynną powierzchnią prowadzi do obniżenia średniej temperatury, ale nie ogranicza stopnia zmian mikrotwardości i maksymalnych naprężeń własnych. Dzieje się tak poprzez wydłużenie czasu szlifowania [176,179–181].



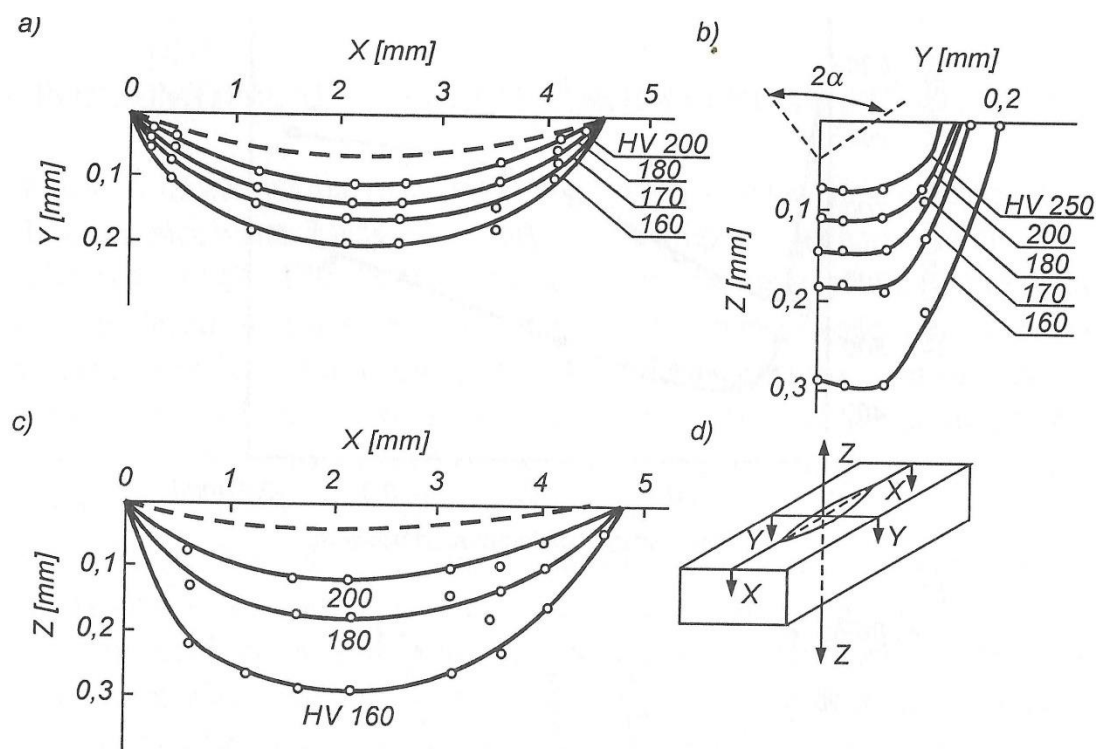
Rysunek 26. Wpływ udaru cieplnego na rozkład twardości przy małym (krzywa 1) i dużym (krzywa 2) gradiencie temperatury [169].

Dodatkowo na uzyskaną powierzchnię wpływa wielkość oraz rodzaj ziaren ściernicy przyjętej do obróbki. Prowadzenie procesu szlifowania, w którym dochodzi do silnych oddziaływań na ziarna ściernic (np. CBN, diament, węglik krzemu), będącymi materiałami jednocześnie bardzo twardymi i kruchymi. Dodatkowo ich nierównomierny rozmiar oraz rozkład ziaren w CPS wpływają na potencjalny przebieg procesu szlifowania i jakość uzyskiwanej powierzchni (Rysunek 27) [182,183].



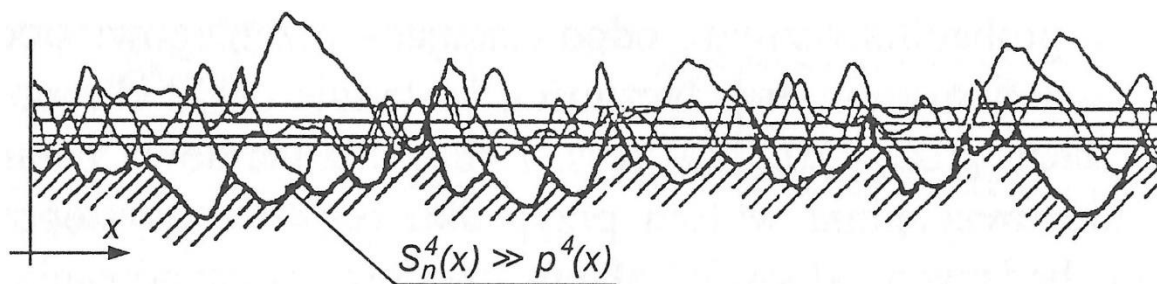
Rysunek 27. Składowe procesy szlifowania oddziałujące na jego przebieg [182].

W porównaniu ze szlifowaniem, w którym ziarna mają układ losowy, składowe siły szlifowania (styczna – F_t i normalna – F_n) zmniejszone są odpowiednio o ok. 20 i 50%. Z kolei objętość usuwanego materiału wzrasta o ok. 10%. W oparciu o proporcjonalność naprężeń uplastycznienia do twardości materiału, odkształcenie względne materiału wokół brzozy wykonanej przez pojedyncze ziarno (Rysunek 28(d)) pozwala na oszacowanie uzyskanych rozkładów twardości (Rysunek 28(a), (b), (c)) [184].



Rysunek 28. Krzywe stałej twardości HV materiału odkształconego wokół bruzdy wykonanej ostrzem o kącie $2\alpha=105$ stopni. (a) przekrój XY; (b) przekrój YZ; (c) przekrój XZ; (d) schemat umiejscowienia osi. Linie przerywane odpowiadają geometrii bruzdy [184].

Struktura geometryczna powierzchni uzyskana podczas szlifowania ma anizotropowy charakter. Konstytuowana jest między innymi w wyniku oddziaływań ziaren ściernych na powierzchnię obróbkową, które zagłębiają się w niej z określoną głębokością zwaną dosuwem. Rzeczywista wartość a_p zależy jednak od stanu CPS i sztywności całego układu obróbkowego. Ukształtowanie profilu chropowatości powierzchni jest rezultatem nakładania się kolejnych górnych części profilu CPS. Kształt tych profili zależy nie tylko od kształtów losowo zorientowanych w przestrzeni naroży ziaren. Obserwacje naroży przy powiększeniach 500-2000 razy wskazują na istnienie mikro występow, które usuwając wióry mniejszych rozmiarów uczestniczą w tworzeniu profilu chropowatości powierzchni szlifowanej [185,186]. Naroża ziaren zagłębiając się w materiał obrabiany mieszczą się często w bardzo wąskim paśmie całkowitej wysokości profilu CPS, stanowiącym 0,05-0,1 część tej wysokości [187]. Odwzorowany w tym zakresie profil CPS o charakterze probabilistycznym, odpowiadający przebiegowi stochastycznemu o cechach stacjonarności i ergodyczności kształtuje profil chropowatości o podobnych cechach [35,148,159,188] (Rysunek 29).



Rysunek 29. Profilogram powierzchni po szlifowaniu w $k=4$ przesuwach stołu szlifierki jako wynik złożenia 4 zarysów [32].

Liu wraz z zespołem [189] opracowali metodę szacowania chropowatości powierzchni materiału podczas szlifowania taśmą ścierną w celu poprawy precyzji przewidywania topografii powierzchni. W celu określenia wpływu zmiennych szlifowania na wykończenie powierzchni i naprężenia szczątkowe. Curtis wraz z zespołem [190] omówił wpływ specyfikacji ściernicy na wykończenie powierzchni i naprężenia szczątkowe podczas szlifowania Inconel 718. Aby precyzyjnie prognozować i poprawiać stan warstwy wierzchniej obrabianej. Ming i in. [191] przedstawili udoskonalenie obróbki oraz analizę obliczeniową dla kontrolowanej jakości powierzchni koła zębatego czołowego podczas operacji polerowania. Z kolei Sinha i inni [192] badali stan warstwy wierzchniej Inconelu 718 po szlifowaniu ściernicą Al_2O_3 w różnych warunkach obróbkowych, z różnymi parametrami technologicznymi i warunkami chłodzenia (sucho, mokro, minimalna ilość smaru – MQL i ciekły azot – LN2). Autorzy stwierdzili, że wzrost prędkości posuwu i głębokości mikroskrawania negatywnie wpływał na wykończenie powierzchni przedmiotu obrabianego, niezależnie od badanych warunków chłodzenia.

Czynnikami które wpływają na jakość oraz odchyłki wymiarowo-kształtowe obrabianej powierzchni można podzielić na zależne i niezależne od parametrów i wydajności szlifowania [179]. Do grupy niezależnych można zaliczyć:

- niedokładności geometryczne i kinematyczne obrabiarki;
- niedokładności wynikające z ustawienia obrabiarki (odchyłka położenia osi ściernicy);
- niedokładności zarysu ściernicy po ostrzeniu.

Z kolei w grupie przyczyn uzależnionych od parametrów technologicznych wymienić można:

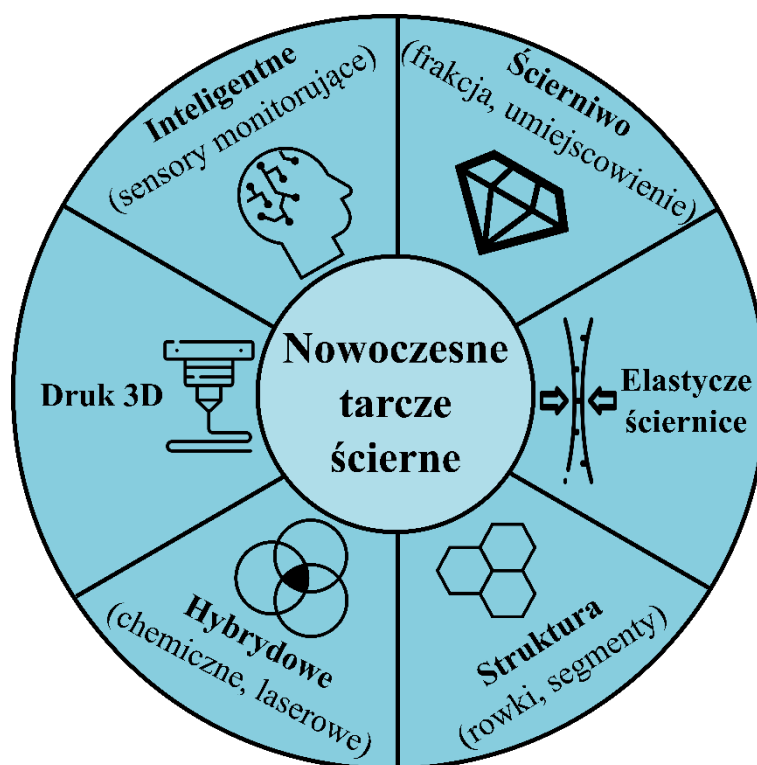
- odkształcenia cieplne oraz mechaniczne układu: obrabiarka- przedmiot- narzędzie;
- zużycie ściernicy;

- odchyłki wymiaru oraz zarysu ściernicy;
- drgania OUPN.

Podczas prowadzenia procesu wskazane wielkości zależą w głównej mierze od siły szlifowania oraz pola temperatury w obrabiarce jak i przedmiocie obrabianym. W sposób pośredni są mierzalne przez co mogą być sterowane [9,35]. Od parametrów szlifowania uzależnione są siły szlifowania oraz wartości pola temperatury obrabianego przedmiotu, które z kolei są programowane. Właściwa znajomość sterowania procesem szlifowania wymaga znajomości wpływu parametrów obróbkowych na badane wielkości wyjściowe. Możliwe jest uzyskiwanie wyższej jakości powierzchni obrabianej bez zmniejszania wydajności szlifowania, bądź nawet dla określonej jakości powierzchni- zwiększyć wydajność.

2.5. Wybrane trendy w konstrukcji tarcz ściernych

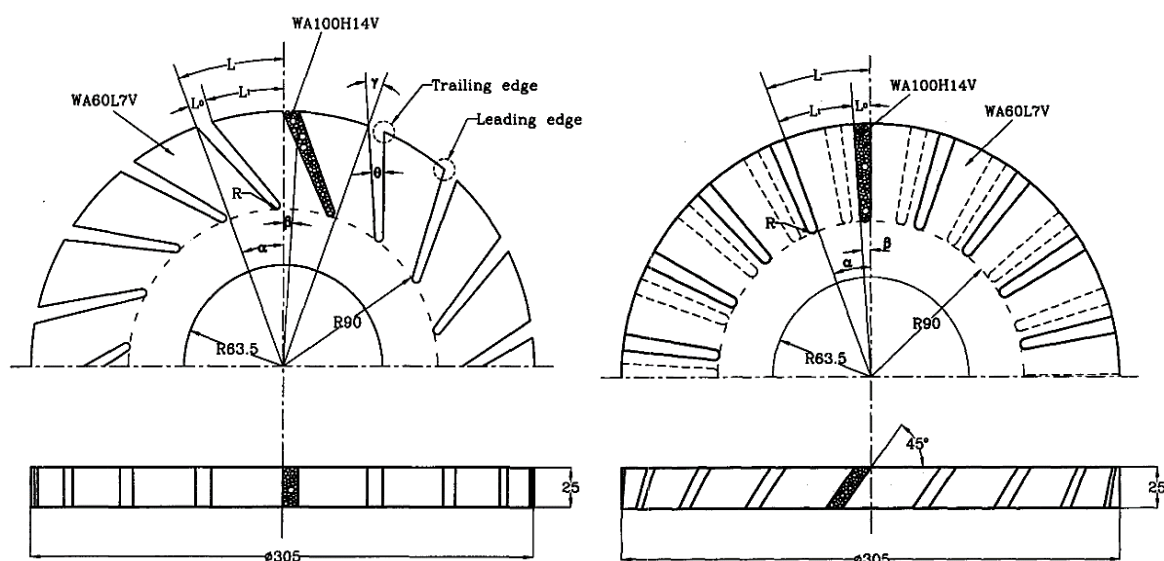
Przez lata rozwoju obróbki ścierniej powstało wiele rodzajów tarcz ściernych, przydatnych w konkretnych zastosowaniach. Można zauważyć pewne trendy w dziedzinie projektowania ściernic (Rysunek 30).



Rysunek 30. Aktualne trendy w rozwoju tarcz ściernych.

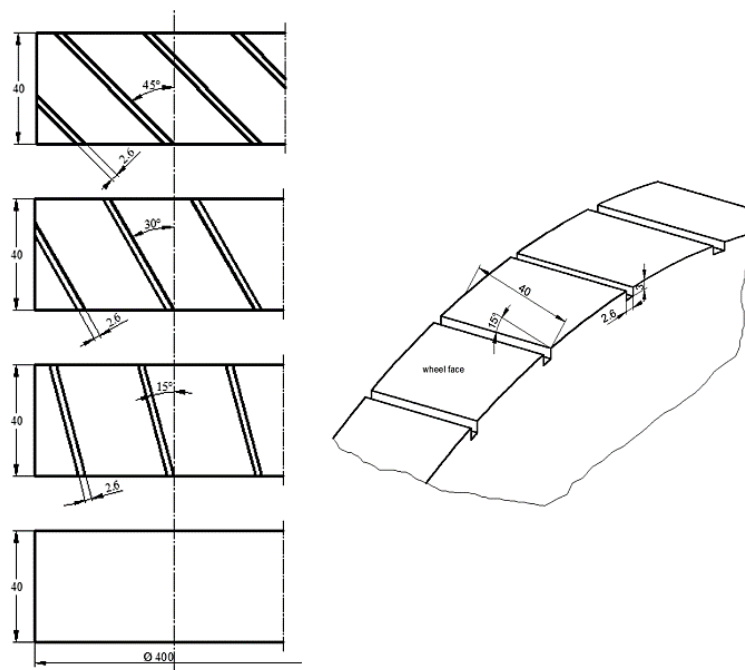
Szeroko badaną grupę stanowią tarcze o charakterystycznej strukturze, na przykład zawierające rowki na powierzchni [193–195] czy tarcze segmentowe [196,197].

Kim i współpracownicy [193] opracowali i zbadali tarcze ściernie zawierające na powierzchni różną ilość rowków rozłożonych w różny sposób, co zostało przedstawione poniżej (Rysunek 31). Zaprojektowane tarcze ściernie wykorzystano do szlifowania stali, mosiądzu oraz miedzi. Powierzchnia uzyskana w wyniku obróbki opracowanymi tarczami ściernymi charakteryzowała się znacznie niższą wartością parametrów chropowatości (R_a oraz R_{max}). Dodatkowo nie zaobserwowano występowania lokalnych przypaleń, w przeciwieństwie do obróbki tarczą konwencjonalną. Szlifowanie materiałów trudnoobrabialnych z zastosowaniem opracowanych ściernic okazało się również bardziej efektywne.



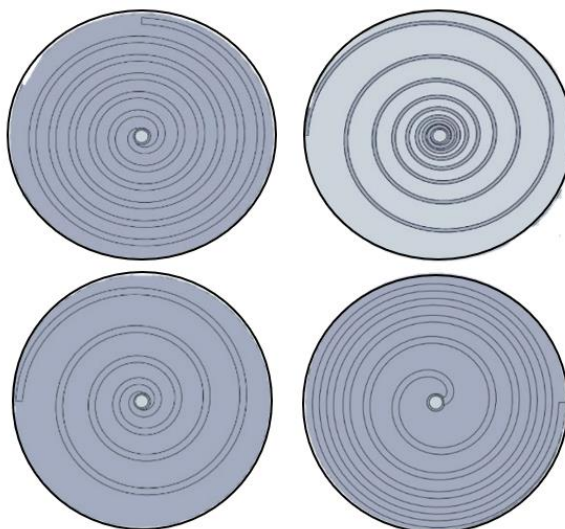
Rysunek 31. Schemat tarczy ścierniej charakteryzującej się na powierzchni (a) prostymi rowkami; (b) spiralnymi rowkami [193].

Podobny rodzaj tarczy ścierniej został przebadany przez Gavasa i współpracowników [194], jednak oni skupili się na wpływie kąta nachylenia rowków na chropowatość powierzchni po obróbce. Schemat opracowanych tarczy został przedstawiony poniżej (Rysunek 32). Uzyskane wyniki udowodniły, że zastosowanie ściernicy z rowkami powoduje obniżenie chropowatości powierzchni obrabianej oraz redukcję błędu okrągłości (w przypadku obróbki próbek w kształcie walca), co bezpośrednio wpływa na poprawę dokładności geometrycznej materiałów po obróbce.



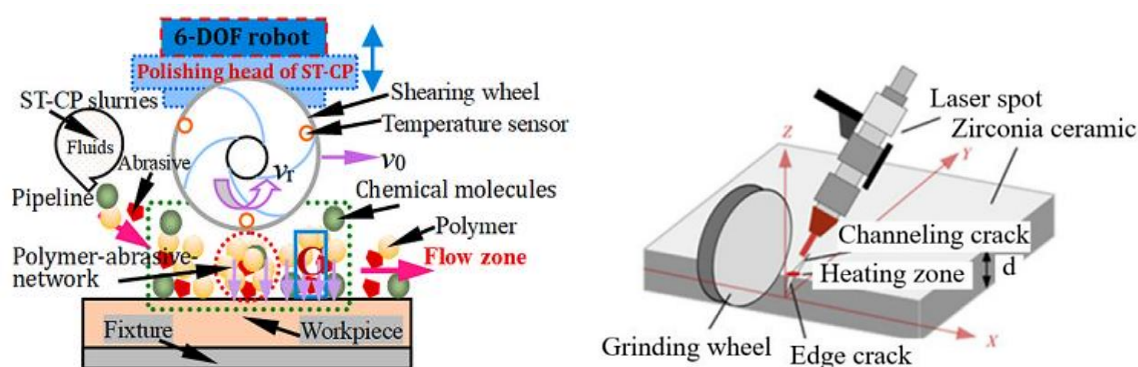
Rysunek 32. Schemat tarczy opracowanej przez Gavasa i współpracowników [194].

Vignesh i in. [195] opracowali tarcze ściernie zawierające spiralne rowki (Rysunek 33), których obecność miała pozytywnie wpływać na wydajność chłodzenia podczas szlifowania, co powoduje poprawienie jakości powierzchni po obróbce oraz wydajność obróbki. Na podstawie symulacji naprężeń w ściernicy wybrano projekt, w którym były one najniższe i przeprowadzono proces szlifowania z wykorzystaniem tej tarczy. Okazało się, że opracowane narzędzie charakteryzowało się niższymi wartościami sił szlifowania, niższym poborem energii podczas obróbki, większą wydajnością usuwania materiału, mniejszym zużyciem oraz mniejszą chropowatością materiału po obróbce.



Rysunek 33. Schematy zaprojektowanych tarcz ściernych ze spiralnymi rowkami [195].

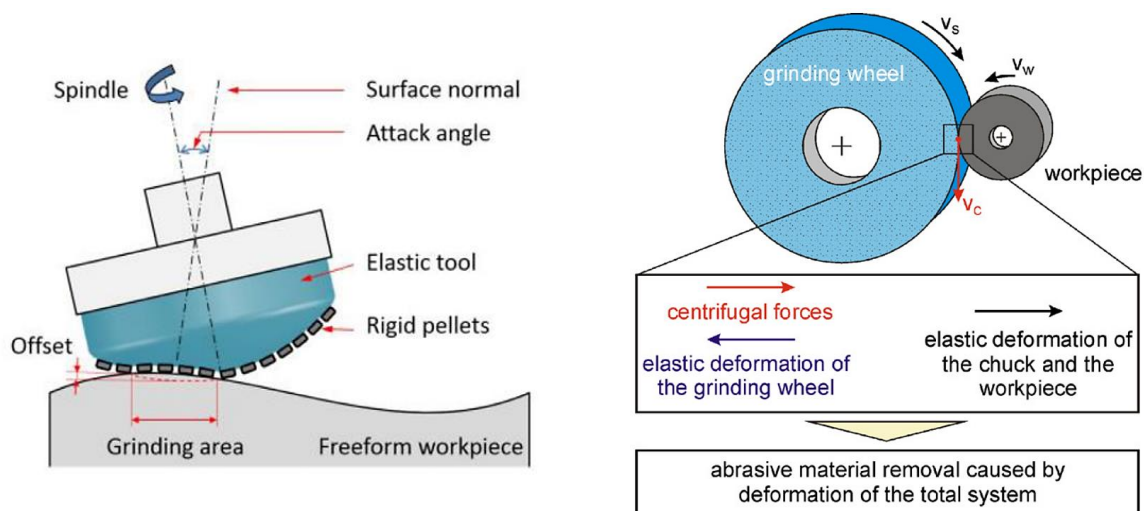
W ostatnich latach coraz częściej można zaobserwować badania z wykorzystaniem hybrydowych tarcz ściernych. W ich przypadku mikroskrawanie wspomagane jest innymi procesami, np. reakcjami chemicznymi [198,199], elektrochemicznymi [200] czy promieniowaniem lasera [201]. Przykładowo, Zhou i współpracownicy opracowali ściernicę do obróbki krzemu, działającą jednocześnie mechanicznie jak i chemicznie [199]. Jej zasada działania polega na termicznej reakcji pomiędzy krzemem a tlenem, prowadzącej do powstania stałego tlenku krzemu, który następnie reaguje ze ścierniwem (CeO_2), tworząc miękki, amorficzny kompleks. W związku z obniżoną twardością może on być mechanicznie usunięty przez stosunkowo miękkie materiały ścierne takie jak tlenek glinu. W wyniku tego typu szlifowania osiągnięto bardzo gładkie powierzchnie. Na podobnej zasadzie działa tarcza do obróbki niobanu litu, opracowana przez Li i współpracowników [198], której zasada działania została przedstawiona poniżej (Rysunek 34(a)). W tym rozwiązaniu stosuje się wodną zawiesinę składającą się z polimeru, ścierniwa (Al_2O_3), utleniacza (H_2O_2) i regulatora pH (np. kwas cytrynowy). Działanie zawiesiny powoduje chemiczną reakcję skutkującą obniżeniem twardości warstwy wierzchniej materiału obrabianego, w wyniku czego można go dużo łatwiej usunąć z zastosowaniem miękkich ścierniw. Proces mikroskrawania można również wspomagać działaniem lasera (Rysunek 34(b)). Ma i współpracownicy [201] opracowali metodę szlifowania wspomaganego laserem służącego do obróbki ceramiki cyrkonowej. Strumień promieniowania lasera powoduje ogrzewanie konkretnego fragmentu materiału obrabianego, co powoduje, że materiał może być łatwiej usunięty przez ściernicę, co zwiększa szybkość usuwania materiału. W porównaniu z konwencjonalnym szlifowaniem, jakość powierzchni obrabianej ceramiki cyrkonowej została znacznie poprawiona.



Rysunek 34. Schemat procesu szlifowania wspomaganego (a) reakcją chemiczną [198]; (b) laserowo [201].

Coraz częściej spotkać się można z elastycznymi ściernicami odkształcającymi się w wyniku kontaktu z materiałem obrabianym. Tego typu rozwiązania dzielą się zasadniczo na

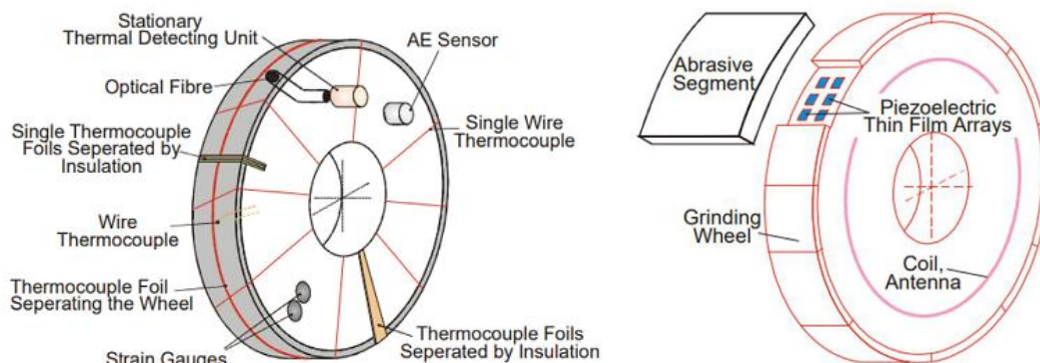
dwie grupy: pierwsza z nich wykorzystuje elastyczne materiały, np. pianki poliuretanowe jako spoiwo (Rysunek 35) [202]. Brinksmeyer i współpracownicy [202] opracowali ściernicę zbudowaną z ziaren korundu zawieszonych w elastycznej matrycy pianki poliuretanowej. Szlifowanie w taki sposób niesie pewne korzyści, ponieważ wzmocnienie warstwy wierzchniej redukuje początkowe zużycie i ścieranie w układzie, zmniejsza chropowatość powierzchni, zwiększa wytrzymałość zmęczeniową i zmniejsza ryzyko uszkodzenia części podczas eksploatacji. Inny typ elastycznych ściernic składa się z elastycznego (np. silikonowego) nośnika pokrytego ścierniwem [203]. Tego typu ściernice zachowują się zupełnie inaczej niż konwencjonalne, o czym świadczą znacznie wyższe wartości sił szlifowania [202]. Skutkuje to wzmocnieniem warstwy wierzchniej, zmniejszeniem chropowatości powierzchni, zwiększeniem wytrzymałości zmęczeniowej i zmniejszeniem ryzyka uszkodzenia części podczas pracy. Stosuje się je na przykład przy produkcji łożysk.



Rysunek 35. (a) Schemat pracy elastycznej ściernicy zbudowanej z silikonowego substratu pokrytego ścierniwem [203]; (b) schemat ściernicy zawierającej elastyczne spoiwo [202].

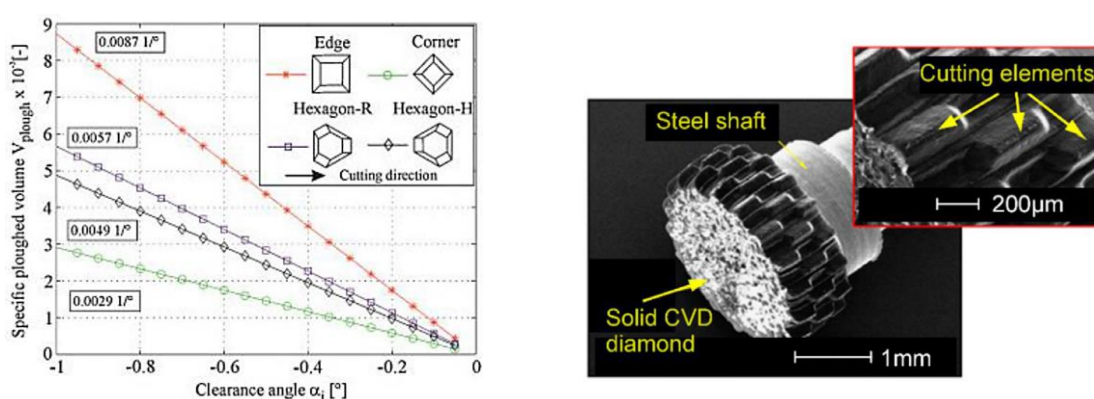
Kolejną ścieżką rozwoju tarcz ściernych jest wyposażanie ich w **sensory** służące do monitorowania procesu szlifowania. Podczas obróbki mikroskrawaniem w strefie kontaktu zachodzi jednocześnie wiele procesów mechanicznych i termicznych. Znajomość rzeczywistych warunków w tym miejscu, w szczególności rozkładu sił i temperatury, jest istotna z punktu widzenia zużycia tarczy ścierniej i stan warstwy wierzchniej powierzchni po obróbce. Możliwości zaimplementowania sensorów w ściernicy przedstawiono poniżej (Rysunek 36(a)). Przykładem takiej inteligentnej tarczy ścierniej jest opracowana przez Böhma ściernica wyposażona w piezoelektryczne czujniki siły w postaci cienkich folii (Rysunek 36(b)) [204]. Pomimo obiecujących wyników rozwiązanie to nie znalazło szerszego zastosowania

w przemyśle ze względu na wysoki koszt integracji czujników w ściernicach i ich krótki czas życia.



Rysunek 36. (a) Możliwe sensory stosowane do monitorowania procesu szlifowania [205]; (b) schemat tarczy ścierniej wyposażonej w piezoelektryczne czujniki siły [204].

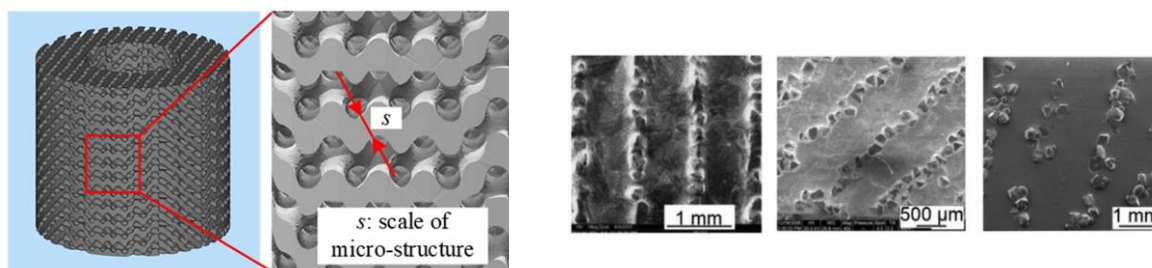
Niezwykle istotną rolę w projektowaniu tarczy ścierniej stanowi dobór odpowiedniego ścierniwa. Poza samym rodzajem ścierniwa (czyli tym samym jego twardością) istnieje szereg istotnych czynników, które należy wziąć pod uwagę. Bardzo istotny jest m. in. sam kształt ziarna ściernego [206]. Poniżej przedstawiono jak znaczny wpływ ma kształt ścierniwa na objętość usuwanego materiału (Rysunek 37(a)). Istnieją możliwości wytwarzania ziaren ściernych o konkretnym kształcie, co zostało po raz pierwszy zaraportowane przez Bultera-Smitha i współpracowników (Rysunek 37(b)) [207]. To innowacyjne podejście, wpłynęło na bardzo dobre usuwanie materiału, znaczną poprawą chropowatości oraz płaskości powierzchni po obróbce, nawet w procesie szlifowania materiałów trudnoobrabialnych.



Rysunek 37. (a) Wpływ kształtu ziarna ściernego na objętość usuwanego materiału [206]; (b) opracowana ściernica zawierająca ziarna ściernie o konkretnym kształcie [208].

Kolejną innowacją która w ostatnich latach zyskała duże zainteresowanie jest wykonywanie tarcz ściernych metodą druku 3D [209–211]. Zastosowanie tej techniki pozwala na wytworzenie ściernic o właściwie dowolnej geometrii, zawierających kanały chłodzące,

o konkretnym umiejscowieniu ziaren ściernych (Rysunek 38(b)), posiadających pory w konkretnych miejscach [212,213], czy charakteryzujących się konkretnym umiejscowieniem ziaren ściernych (Rysunek 38(a)) [214].

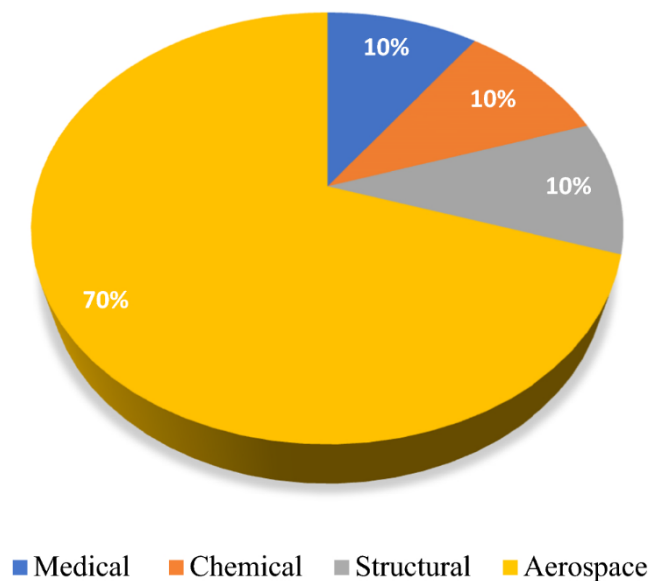


Rysunek 38. (a) Schemat ściernicy o charakterystycznej mikrostrukturze wykonanej metodą druku 3D [211]; (b) charakterystyczne ułożenie ziaren ściernych w ściernicy uzyskane metodą druku 3D [214].

2.6. Wnioski ze stanu badań obróbki szlifowaniem materiałów trudnoobrabialnych

Od czasów prehistorycznych, zwłaszcza metale, odgrywały kluczową rolę w zdolnościach rozwoju techniki. W związku z tym, w XX wieku stal nierdzewna stała się jednym z najcenniejszych materiałów. Sytuacja ta uległa zmianie, gdy to w XXI wieku nadstopy zdominowały wiele gałęzi przemysłu, będąc materiałami wysoce zaawansowanymi [215–217]. Głównym problemem tych materiałów jest ich obróbka mikroskrawaniem. Wykazują one doskonałe właściwości mechaniczne (tj. wysoką twardość, wysoką wytrzymałość i niską przewodność cieplną). To z kolei powoduje wysokie siły mikroskrawania oraz wytwarzanie ciepła podczas ich obróbki, wpływając negatywnie na ich skrawalność.

Superstopy dzielą się na trzy kategorie: nadstopy na bazie niklu, żelaza i kobaltu. Spośród tych trzech, nadstopy na bazie niklu stanowią prawie 50% całego rynku. Superstopy na bazie niklu, takie jak Inconel, Monel, Nimonic, Rene, Hastelloy czy Udimet są szeroko stosowane do wytwarzania części pracujących w trudnych warunkach (wahania naprężeń, skrajna temperatura pracy, korozyjne środowisko), na przykład w przemyśle lotniczym, morskim i energetycznym [218]. Spośród wymienionych powyżej stopów na bazie niklu, stopy Inconel znalazły szczególną uwagę w badaniach ze względu na ich właściwości, takie jak wysoka twardość na gorąco, wysoka odporność na korozję i utlenianie, wysoka wytrzymałość i ulepszone właściwości mechaniczne nawet w wysokich temperaturach [219,220]. W ostatnich latach przemysł lotniczy i medyczny intensywnie się rozwija, korzystając z doskonałych właściwości stopów tytanu i niklu. Poniżej przedstawiono, udział procentowy wykorzystania nadstopów w poszczególnych gałęziach przemysłu (Rysunek 39).



Rysunek 39. Procent nadstopów zużywanych przez różne gałęzie przemysłu [221].

W wynikach licznych badań zauważa się, że obróbka superstopów powoduje znaczne zużycie narzędzi, niską wydajność obróbki oraz słabą jakość powierzchni. Stopy tytanu i niklu są również wrażliwe na oddziaływania chemiczne z narzędziem obróbkowym. W konsekwencji prowadzi to do zalepiania narzędzi. Dzieje się tak, ze względu na wysoką temperaturę mikroskrawania, co powoduje silne przyleganie, utlenianie i zużycie dyfuzyjne [222–224]. Ponadto niski moduł Younga, obecność twardych węglików, wrażliwość na szybkość odkształceń oraz wysoka ciągliwość powodują również przedwczesne zniszczenie narzędzi w procesie obróbki skrawaniem [225,226]. Zdolność tych materiałów do zachowania większej wytrzymałości i twardości w wysokiej temperaturze mikroskrawania prowadzi do generowania sił mikroskrawania. W procesie szlifowania skutkuje to silnym obciążaniem poszczególnych ziaren ściernych. Niska przewodność cieplna tych stopów w porównaniu z tradycyjną stalą czy żeliwem, powoduje akumulację ciepła mikroskrawania na powierzchni narzędzia obrabianego [227,228]. Naprężenia termomechaniczne wywołane dużymi siłami mikroskrawania i gradientami temperatury mikroskrawania powodują również uszkodzenia obrabianej powierzchni oraz zmiany mikrostruktury i właściwości mechanicznych [229–231]. Właściwości nadstopów niklowych przyczyniają się do ich złej skrawalności, co można podsumować w następujący sposób [232–236]:

- tarcze ściernie ulegają dużemu zużyciu ze względu na obecność bardzo twardych węglików w nadstopach, (wysoka odporność na obróbkę nawet w wysokich temperaturach);

- zachowanie wytrzymałości podczas obróbki mikroskrawaniem ze względu na ich właściwości wysokotemperaturowe;
- podczas obróbki mikroskrawaniem następuje szybkie utwardzenie;
- często podczas obróbki ma miejsce powstawanie narostu nadstopów niklowych do narzędzia skrawającego, co może powodować rysowanie powierzchni obrabianej oraz odpryskiwanie odłamków tarczy ścierniej;
- podczas obróbki powstawać mogą długie i twarde wióry, powodujące zniszczenie narzędzia skrawającego;
- słaba przewodność cieplna stopów niklowych często powoduje generowanie bardzo wysokich temperatur przy samym narzędziu oraz duże różnice temperatur w obrębie narzędzia;
- podczas obróbki konwencjonalnymi narzędziami skrawającymi, w wysokich temperaturach zachodzić może reakcja chemiczna prowadząca do zużycia dyfuzyjnego materiału.

W związku z powyższym należy opracować technologię wysokowydajnego procesu szlifowania superstopów. W tym celu istotny jest dobór parametrów technologicznych obróbki, w celu poszerzenia bazy wiedzy, zbadanie uzyskanych wskaźników struktury powierzchni oraz określenie ich wpływu na zużycie ściernicy [237]. Korelacja zmiennych wejściowych z kluczowymi parametrami wyjściowymi, zwłaszcza w przypadku superstopów na bazie niklu podczas szlifowania dotychczas nie została przedstawiona w sposób komplementarny. W związku z tym opracowanie i przedstawienie kompleksowego podejścia, daje możliwości nowego zastosowania tych materiałów w budowie wymagających elementów maszyn, pracujących w warunkach krytycznych.

3. Cel i zakres pracy

3.1. Uzasadnienie podjęcia tematu

Cechy struktury geometrycznej powierzchni przedmiotów poddanych obróbce szlifowaniem determinują ich własności funkcjonalne. Poszukiwane są zatem nowe rozwiązania technologiczne procesu szlifowania, które umożliwią uzyskanie oczekiwanych cech topografii powierzchni po obróbce. Przeprowadzona analiza literaturowa wykazuje, iż obszar dotychczasowych zainteresowań naukowców obejmuje szerokie spektrum analizy wpływu parametrów technologicznych procesu szlifowania na wskaźniki jakościowe obróbki przy zastosowaniu różnych rodzajów tarcz ściernych, przy czym opracowanie i wprowadzenie nowego typu tarcz ściernych wielogranulacyjnych wymaga opracowania nowych podstaw technologicznych obróbki. W wyniku nieustannego rozwoju przemysłu, istnieje duże zapotrzebowanie na nowe stopy metali, charakteryzujące się pożądanymi właściwościami. Materiały te zazwyczaj charakteryzują się wysoką odpornością na pękanie i ciepło, przez co mogą one znaleźć bardzo szerokie zastosowanie m. in. w przemyśle lotniczym. Zagadnienie obróbki mikroskrawaniem superstopu Inconel 625 za pomocą tarcz wielogranulacyjnych charakteryzuje złożoność warunków kontaktu pomiędzy przedmiotem obrabianym a ziarnami ściernymi i w świetle dostępnych publikacji nie zostały one scharakteryzowane.

3.2. Cel pracy

Celem pracy jest określenie wpływu wybranych parametrów technologicznych procesu szlifowania oraz warunków obróbki na wybrane cechy struktury geometrycznej powierzchni oraz stan warstwy wierzchniej superstopu Inconelu 625. Dodatkowo, zbadane zostanie zużycie tarczy ścierniej w wyniku obróbki.

Szczegółowe cele cząstkowe kształtują się następująco:

- ocena wpływu prędkości szlifowania, prędkości posuwu poprzecznego oraz wzdłużnego na strukturę geometryczną powierzchni, jako głównych technologicznych parametrów obróbki determinujących proces szlifowania;
- ocena wpływu warunków obróbki szlifowania w odniesieniu do zastosowania nowego typu tarcz ściernych – wielogranulacyjnych;
- ocena wpływu wielkości ziaren ściernych w trzcy wielogranulacyjnej na wybrane cechy struktury geometrycznej powierzchni;

3.3. Zakres pracy

W ramach wykonanych prac koniecznych do przygotowania niniejszej rozprawy należało:

- opracować i zbudować stanowisko do badań procesu szlifowania, umożliwiające płynną regulację prędkości skrawania, prędkości posuwu poprzecznego oraz wzdłużnego w ramach przyjętego planu badań doświadczalnych;
- opracować w ramach współpracy z firmą Norton Saint-Gobain nowego typu tracz ściernych zawierających w swojej strukturze ziarna o trzech różnych wielkościach – tracze wielogranulacyjne;
- przeprowadzić wstępne badania rozpoznawcze w celu ustalenia zakresu zmienności parametrów obróbki;
- przeprowadzić badania doświadczalne pozwalające na określenie wpływu:
 - głównych technologicznych parametrów obróbki;
 - warunków obróbki – rodzaju zastosowanych tarcz ściernych, na wybrane cechy struktury geometrycznej powierzchni.
- opracować statystyczne modele matematyczne opisujące wpływ parametrów procesu na wybrane parametry struktury geometrycznej powierzchni;
- zbadać warstwę zmienioną Inconelu 625 po szlifowaniu;
- zweryfikować doświadczalnie opracowane modele matematyczne;
- określić zużycie wykorzystanych tarcz ściernych.

4. Warunki i metodyka badań doświadczalnych

4.1. Aparatura badawcza

4.1.1. Szlifierka do płaszczyzn

W badaniach zastosowano szlifierkę Jotes SPC-20b (Rysunek 40). Obrabiarka ta przeznaczona jest do szlifowania płaszczyzn, pracuje powierzchnią obwodową.



Rysunek 40. Szlifierka do płaszczyzn Jotes SPC-20b.

Szlifierka posiada poziomą oś wrzeciona ściernicy i prostokątny stół. Zasadnicze mechanizmy szlifierki to wrzeciono ściernicy, pompa olejowa i elektropompka do cieczy chłodzącej i pochłaniacz pyłu. Każdy z tych elementów posiada własny silnik przez co mogą pracować niezależnie od siebie, Silniki sterowane są elektrycznie za pomocą przycisków, styczników i przekaźników termicznych. Stół i sanie poziome posiadają napęd hydrauliczny i ich sterowanie również jest hydrauliczne. Niezależnie od tego stół posiada ręczne sterowanie napędu hydraulicznego co pozwala na zmianę kierunku ruchu w dowolnych granicach pomiędzy zderzakami. Hydrauliczny napęd stołu i sani poziomych obok prostej obsługi zapewniają spokojną, łagodną i pozbawioną wstrząsów pracę oraz daje szerokie możliwości stosowania prawidłowych parametrów skrawania. Podwieszenie zespołu pompy olejowej wraz z silnikiem na sprężynach powoduje całkowite tłumienie drgań wynikających z pracy.

Dosuw pionowy ściernicy do przedmiotu jest ręczny i mechaniczny. Szybkość wzdłużnego posuwu stołu może być regulowana w sposób bezstopniowy w granicach 0,5-20 m/min, a ruch sani poziomych może być dokonywany skokowo w zakresie 0,5-10 mm po każdym ruchu wzdłużnym stołu lub ciągle z szybkością 0,2-4 m/min. Zmiana kierunku sani odbywa się po

zejściu ściernicy z przedmiotu i może być w dowolnych granicach ustalona zderzakami ruchu poprzecznego.

Jako wyposażenie specjalne mające na celu usprawnienie pracy szlifierki wprowadzono uchwyt elektromagnetyczny. Szlifierka SPC-20b przewidziana jest do szlifowania na mokro z użyciem urządzenia chłodniczego. Rozwiązanie konstrukcyjne osłony ściernicy pozwala jednak na stosowanie urządzenia wyciągowego i pracy maszyny na sucho. Aparatura elektryczna umieszczona jest w szafie przymocowanej do korpusu szlifierki.

Szlifierka przeszła w 2020 roku modernizację. Po określeniu jej stanu technicznego, wyposażono ją w dodatkowe kontrolery ruchu, mające na celu pomiar prędkości posuwu wzdłużnego i poprzecznego. Stanowisko rozbudowano również o system płynnej regulacji prędkości obrotowej wrzeciona w zakresie 300–3120 obr/min. Prace związane z automatyzacją zostały wykonane przez elektroników z firmy PGA.

4.1.2. Profilometr

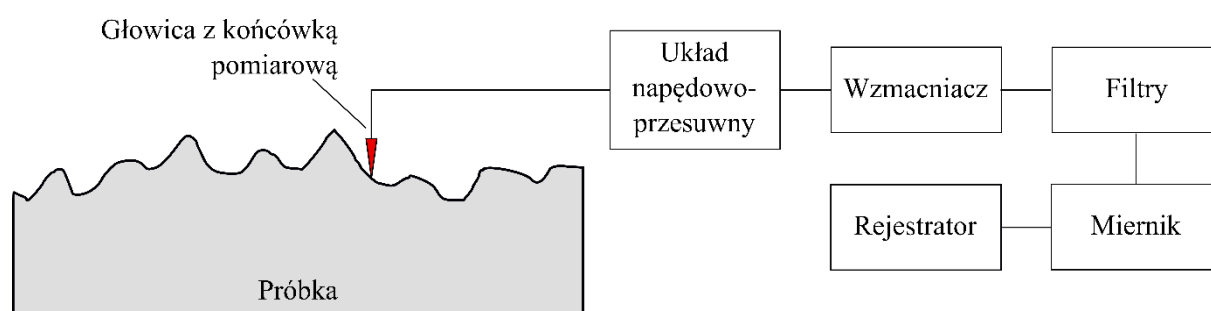
Pomiary chropowatości powierzchni przeprowadzono na profilometrze skanującym firmy Taylor Hobson FORM TALYSURF Series 2, zintegrowany z oprogramowaniem TalyMap Expert (Rysunek 41).



Rysunek 41. Profilometr Taylor Hobson FORM TALYSURF Series 2.

Przyrząd zbudowany jest z kilku współdziałających zespołów: głowicy pomiarowej, trawersy z układem napędu przesuwu głowicy, korpusu zawierającego układ napędu przesuwu pionowego, stołu (do zamocowania próbki) oraz filtrów (wzmacniaczy i układów sterowania profilometrem) [238].

Profilometr stykowy pozwala na uzyskanie informacji o powierzchni próbki w trzech wymiarach, ze szczególnie wysoką rozdzielczością w kierunku pionowym. Jego mechanizm działania został przedstawiony poniżej (Rysunek 42).



Rysunek 42. Schemat blokowy profilometru stykowego.

Igła pomiarowa o znanej geometrii (damentowy stożek zakończony kulistą czaszą o znanym promieniu r w zakresie 20 nm – 50 μm) porusza się ze stałą prędkością po powierzchni próbkowanej, a jej przemieszczenia w pionie (świadczące o zagłębieniu lub wybrzuszeniu powierzchni) jest rejestrowane i przetwarzane w sygnał elektryczny. Sygnał ten jest następnie wzmacniany i przetwarzany na żądane parametry liczbowe chropowatości.

Rozdzielczość pionowa profilometru zależy od promienia kuli zastosowanej igły, natomiast pozioma – od prędkości skanowania i częstotliwości próbkowania sygnału z igły. W wyniku badania profilometrem otrzymuje się wartości liczbowe parametrów chropowatości powierzchni (np. R_a) i/lub profilograf, czyli wykres przedstawiający zarys chropowatości powierzchni.

Parametry pracy stosowanego profilometru podczas pomiaru topografii powierzchni zestawiono poniżej (Tabela 3).

Tabela 3. Parametry pracy profilometru.

Promień kuli igły	Powierzchnia skanowana	Krok dyskretyzacji
2 μm	2 x 4 mm	10 μm

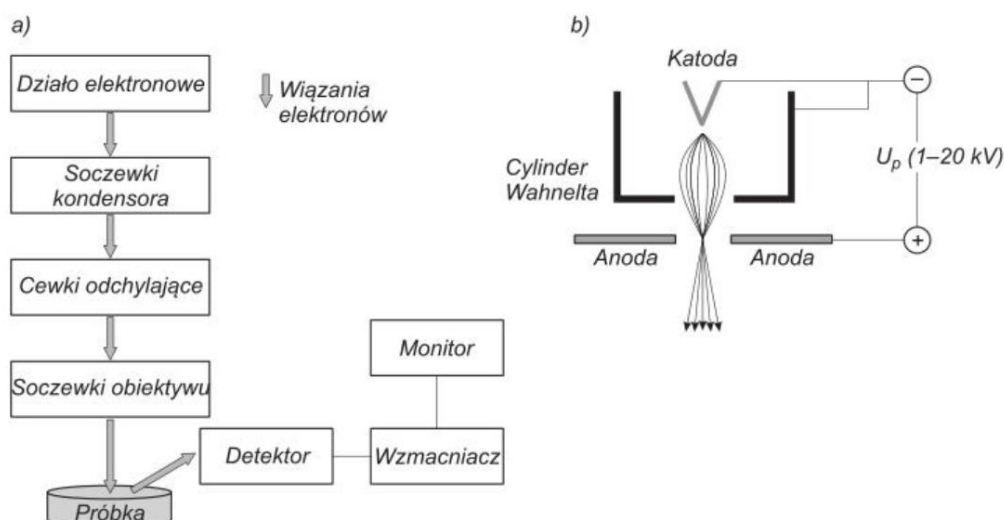
4.1.3. Skaningowy mikroskop elektronowy

W badaniach wykorzystano skaningowy mikroskop elektronowy (ang. *SEM – Scanning Electron Microscope*) firmy Jeol JCM-7000 (Rysunek 43), który posłużył do obrazowania powierzchni próbek oraz tarcz ściernych.



Rysunek 43. Skaningowy mikroskop elektronowy Jeol JCM-7000 Neoscope [239].

Mikroskopia elektronowa stosowana jest w celu charakteryzacji powierzchni materiałów. Umożliwia nie tylko uzyskanie informacji o morfologii powierzchni, ale również określenie jej składu chemicznego. Obraz próbki generowany jest w wyniku skanowania powierzchni wiązką elektronów. Zasada działania SEM została przedstawiona w formie schematu blokowego (Rysunek 44(a)).



Rysunek 44. a) Schemat blokowy SEM; b) schemat działu elektronowego [240].

Katoda w dziale elektronowym generuje wiązkę elektronów o bardzo wysokiej energii (Rysunek 44(b)). Przyciąganie elektronów przez anodę powoduje ich przyspieszenie, przy czym pęd elektronów jest tym wyższy im wyższe napięcie pomiędzy katodą a anodą. Typowe napięcie przyspieszające stosowane w SEM wynoszą 1 – 20 kV. Pomiedzy katodą a anodą (w cylindrze Wahnelta) następuje ogniskowanie wiązki elektronowej. Tak uformowana wiązka przechodzi przez otwór w anodzie i jest kierowana dalej. Przechodzi przez szereg soczewek elektromagnetycznych, w wyniku czego zostaje skierowana na próbkę. W wyniku zderzenia elektronów z materiałem próbki mogą nastąpić trzy zjawiska: (i) odbicie elektronów od próbki, (ii) pochłonięcie elektronów, (iii) emisja promieniowania przez elektrony. Skanowanie próbki następuje w wyniku sterowania wiązką padającą przez dwie pary cewek. Sygnał w postaci wiązki elektronów odbitych dociera do detektora, gdzie ich energia jest przetwarzana w impulsy świetlne.

Skaningowa mikroskopia elektronowa charakteryzuje się bardzo wysoką rozdzielczością, znacznie przewyższającą tą charakterystyczną dla mikroskopów optycznych. Typowa rozdzielczość mikroskopu optycznego wynosi ok. 200 nm, podczas gdy graniczna rozdzielczość w przypadku SEM może wynosić nawet kilka nanometrów [240]. Podczas pomiaru SEM próbka umieszczona jest w komorze próżniowej, w celu zapewnienia stabilności wiązki elektronów i uniknięcia wyładowań.

Obrazowanie z wykorzystaniem SEM wykonywano pod napięciem 15 kV, a uzyskane zdjęcia mają przybliżenie 500x.

4.1.4. Skaningowy mikroskop elektronowy z emisją polową (FE-SEM)

Do przeanalizowania stanu warstwy wierzchniej Inconelu 625 po szlifowaniu zastosowano skaningowy mikroskop elektronowy z emisją polową (FE-SEM) Hitachi SU8000 (Rysunek 45).



Rysunek 45. Mikroskop Hitachi SU8000.

Mikroskop ten wykorzystuje zogniskowaną wiązkę elektronów posiadających wysoką energię do generowania różnych sygnałów dostarczających informację o powierzchni stałych próbek. Oddziaływania wiązki elektronów z powierzchnią próbki pozwalają opisać morfologię powierzchni, skład chemiczny, strukturę krystaliczną i orientację kryształów tworzących próbkę. Gromadzone są dane z wybranej powierzchni, a następnie generowany jest obraz, który ukazuje przestrzenne zmiany parametrów. Za pomocą mikroskopu FE-SEM można z dobrą rozdzielczością obrazować powierzchnię próbki o wymiarach nawet submikrometrycznych (powiększenie w zakresie od 45x do 1000000x).

FE-SEM posiada dwa zasadnicze tryby pracy: wysokiej i niskiej próżni (LoVac). W zależności od trybu pracy stosowany jest detektor Everharta-Thornleya (wysoka próżnia) lub detektor LVD (niska próżnia). Umożliwia on badanie materiałów przewodzących (metale, stopy) oraz materiałów nieprzewodzących (materiały organiczne, ceramika, półprzewodniki).

4.1.5. Mikroskop cyfrowy

W badaniach wykorzystano mikroskop cyfrowy Keyence VHX (Rysunek 46), który posłużył do obrazowania czynnej powierzchni tarcz ściernych przed i po obróbce. Posiada on wysoką rozdzielczość, co pozwala na obserwowanie nawet drobnych defektów tarczy ścierniej powstałych w wyniku obróbki. Umożliwia również wykonywanie pomiarów 2D i 3D.



Rysunek 46. Mikroskop cyfrowy Keyence VHX.

Mikroskop ten posiada w swojej konstrukcji obiektyw o wysokiej rozdzielczości, matrycę światłoczułą 4K CMOS oraz specjalistyczną technologię oświetlenia. Pozwala to na osiągnięcie dużej głębi ostrości, przy zachowaniu wysokiej rozdzielczości. Posiada on również nowoczesny przetwornik obrazu NEO REMAX oraz zestaw soczewek zamontowanych w wyposażony w silnik rewolwer. Szeroka gama trybów obserwacji umożliwia obserwacje zarówno w ciemnym jak i jasnym polu czy świetle spolaryzowanym.

4.1.6. Twardościomierz

W celu zbadania mikrotwardości próbek Inconelu po szlifowaniu wykorzystano twardościomierz Nexus 423D (Rysunek 47).



Rysunek 47. Twardościomierz Nexus 423D.

Jego zasada działania opiera się na metodzie Vickersa, która jest statycznym sposobem pomiaru twardości. Podczas pomiaru diamentowy wgłębnik o kształcie czworościanu foremnego jest wgniatany w powierzchnię badanego materiału, a następnie mierzone są przekątne odcisku. Wartość twardości w skali Vickersa oblicza się wzorem:

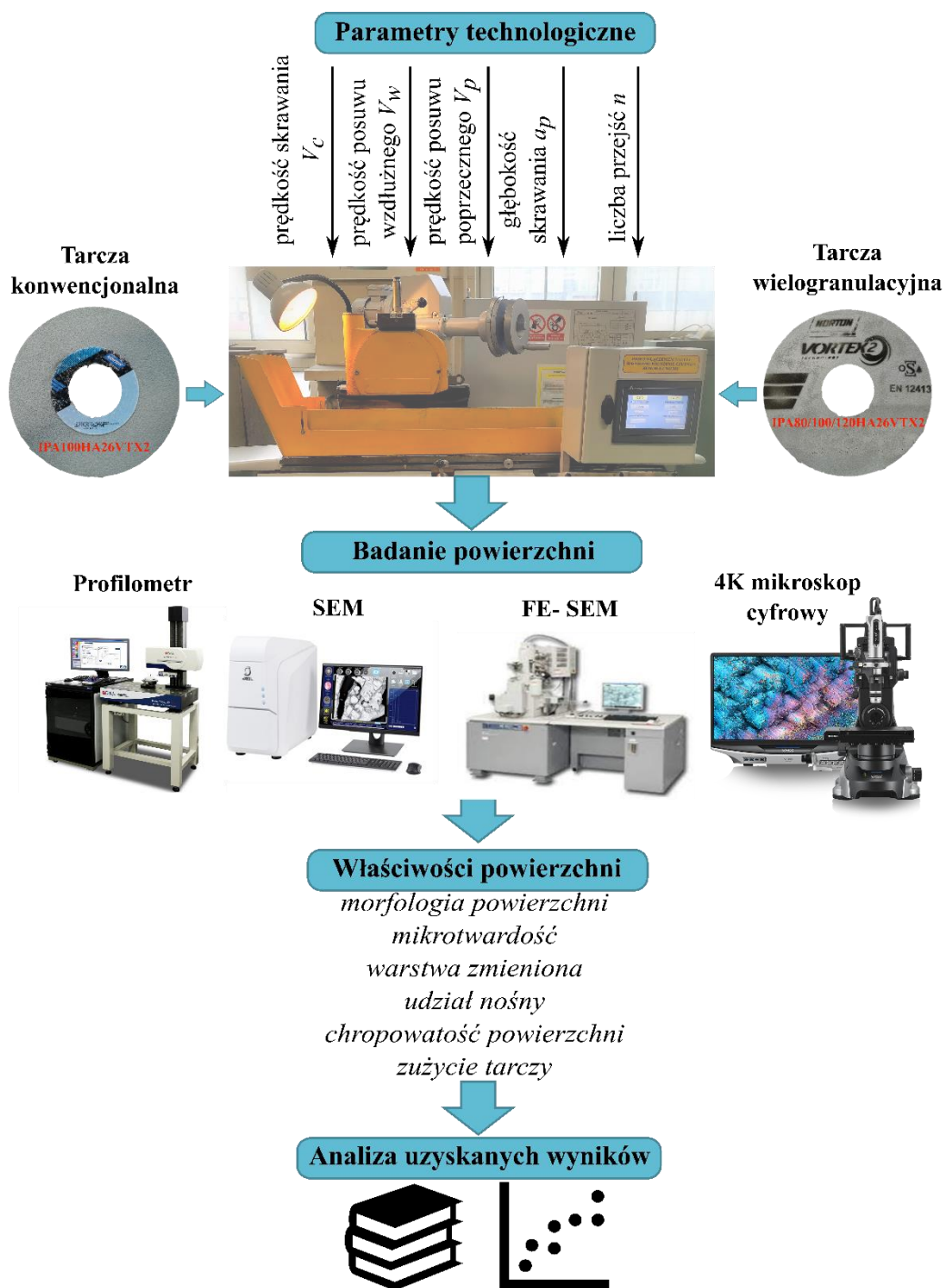
$$HV = 0,1854 \frac{F}{d^2} \quad (28)$$

gdzie: F – znormalizowane obciążenie, a d – średnia przekątna odcisku.

Obciążenie stosowane przez twardościomierz dobierane jest przez operatora przed rozpoczęciem pomiaru. Program dołączony do miernika automatycznie mierzy przekątne otrzymanych wgłębień i przelicza je na twardość w skali Vickersa.

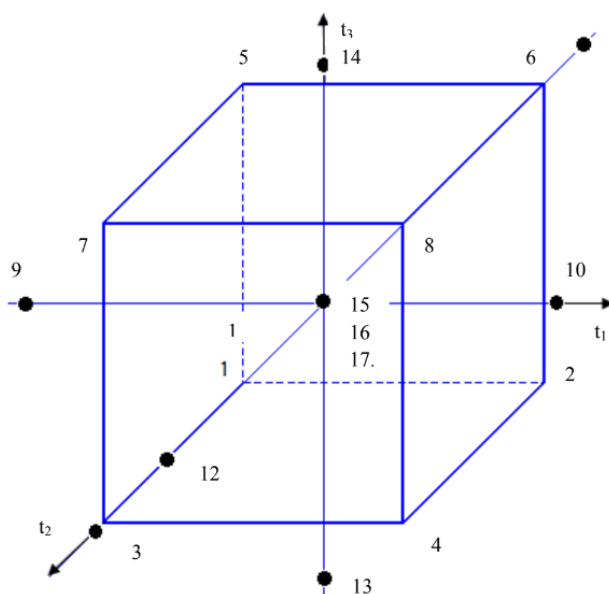
4.2. Metodologia prowadzonych badań doświadczalnych

Badania procesu szlifowania oraz pomiary struktury geometrycznej powierzchni obrobionych w większości wykonano na obrabiarkach i aparaturze pomiarowej znajdujących się w Zakładzie Obróbek Wykańczających i Erozyjnych Politechniki Warszawskiej. Poniżej przedstawiono krótką charakterystykę zastosowanych urządzeń, koncepcję i warunki badań. Sama metodyka badań doświadczalnych, która została zrealizowana w ramach rozprawy podsumowano i przedstawiono poniżej (Rysunek 48).



Rysunek 48. Metodyka realizowanych badań doświadczalnych.

Eksperyment zaplanowano i przeprowadzono zgodnie z pięciopoziomowym rotatabilnym planem Hartleya, z trzema powtórzeniami w punkcie centralnym z założonym poziomem istotności $\alpha=0,05$. Schemat eksperymentu został przedstawiony poniżej (Rysunek 49).



Rysunek 49. Przyjęty model eksperymentalny.

Wyznaczenia brzegowych zakresów wartości parametrów technologicznych procesu szlifowania (Tabela 4), dokonano podczas przeprowadzenia wstępnych badań rozpoznawczych.

Zbudowany plan składa się z 17 układów:

- 8 układów ogólnych 23 (węzły 1 – 8);
- 6 układów gwiazdnych (węzły 9 – 14);
- 3 układów w punkcie centralnym (węzły 15 – 17).

Realizacja przyjętego planu pozwoliła zdefiniować funkcje korelacji pomiędzy parametrami wejściowymi procesu szlifowania (V_c , V_w i V_p) a parametrami wyjściowymi (R_a , S_a , R_z , S_p , S_v , S_z). Warunki prowadzenia procesu szlifowania zestawione zostały poniżej (Tabela 4).

Tabela 4. Warunki procesu szlifowania

Tarcza konwencjonalna	01_250x32x76_IPA_100_HA_26VTX2
Tarcza wielogranulacyjna	01_250x32x76_IPA_80/100/120_HA_26VTX2
Prędkość skrawania V_c	7-34 m/s
Prędkość posuwu wzdłużnego V_w	90-300 mm/min
Prędkość posuwu poprzecznego V_p	6000-16000 mm/min
Głębokość skrawania a_p	0,04 mm
Liczba przejść z	3

Badania doświadczalne przeprowadzono na magnetycznej szlifierce do płaszczyzn JOTES SPC 20b. Obróbce poddano ścianki boczne prostopadłościennych próbek Inconelu 625 o wymiarach 20x20x50 mm. W pierwszej kolejności wyważono i zamontowano we wrzecionie obrabiarki tarczę konwencjonalną, którą następnie poddano procesowi ostrzenia. Na stole obrabiarki w precyzyjnym imadle zamocowano próbki. W kolejnym kroku ustawiono na maszynie parametry obróbkowe wskazane dla danego powtórzenia oraz spozycjonowano narzędzie względem próbki. Zabilono powierzchnię i ponownie naostrzono tarczę. Ponownie ustawiono tarczę względem przedmiotu i przybrano wartość odpowiadającą głębokości skrawani przyjętej w doświadczeniu (0,04 mm), po czym rozpoczęto proces szlifowania. Po obrobieniu całej powierzchni, wycofano tarczę poza przedmiot obróbkowy do punktu startu i obrano tą samą głębokość skrawania (0,04 mm). Ponownie rozpoczęto proces, po którego zakończeniu powyżej opisana sekwencja była jeszcze raz powtórzona, aby uzyskać trzy przejścia. Następnie próbka została zdjęta ze szlifierki i założono kolejną. Po zakończeniu prac tarczą konwencjonalną, przystąpiono do uzbrojenia maszyny w tarczę wielogranulacyjną, wyważając i profilując ją, zgodnie z powyższym schematem. Dla tak zmontowanego stanowiska, wykonano serię badań, nastawiając te same parametry technologiczne. Proces odbywał się bez stosowania chłodzenia (zgodnie z wytycznymi producenta tarcz ściernych, dopuszczającymi je do takiej pracy).

Po zakończeniu procesu szlifowania dokonano pomiaru topografii uzyskanych powierzchni z użyciem profilometru. Wyniki zaprezentowano w Tabelach 5 i 6.

Tabela 5. Parametry chropowatości powierzchni uzyskanej w wyniku szlifowania tarczą konwencjonalną z zastosowaniem różnych wartości parametrów technologicznych.

Parametry technologiczne			Parametry chropowatości					
V _w [mm/min]	V _p [mm/min]	V _c [m/s]	R _a [μm]	S _a [μm]	R _z [μm]	S _p [μm]	S _v [μm]	S _z [μm]
8027	133	13	3,40	4,00	19,50	158,30	19,40	177,70
13973	257	13	1,00	1,30	6,40	9,50	23,00	32,50
8027	257	33	1,30	1,40	11,47	11,50	11,90	23,44
13973	133	33	0,80	0,90	4,77	11,60	27,60	39,10
11000	195	23	1,40	1,40	9,00	16,70	23,20	39,90
8027	257	13	1,20	1,30	6,50	164,30	18,90	183,20
13973	133	13	1,80	2,00	11,47	11,50	11,90	23,40
8027	133	33	1,10	1,20	6,83	7,60	28,10	35,74
13973	257	33	1,30	1,40	7,60	15,60	27,40	43,00
11000	195	23	1,45	1,50	7,73	13,80	24,20	37,90
11000	195	7	3,20	3,40	18,27	28,00	22,60	50,60
11000	195	39	1,25	1,40	8,03	10,20	17,40	27,60
6000	195	23	1,45	1,50	8,20	13,10	6,10	19,20
16000	195	23	1,15	1,30	7,47	14,10	6,00	20,10
11000	90	23	1,20	1,40	7,73	13,60	17,50	31,20
11000	300	23	1,30	1,60	8,30	28,90	20,80	49,66
11000	195	23	1,20	1,30	8,17	14,90	25,00	95,90

Tabela 6. Parametry chropowatości powierzchni uzyskanej w wyniku szlifowania tarczą wielogranulacyjną z zastosowaniem różnych wartości parametrów technologicznych.

Parametry technologiczne			Parametry chropowatości					
V _w [mm/min]	V _p [mm/min]	V _c [m/s]	R _a [μm]	S _a [μm]	R _z [μm]	S _p [μm]	S _v [μm]	S _z [μm]
8027	133	13	1,60	2,10	11,80	27,30	12,60	39,90
13973	257	13	3,50	3,80	20,00	64,40	22,50	32,00
8027	257	33	1,20	1,40	8,77	12,50	14,00	34,70
13973	133	33	0,75	1,00	5,04	8,30	16,10	24,40
11000	195	23	1,55	1,70	9,00	19,50	13,00	27,60
8027	257	13	2,20	2,40	13,20	25,80	26,40	52,00
13973	133	13	1,40	1,50	9,53	15,20	11,20	26,40
8027	133	33	0,80	0,90	5,52	8,90	14,30	23,25
13973	257	33	1,30	1,30	8,20	10,40	14,50	24,88
11000	195	23	1,10	1,20	8,57	12,40	12,60	24,90
11000	195	7	3,80	3,80	26,30	16,80	23,30	40,00
11000	195	39	1,20	1,20	7,00	8,40	10,20	18,60
6000	195	23	1,10	3,30	8,60	25,40	15,00	52,60
16000	195	23	1,70	1,60	10,60	12,50	11,90	24,40
11000	90	23	1,00	1,00	5,60	7,40	13,80	34,13
11000	300	23	1,30	1,40	8,00	11,70	6,80	18,50
11000	195	23	1,30	1,40	7,80	19,80	9,40	29,00

4.3. Przedmiot badań

4.3.1. Obrabiany materiał- Inconel 625

W pracy doktorskiej dokonano analizy procesu szlifowania Inconelu 625 za pomocą dwóch rodzajów tarcz ściernych: tarczy wielogranulacyjnej i tarczy konwencjonalnej. Inconel 625 to nadstop niklowo- chromowo- molibdenowo- niobowy, który został wynaleziony w latach 50 XX w. przez H. L. Eiselstein'a i J. Gadbuta, a już w 1962 roku stał się on dostępny komercyjnie [241]. Skład elementarny opatentowanego stopu został przedstawiony poniżej (Tabela 7). Dotychczasowe badania naukowe nie wskazują wyników komplementarnego podejścia do technologii szlifowania Inconelu 625 z wykorzystaniem wielogranulacyjnych tarcz ściernych.

Tabela 7. Skład pierwiastkowy Inconelu 625 (% masowe) [241].

Ni	Cr	Mo	Nb	Fe	C	Si	Al	Ti	Mn	S
61	21,5	9	3,6	2	0,05	0,20	0,20	0,20	0,20	0,001

Analizowana literatura dowodzi, że zawartość niklu dobrana została na podstawie pomiarów wytrzymałości na zerwanie. Okazało się, że wykazują one największą wytrzymałość przy Ni=57% [241]. Dodatkowo, wysoka zawartość niobu wpływa korzystnie na odporność stopu na korozję w środowisku redukującym, alkalicznym oraz neutralnych soli, a wysoka zawartość chromu powoduje odporność na korozję w środowisku kwasów utleniających. Zbyt wysoka zawartość niobu (powyżej 4%) nie powodowała dalszego usztywnienia matrycy, a jedynie spadek wytrzymałości. Dalsze zwiększanie zawartości molibdenu powodowało zwiększenie utwardzania wydzieleniowego i spadek udurości stopu. Celowo utrzymano również niską zawartość tytanu i glinu, w celu ograniczenia utwardzania wydzieleniowego oraz zwiększenie spawalności i lutowności stopu.

Pierwotnie Inconel 625 miał znaleźć zastosowanie jako materiał do budowy rurociągów linii parowych, w szczególności do transportu pary nadkrytycznej. Dziś materiał ten używany jest w przemyśle lotniczym, morskim, jądrowym, chemicznym i petrochemicznym [241,242]. Tak szeroka gama zastosowań wynika z wielu pożądanych cech tego stopu, takich jak doskonała wytrzymałość mechaniczna, mała przewodność cieplna, bardzo dobra spawalność, możliwość stosowania w wysokich temperaturach oraz dobra odporność na korozję, utlenianie i pęcznienie.

Skład Inconelu bezpośrednio wpływa na właściwości materiału, a tym samym na jego zastosowanie. Najważniejsze właściwości fizyczne i mechaniczne stopu zostały przedstawione

poniżej (Tabela 8). Ze względu na obecność molibdenu charakteryzuje się on wysoką wytrzymałością i twardością w szerokim zakresie temperatur (nawet powyżej 1000°C). Innymi cechami wyróżniającymi Inconel 625 jest bardzo dobra wytrzymałość zmęczeniowa i odporność na pękanie naprężeniowe i korozyjne, ze względu na obecność chromu, niklu i molibdenu. Pomimo swoich wyjątkowych właściwości, stop ten łączy wytrzymałość typową dla utwardzanych wydzieleniowo stopów niklowych z doskonałą spawalnością [243].

Tabela 8. Właściwości fizyczne i mechaniczne Inconelu 625 [220,234,244,245].

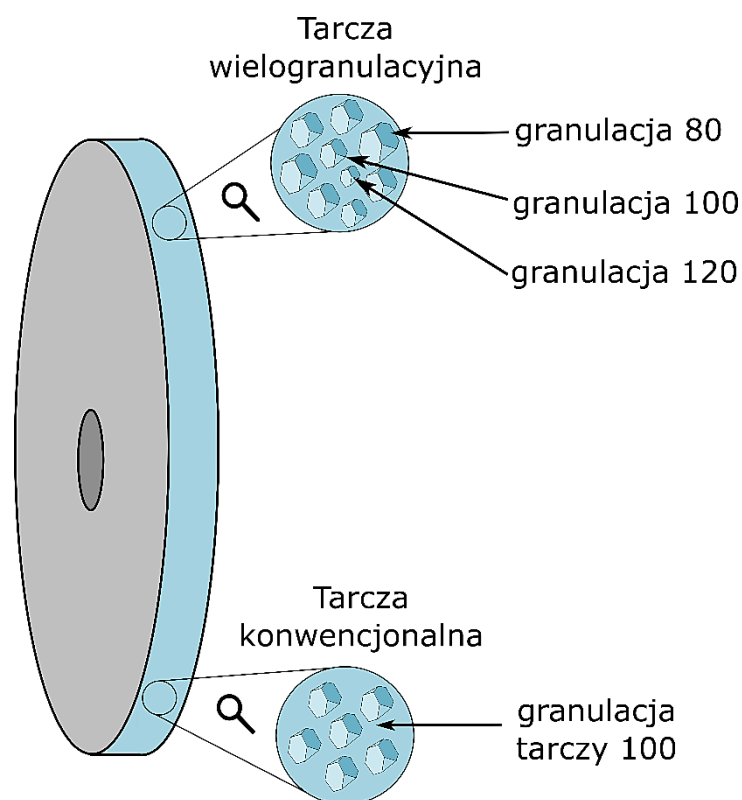
Parametr	Wartość
Gęstość	8,44 g/cm ³
Rezystywność elektryczna	1,26 μΩ·m
Współczynnik rozszerzalności cieplnej	1,31·10 ⁻⁵ °C ⁻¹
Przewodność cieplna	9,8 W/(m·°C)
Ciepło właściwe	429 J/(kg·°C)
Wytrzymałość na rozciąganie	827-1034 MPa
Granica plastyczności	414-655 MPa
Współczynnik sprężystości	2,07 MPa
Współczynnik Poissona	0,278-0,336
Wydłużenie	30-60%
Twardość Brinella	145-220

Jako że Inconel 625 jest stopem szczególnie trudnym w obróbce, istnieje potrzeba ciągłego rozwijania narzędzi służących do jego obróbki. W związku z tym w niniejszej rozprawie podjęto próbę opracowania ściernicy wielogranulacyjnej, mogącej służyć to szlifowania właśnie tego materiału.

4.3.2. Tarcze ścierne

Zwiększanie wydajności procesu szlifowania możliwe jest dzięki wprowadzaniu nowych oraz modyfikacji dotychczasowych materiałów ściernych, czy konstrukcji innowacyjnych typów ściernic. Intensyfikacja procesów szlifowania w głównym stopniu skupia się wokół prawidłowego konstytuowania właściwie rozwiniętego profilu czynnej powierzchni ściernicy. W warunkach ustalonych następuje ograniczenie kontaktu spoiwa z obrabianą powierzchnią. Dzięki temu dochodzi do oddziaływania kompleksowych ziaren skrawających (bez spoiwa) na powierzchnię obrabianego materiału [32–34]. Ze względu na duże zużycie ściernic podczas procesu, ważne jest, aby zoptymalizować jej konstrukcję. W związku z powyższym,

w niniejszej pracy zaproponowano i przeanalizowano wpływ nowego typu narzędzia ściernego. Elementem nowo opracowanego rozwiązania ściernicy jest zawarcie w jej objętości kilku wielkości ziaren ściernych [1] (Rysunek 50).



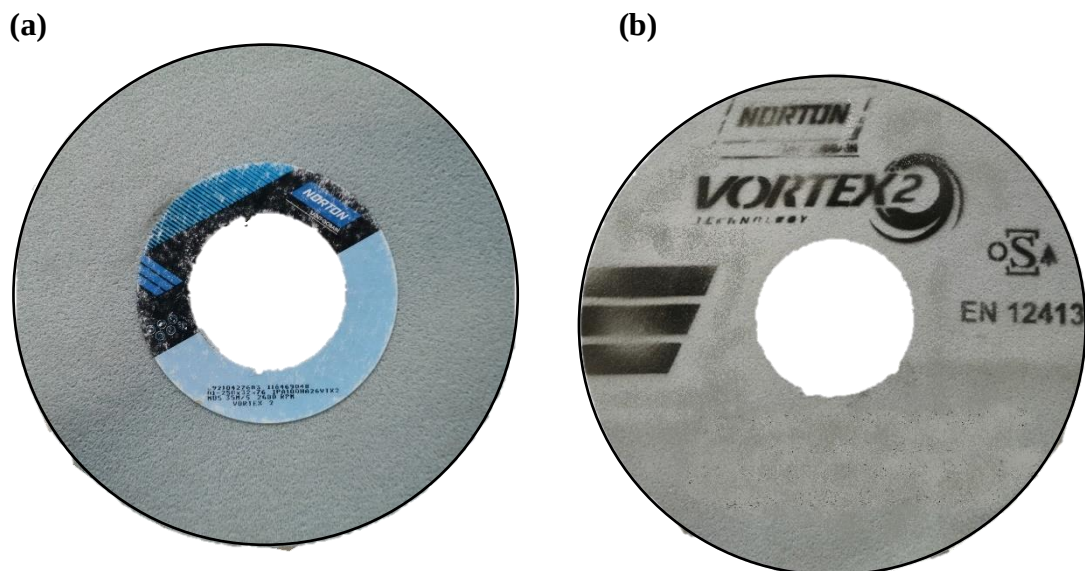
Rysunek 50. Porównanie budowy tarczy wielogranulacyjnej z konwencjonalną.

Tarcza konwencjonalna zbudowana jest z ziaren o tej samej granulacji w całej swojej objętości. Połączone one są ze sobą spoiwem, a następnie poddawane sprasowaniu bądź wypaleniu. W przyjętej tarczy wielogranulacyjnej dzięki współpracy z firmą Norton Saint-Gobain przygotowano ściernicę, która zbudowana jest z trzech wielkości granulacji. Możliwości technologiczne firmy do wytworzenia tego typu ściernicy skoncentrowały się na ziarnach o granulacji 80, 100, 120. W badaniach zastosowano dwa rodzaje tarcz ściernych firmy Norton Saint-Gobain ze spoiwem ceramicznym (Rysunek 51):

- 01_250x32x76_IPA_100_HA_26VTX2 (wielkość ziarna: 125-150 μm) – tarcza konwencjonalna
- 01_250x32x76_IPA_80/100/120_HA_26VTX2 (wielkość ziarna: 106-212 μm) – tarcza wielogranulacyjna

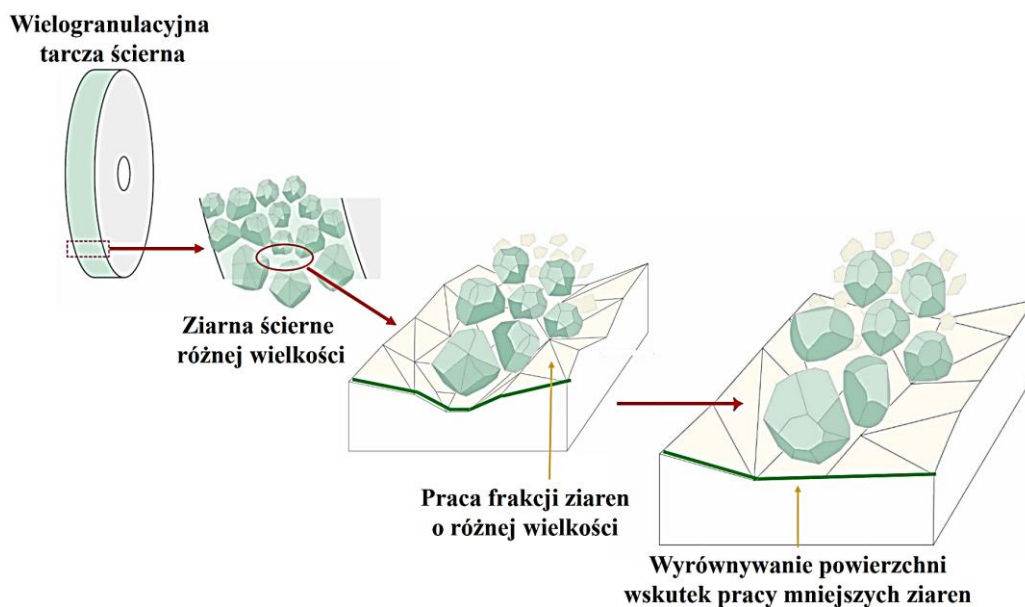
Pierwszy typ to konwencjonalna tarcza ścierna, którą zestawioną z drugim rodzajem ściernicy zbudowanym z ziaren ściernych o zróżnicowanej wielkości. W obu przypadkach w roli

materiału ściernego zastosowano zielony węglik krzemu. Charakteryzuje się on romboedrycznym kształtem o bardzo ostrych krawędziach oraz twardością wyższą niż ziarna elektrokorundu (9,5 wg skali Mohsa) [246,247].



Rysunek 51. Stosowane w badaniach tarcze ściernie: (a) tarcza konwencjonalna; (b) tarcza wielogranulacyjna.

Poniżej w sposób schematyczny, pokazano sposób pracy ściernicy wieloziarnistej, który wpływa na polepszenie topografii obrabianej powierzchni (Rysunek 52).

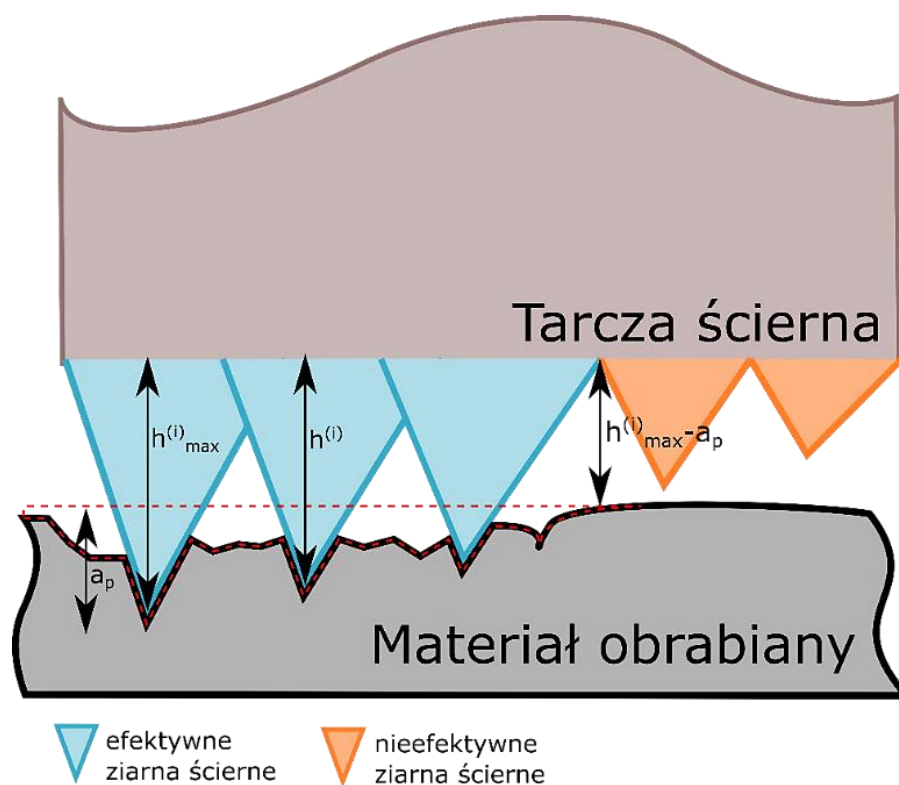


Rysunek 52. Mechanizm pracy tarczy wielogranulacyjnej.

W przeciwieństwie do konwencjonalnej ściernicy, proponowana tarcza ścierna zawiera ziarna o różnych rozmiarach. Przyjęta konstrukcja powoduje lepsze wypełnienie aktywnej powierzchni ściernicy, ponieważ przestrzenie między większymi ziarnami są uzupełnione mniejszymi frakcjami ściernymi. W związku z tym, zapewniona jest możliwość zmniejszenia odpryskiwania ziaren i zmniejszenia zużycia ściernicy poprzez ograniczenie uderzeń sprężystych [248]. W ten sposób obniżone zostaje obciążenie ściernicy. Kolejną zaletą przyjętego wieloziarnistego narzędzia jest możliwość formowania mniejszego mikrowióra oraz lepszego jego odprowadzania, dzięki czemu zmniejszone są uszkodzenia powierzchni. W rezultacie na pojedyncze ziarno ściernic wywierana jest mniejsza siła jednostkowa. W przyjętym rozwiązaniu uzyskuje się powierzchnię, która charakteryzuje się mniejszą chropowatością [7,249,250]. Wykorzystanie tego typu rozwiązania daje możliwości aplikacyjne [251].

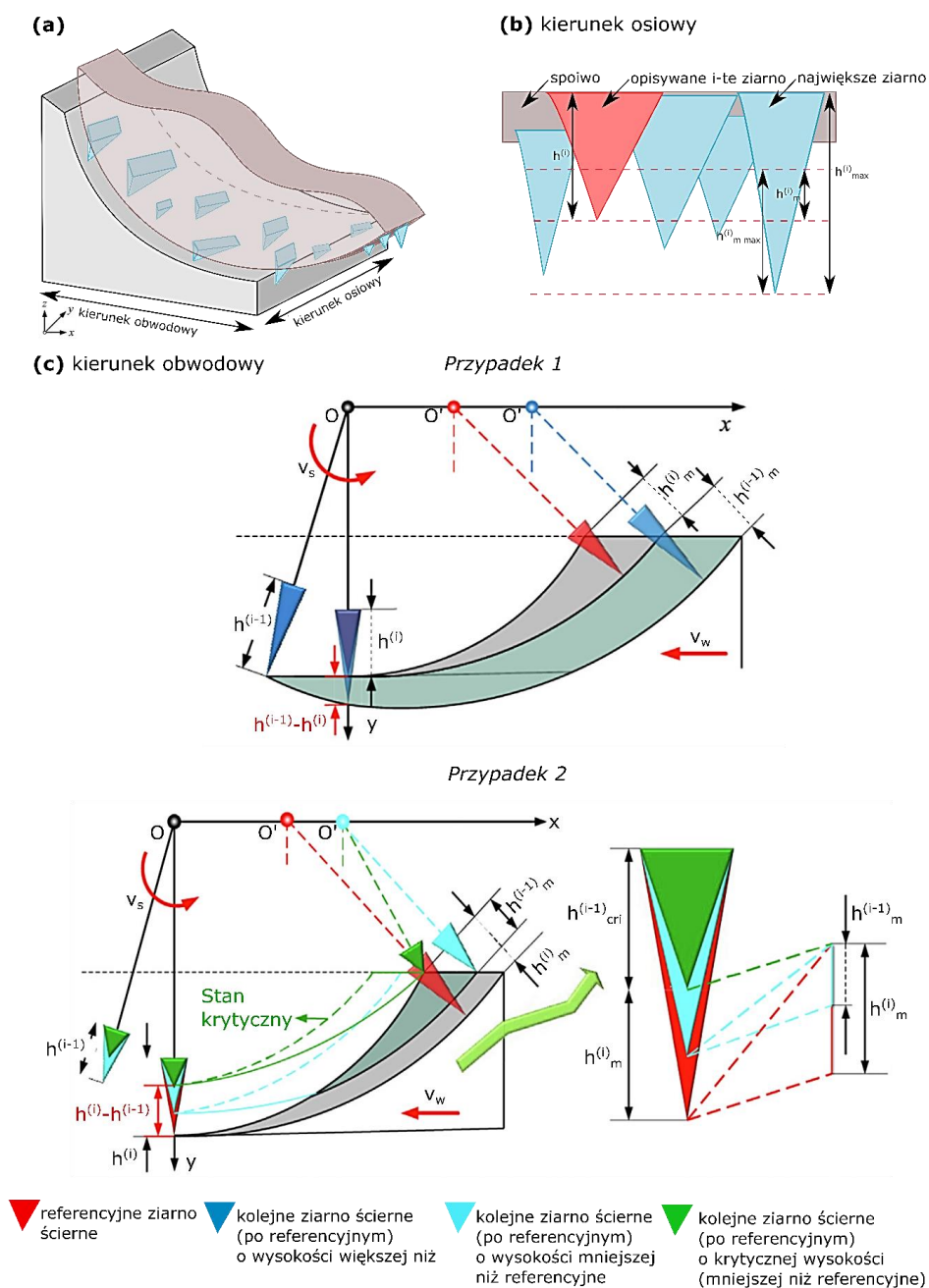
Poniżej można zauważyć, że niektóre ziarna ściernic mocno wystają ponad inne, co szczególnie widoczne jest w tarczy konwencjonalnej (Rysunek 53). Oczywiście jest, że faktycznie pracować będą tylko te ziarna ściernic, które będą miały kontakt z materiałem obrabianym. W związku z tym zidentyfikowanie ziaren które będą efektywnie szlifować jest bardzo istotne z punktu widzenia modelu rozkładu pola temperatury [252]. Położenie względnego punktu "0" podczas procesu szlifowania, czyli moment pierwszego kontaktu ziarna ściernego z próbką, zależy w oczywisty sposób od wielkości ziaren ściernych. Pierwszy kontakt z próbką będzie miało ziarno najbardziej wysunięte od czynnej powierzchni szlifowania. Jeżeli głębokość szlifowania określimy jako a_p , a $h_{max}^{(i)}$ to maksymalna wysokość ziarna ściernego, przy założeniu, że $a_p \leq h_{max}^{(i)}$, zakres wysokości ziaren ściernych mających kontakt z próbką zawiera się w przedziale danym Równaniem (29).

$$h_{max}^{(i)} - a_p \leq h^{(i)} \leq h_{max}^{(i)} \quad (29)$$



Rysunek 53. Schemat szlifowania w przypadku, gdy $a_p \leq h^{(i)}_{\max}$.

Wraz ze wzrostem a_p wzrasta również liczba ziaren ściernych mających kontakt z powierzchnią obrabianą. Kiedy parametr ten osiągnie lub przewyższy wartość $h^{(i)}_{\max}$ liczba efektywnych ziaren ściernych nie ulega już zwiększeniu, mimo że nie wszystkie ziarna ścierna biorą udział w procesie szlifowania (Rysunek 54) [12]. W przyjętym rozwiązaniu wykorzystującym budowę wielogranulacyjną, następuje zwiększenie efektywnej liczby ziaren ściernych.



Rysunek 54. Metoda określania liczby efektywnych ziaren ściernych [103].

Równanie (30) przedstawia zakres wysokości ziaren mających kontakt z przedmiotem obrabianym dla ziaren ustawionych w tym samym rzędzie wzdłuż kierunku osi, przyjmując za punkt odniesienia ziarno o maksymalnej wysokości.

$$h_{max}^{(i)} - h_{m\ max}^{(i)} \leq h^{(i)} \leq h_{max}^{(i)} \quad (30)$$

W przypadku sąsiednich ziaren w tym samym rzędzie wzdłuż obwodowego kierunku ściernicy, to czy drugie ziarno zakłóca przedmiot obrabiany, czy nie, zależy od odstępu

i różnicy wysokości wypukłości między ziarnami. Jeśli wysokość drugiego ziarna i-1 jest większa niż wysokość poprzedniego ziarna i, to ziarno i będzie zawsze kolidować z przedmiotem. Jeśli wysokość ziarna i-1 jest mniejsza niż wysokość ziarna i, należy określić krytyczną wysokość wystającego ziarna i-1, wg Równania (31).

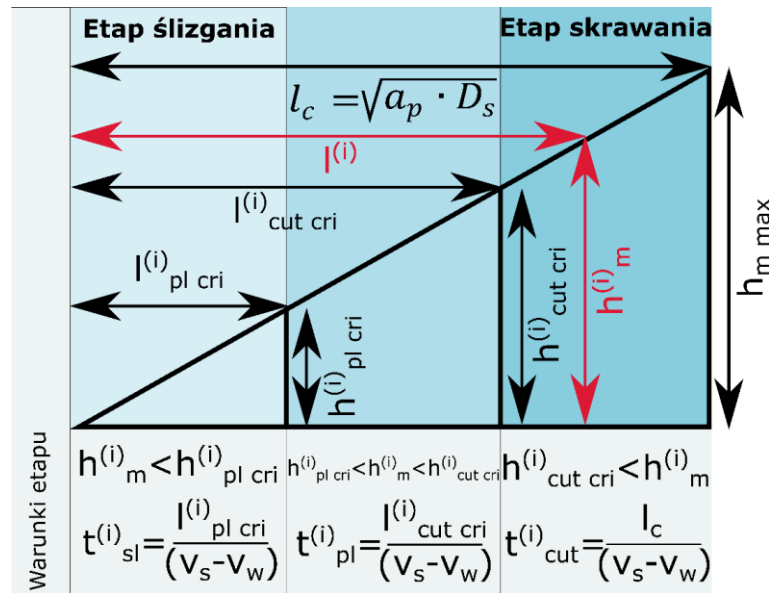
$$h^{(i)} - h_m^{(i)} \leq h^{(i-1)} \leq h^{(i)} \quad (31)$$

Etapy kontaktu ziarna ściernego dla obu tarcz z powierzchnią obrabianą są określane przez końcową głębokość skrawania ziarna, czyli maksymalną grubość niezdeformowanego wióra $h_m^{(i)}$ [253,254]. Można ją obliczyć korzystając z Równania (32).

$$h_m^{(i)} = \left(\frac{6l_c^{(i)} \cdot b_A^{(i)}}{\varepsilon_a} \cdot \frac{v_w}{v_{sz}} \cdot \left(\frac{a_p}{D_s} \right)^{0,5} \right)^{0,5} \quad (32)$$

gdzie: l_c – odległość pomiędzy dwoma sąsiadującymi ziarnami ściernymi mierzona wzdłuż obwodu tarczy ścierniej, b_A – odległość pomiędzy dwoma sąsiadującymi ziarnami ściernymi mierzona prostopadłe do obwodu tarczy ścierniej, ε_a – średni stosunek szerokości do grubości wióra, v_w – prędkość poruszania się przedmiotu obrabianego i v_{sz} – prędkość skrawania.

Fazę kontaktu ziarna ściernego z materiałem obrabianym określa zależność pomiędzy $h_m^{(i)}$ a krytyczną grubością wióra $h_{pl\ cri}^{(i)}$ lub $h_{cut\ cri}^{(i)}$ (Rysunek 55).



Rysunek 55. Określanie fazy kontaktu ziarna ściernego z powierzchnią obrabianą [103].

Gdy wysokość ziarna ma wartość maksymalną h_{max} , rzeczywista długość cięcia jest równa długości łuku l_c . W tym momencie głębokość skrawania osiąga maksymalną wartość $h_{m\ max}$ [255]. Na tym samym etapie kontaktu (np. na etapie bruzdowania) różnice pomiędzy

głębokościami skrawania $\Delta h^{(i-2)}$, $\Delta h^{(i-1)}$, $\Delta h^{(i)}$ odpowiadającym czasom skrawania $t^{(i-2)}$, $t^{(i-1)}$, $t^{(i)}$ w różnych momentach jest pomijalna w perspektywie końcowej siły szlifowania. W związku z tym rzeczywista głębokość skrawania dowolnego ziarna w dowolnym czasie na cele modelowania może być przybliżona jako końcowa głębokość skrawania $h_m^{(i)}$. Wtedy krytyczna grubość wióra $h_{pl\ cri}^{(i)}$ i $h_{cut\ cri}^{(i)}$ może zostać wyrażona przez Równanie (33).

$$\begin{cases} h_{pl\ cri}^{(i)} = \xi_{pl} D^{(i)} \\ h_{cut\ cri}^{(i)} = \xi_{cut} D^{(i)} \end{cases} \quad (33)$$

gdzie ξ_{pl} – parametr krytyczny etapu orania, ξ_{cut} – parametr krytyczny etapu skrawania.

Na etapie poślizgu, przy założeniu że kontakt z powierzchnią obrabianą ma mikro kula na wierzchołku ostrosłupa (modelującego ziarno ściernie), naprężenie kontaktowe jest równe granicy plastyczności σ_s przedmiotu obrabianego, a odkształcenie kontaktowe jest równe $h_{pl}^{(i)}$, gdy ziarno znajduje się w stanie krytycznym etapu bruzdowania [2]. W związku z tym parametr krytyczny w tym momencie ξ_{pl} można obliczyć korzystając z Równania (34). Za wartość parametru krytycznego procesu skrawania ξ_{cut} przyjąć można tą najczęściej pojawiającą się w literaturze [130,256].

$$\xi_{pl} = \frac{\pi^2}{8} \cdot \left(\frac{\sigma_s}{E_w} \right)^2 \cdot (1 - \nu_w^2)^2 \quad (34)$$

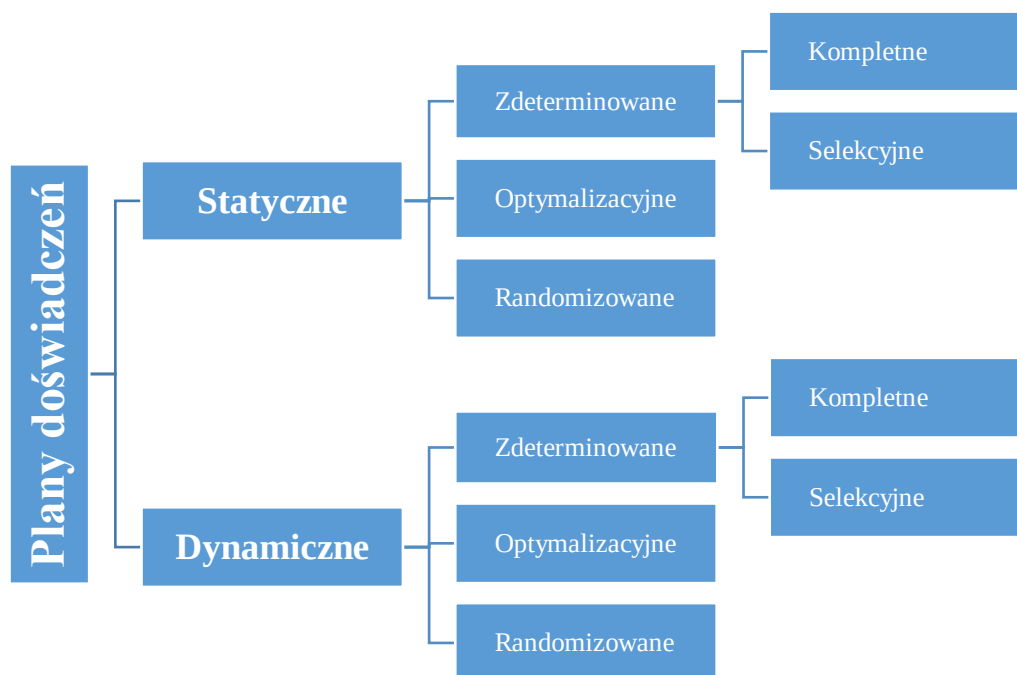
gdzie E_w – moduł Younga materiału obrabianego, ν_w – liczba Poissona materiału obrabianego.

W związku z powyższym przyjęta tarcza wielogranulacyjna o innowacyjnej budowie wykazuje możliwości prowadzenia procesu szlifowania materiałów trudnoskrawalnych. Przyjąć można możliwość uzyskiwania wyników, które umożliwią produkcję wyrobów o wysokiej jakości. Tym samym istnieje możliwość do implementacji oraz dalszych badań nowatorskiego rozwiązania.

4.4. Planowany eksperyment

Podczas prowadzenia badań naukowcy spotykają się z wieloma zmiennymi mającymi wpływ na efekt ich badań. Chcąc ograniczyć nakład pracy i czasochłonność eksperymentów, można zastosować odpowiedni plan doświadczenia [257–259]. Celem planowania eksperymentu jest jak najdokładniejsze ustalenie zależności pomiędzy wartościami wejściowymi i wyjściowymi procesu, przy jednoczesnym ograniczeniu nakładu pracy, co skutkuje wzrostem efektywności badań i wydajności pracy.

Wybór planu doświadczenia zależy od celu i specyfiki prowadzonych badań [258,259]. W pierwszym etapie należy zdefiniować ich cel oraz charakterystykę badanego obiektu. Dokonuje się tego poprzez określenie wielkości wejściowych (zmiennych niezależnych), wyjściowych (zmiennych zależnych), stałych oraz wielkości zakłócających. W kolejnym kroku należy dobrać odpowiedni plan badań. Rodzaje planów doświadczalnych zostały zestawione poniżej (Rysunek 56). Należy w tym miejscu pamiętać, że nie zawsze eliminacja wielkości wyjściowych lub ich zmniejszenie da miarodajne rezultaty. W takim przypadku należy zastosować bardziej wyszukane planowanie eksperymentu, co może skutkować zmniejszeniem ilości koniecznych do zbadania próbek [258]. Zastosowany plan uzależnia się od liczby wartości, które przyjmują parametry wejściowe oraz od liczby parametrów wejściowych. Po ustaleniu rodzaju i liczby układów planu należy zdecydować czy konieczne są powtórzenia w obrębie układu, co jest niezbędne do wyznaczenia błędu losowego pomiarów. Następnie dokonuje się wyboru zakresu zmienności wielkości wejściowych i metody ich dyskretyzacji, a następnie wykonuje eksperyment i analizuje wyniki, wyznaczając funkcję obiektu badań.



Rysunek 56. Zestawienie planów eksperymentów.

Przeprowadzone badania doświadczalne umożliwiły wyznaczenie statystycznych modeli matematycznych, zwanych dalej równaniami regresji. Algorytmy te wiążą efekty wyjściowe z zastosowanymi wielkościami technologicznymi obróbki. Dopasowanie danych doświadczalnych warunkowane jest wyborem odpowiedniego modelu. Należy zauważyć, że określeniem stopnia dopasowania równania regresji do uzyskanych wyników badań

eksperymentalnych jest współczynnik korelacji wielorakiej R . Wielkość ta mówi o zależności statystycznej pomiędzy badanymi danymi wejściowymi y i danymi wyjściowymi otrzymanego równania regresji $\bar{y}$ w przestrzeni N -wymiarowej (Równanie (35)) [260]:

$$R = \sqrt{\frac{\sum_{n=1}^N (\bar{y}_n - y_{sr})^2}{\sum_{n=1}^N (y_n - y_{sr})^2}} \quad (35)$$

Wartość współczynnika korelacji R jest wielkością unormowaną i zawiera się w przedziale $R \in <0, 1>$. Jeśli wartość współczynnika R jest bliższa jedności, to wg. Guilforda świadczy to o silnym związku i dokładnym dopasowaniu równania regresji do wyników badań doświadczalnych [259–261].

Tabela 9. Przyjęty plan Hartley’a.

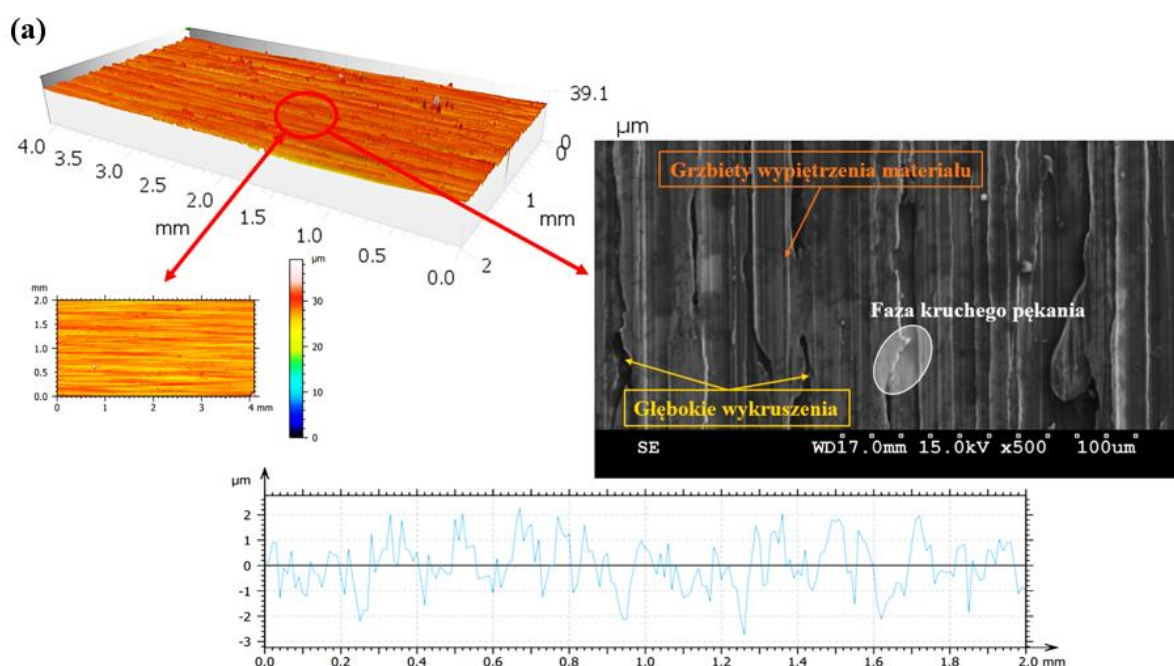
	V_c	V_w	V_p
1	-1.00	-1.00	-1.00
2	-1.00	1.00	1.00
3	1.00	-1.00	1.00
4	1.00	1.00	-1.00
5	0.00	0.00	0.00
6	-1.00	-1.00	1.00
7	-1.00	1.00	-1.00
8	1.00	-1.00	-1.00
9	1.00	1.00	1.00
10	0.00	0.00	0.00
11	-1.67	0.00	0.00
12	1.67	0.00	0.00
13	0.00	-1.67	0.00
14	0.00	1.67	0.00
15	0.00	0.00	-1.67
16	0.00	0.00	1.67
17	0.00	0.00	0.00

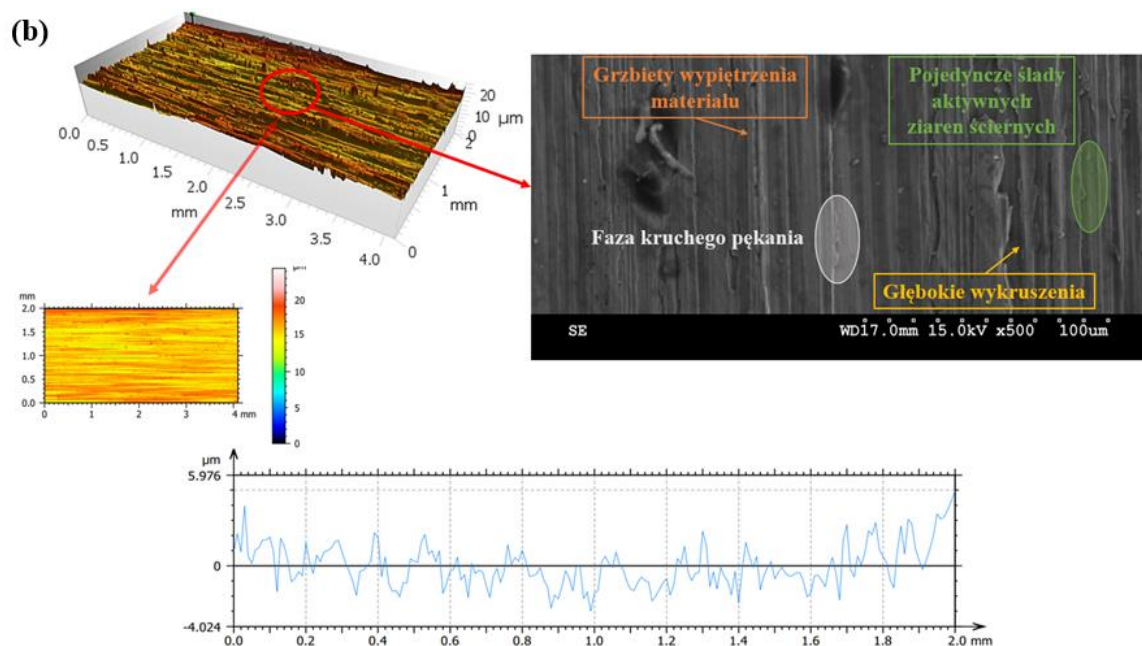
Przeprowadzone badania doświadczalne w niniejszej rozprawie zrealizowano zgodnie z teorią eksperymentu planowanego, rotatabilnego, pięciopoziomowego Hartley'a z trzema powtórzeniami w punkcie centralnym (Tabela 9). W przyjętym planie eksperymentu planowanie rotatabilne ma wariancję, która uzależniona jest tylko od odległości od punktu centralnego eksperymentu. Dzięki temu plany te są szeroko stosowane w realizacji badań doświadczalnych w dziedzinach technologii maszyn.

5. Badania doświadczalne szlifowania Inconelu 625

5.1. Badania morfologii powierzchni

Przyjęte wartości parametrów nastawnych (tj. prędkości posuwów, dosuw oraz prędkość obrotowa) umożliwiły otrzymanie powierzchni, które przedstawiają przestrzennie ukształtowane rysy. Są one oddalone od siebie, a zastosowanie techniki profilometrii stykowej oraz mikroskopu skaningowego (SEM) pozwala na przeprowadzenie ich analizy. W związku z tym możliwe jest opisanie torów ruchów ziaren ściernych po długości jak i uwzględnienie jak głęboko są one w stanie wnikać w powierzchnię materiału obrabianego. Przeprowadzone doświadczenia mają charakter podstawowy. W wyniku tego możliwe jest zaobserwowanie warunków oraz zjawisk występujących w procesie szlifowania. Zestawienia topografii powierzchni z obrazami SEM przedstawiono dla wysokiej (33 m/s, Rysunek 57), średniej (23 m/s, Rysunek 58) oraz niskiej (13 m/s, Rysunek 59) prędkości skrawania na poniższych rysunkach. Obrazy dla pozostałych próbek zawarte są w Załączniku na końcu pracy.

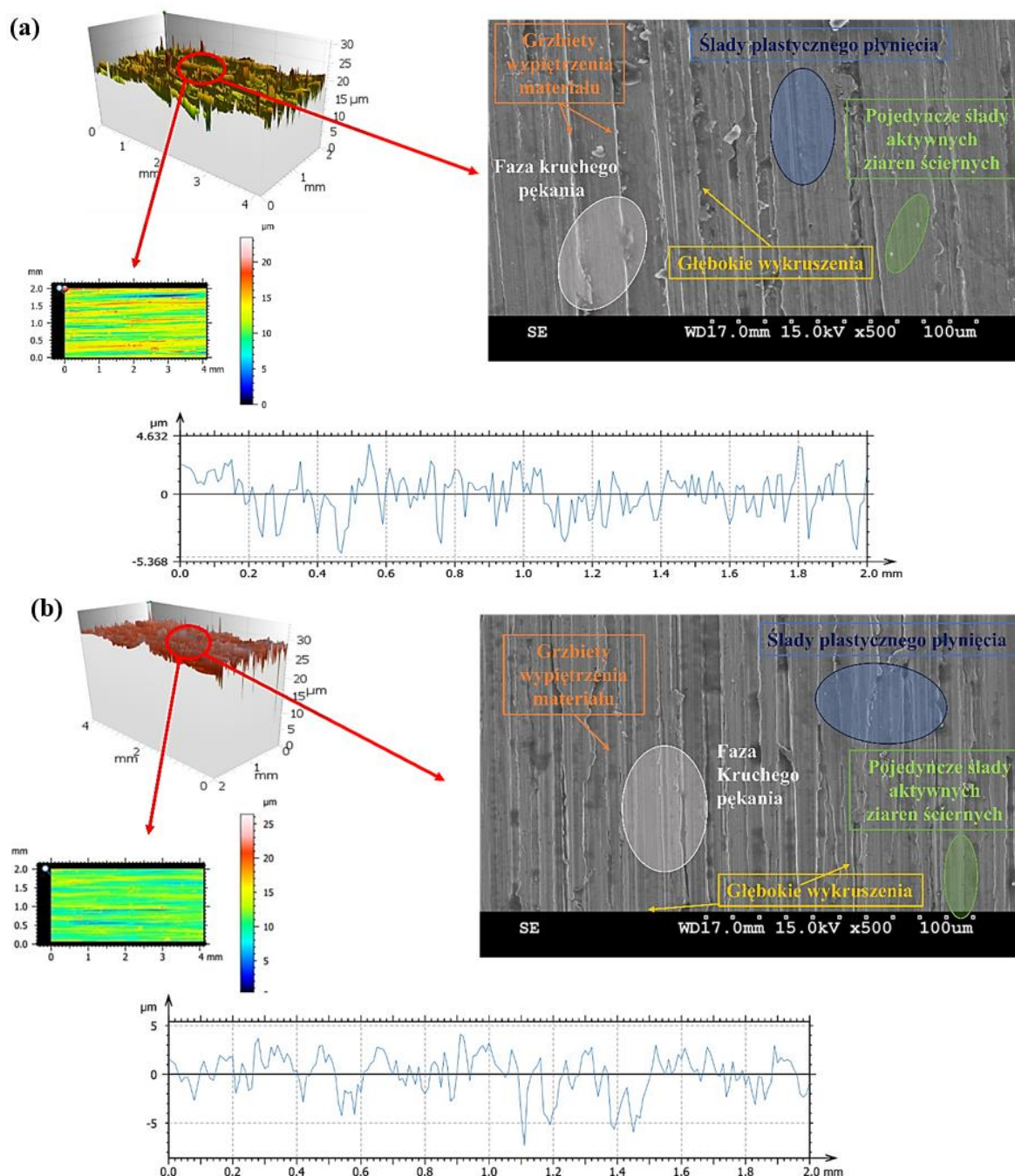




Rysunek 57. Morfologia powierzchni uzyskana przy parametrach: $V_c=33\text{m/s}$, $V_p=133\text{ mm/min}$, $V_w=13900\text{ mm/min}$: (a) dla tarczy konwencjonalnej; (b) dla tarczy wielogranulacyjnej.

Prowadzona na podstawie powyższego rysunku analiza obrazów cyfrowych z SEM oraz profilometru ujawnia w obserwowanej powierzchni próbki obszar, w którym dochodzi do inicjacji rysy poprzez zagłębienie się wierzchołka ziarna ściernego w przypadku tarczy konwencjonalnej. Analogiczna sytuacja ma miejsce dla tarczy wielogranulacyjnej, jednak ze względu na jej budowę (lepsze wypełnienie CPS) obszar ten jest mniej intensywny. Prowadzona obserwacja pozwala na określenie mechanizmu odkształcenia materiału pod wpływem pracy wierzchołków ziaren ściernych, wskutek czego dochodzi do wypiętrzania grzbietów. Miejscowo w obu przypadkach zaobserwować można odkształcenia krawędzi bocznych oraz ich propagację w obszary z lokalnymi głębokimi wykruszeniami powierzchni. Dla tarczy wielogranulacyjnej defekty te są mniej liczne i wykazują charakter wzdłużny. Przeciwna sytuacja dla tarczy konwencjonalnej wynika z chwilowych kontaktów silniej obciążonych pojedynczych ziaren. Obserwacja części rys umożliwia zauważenie delikatnych odkształceń, które powstały w wyniku kontaktu wierzchołków ziaren ściernych odwzorowujących ich kształt geometryczny. Powierzchnie uzyskane dla wskazanych wielkości parametrów wejściowych ukazują fazę kruchego pęknięcia. W przypadku obu tarcz są to pęknięcia lokalne o charakterze wzdłużnym, lokalnie na obszarze około $400\text{ }\mu\text{m}$, powodujące propagację w głąb materiału. Powierzchnia po obróbce ma charakter anizotropowy. Wartości profili chropowatości uzyskanej powierzchni dla określonego przekroju pomiarowego mieszczą się w zakresie $\pm 3\text{ }\mu\text{m}$ dla tarczy konwencjonalnej oraz $\pm 5\text{ }\mu\text{m}$ dla tarczy

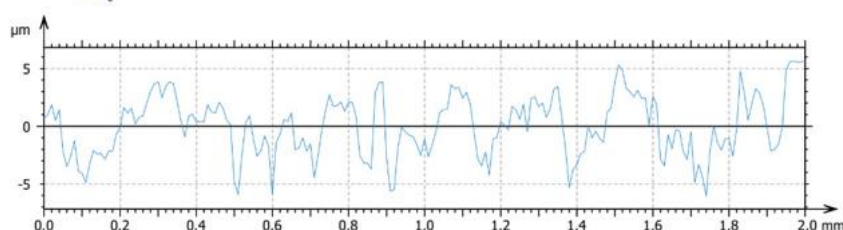
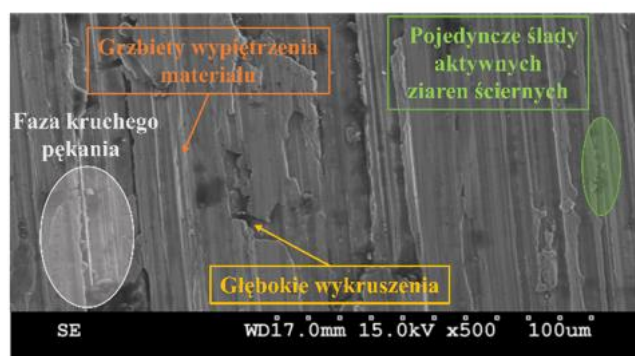
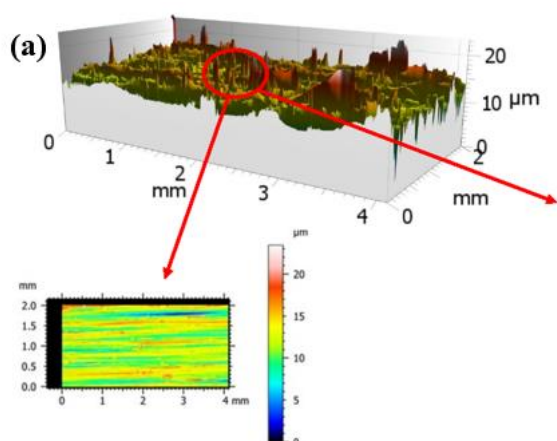
wielogranulacyjnej. Nie mniej uśredniony parametr S_a uzyskuje niższe wartości dla tarczy zbudowanej z ziaren o różnej granulacji.

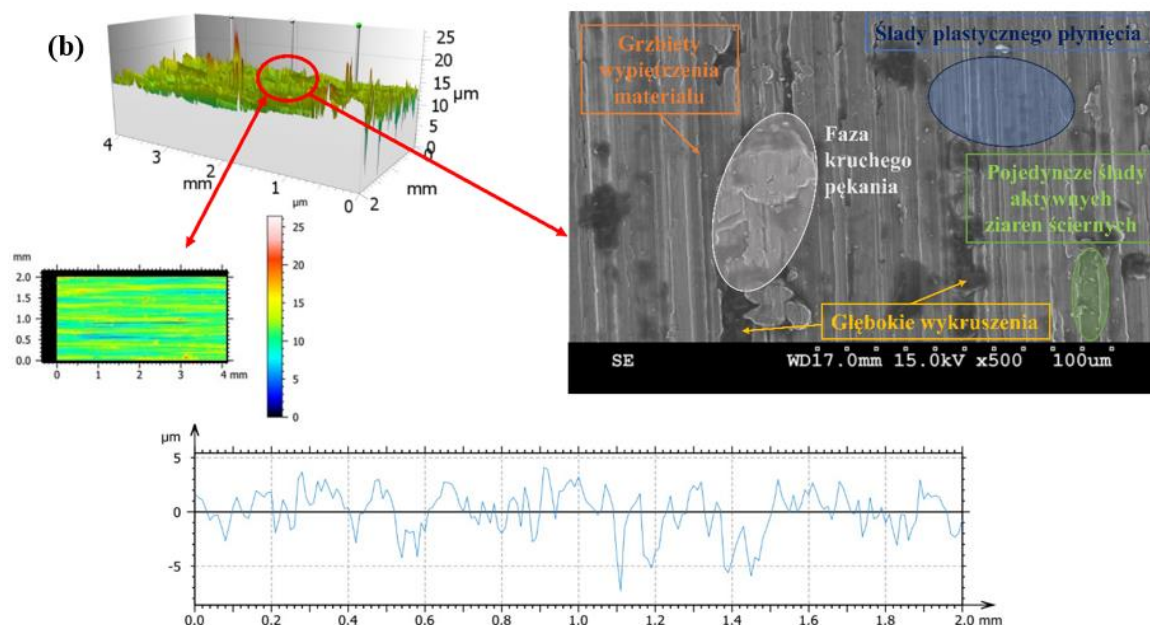


Rysunek 58. Morfologia powierzchni uzyskana przy parametrach: $V_c=23\text{m/s}$, $V_p=90\text{ mm/min}$, $V_w=11000\text{ mm/min}$: (a) dla tarczy konwencjonalnej; (b) dla tarczy wielogranulacyjnej.

Prezentowane powyżej obrazy dla zmniejszonej prędkości skrawania (23 m/s) ujawniają obszary, które można przypisać do quazi-kruchego pęknięcia. W związku ze zmianą parametrów wydłuża się czas pojedynczego kontaktu ziarna z obrabianą powierzchnią. Powstałe defekty mają szerszy rozkład na powierzchni co wynika z budowy tarczy oraz zastosowanej prędkości

posuwu poprzecznego. Obserwuje się również na powierzchni pola uplastycznione, powstające w wyniku lokalnego oddziaływania temperatury spowodowanego tarcieniem. Miejsca te mają charakter wzdłużny, odpowiadający kierunkowi przemieszczania się tarczy. Silniej obciążone ziarna w krytycznych warunkach wykruszają się, pozostając częściowo na powierzchni. Dla tarczy konwencjonalnej są one liczniejsze. Lokalnie dodatkowo powstają głębokie pęknięcia uwarunkowane kruchym pękaniem sięgające wartości 15-20 μm . Są one sytuowane wzdłuż struktury rysy powstałej w wyniku kontaktu powierzchni obrabianej z ziarnem ściernym. W wyniku pracy tych ziaren powstaje charakterystyczny grzbiet uformowany wzdłuż ich przejścia w warunkach plastycznego płynięcia, przypominający wypiętrzenie materiału. Praca tarczą konwencjonalną ujawnia liczne głębokie wykruszenia o nieregularnym kształcie. Obserwowane defekty występują w zasadzie w całej bądź w znacznej długości pola poddanego analizie.



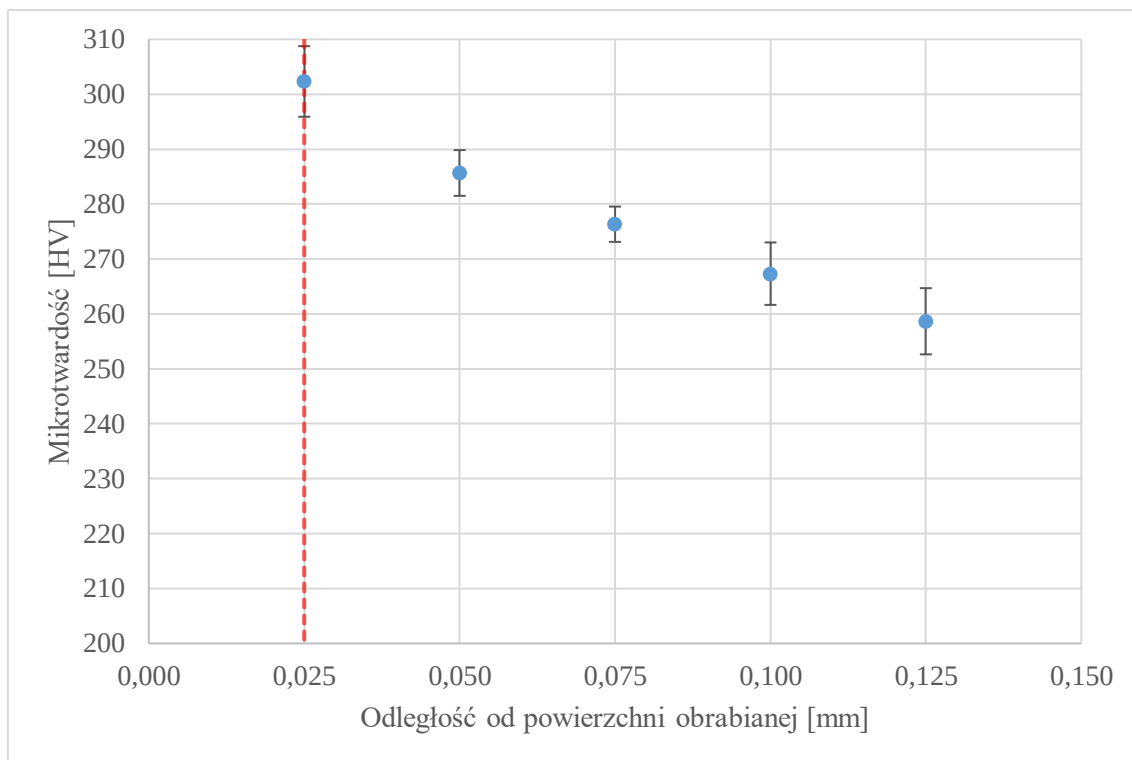


Rysunek 59. Morfologia powierzchni uzyskana przy parametrach: $V_c=13\text{m/s}$, $V_p=133\text{ mm/min}$, $V_w=13900\text{ mm/min}$: (a) dla tarczy konwencjonalnej; (b) dla tarczy wielogranulacyjnej.

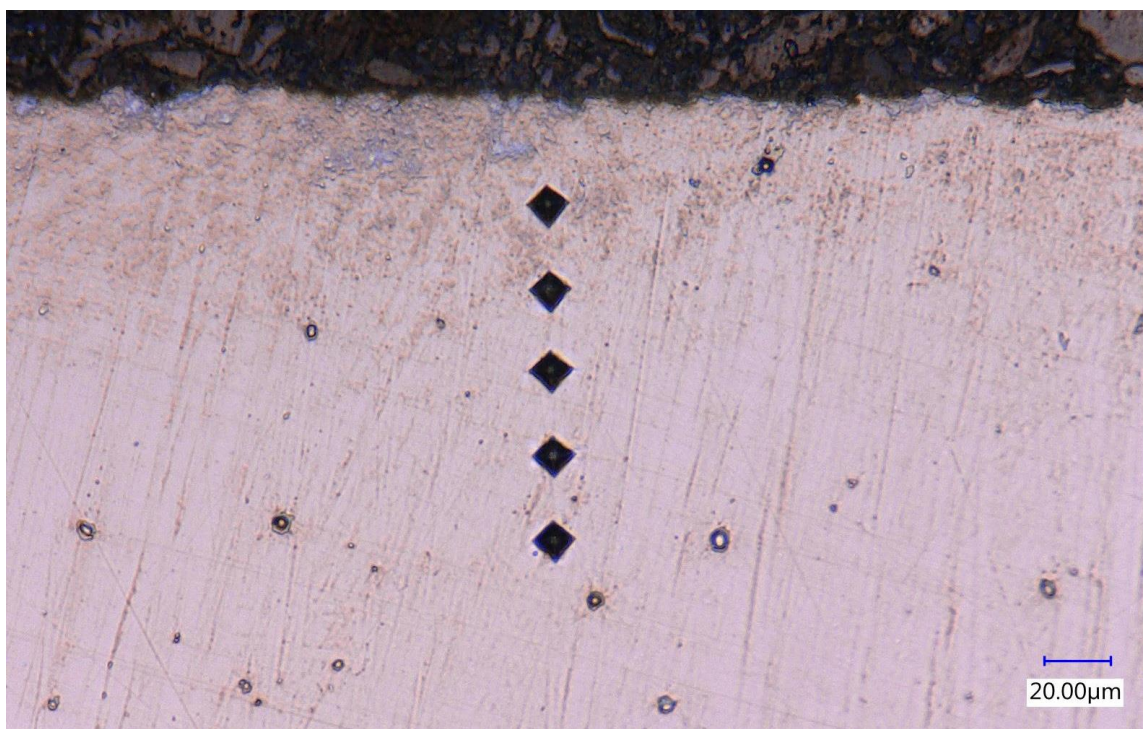
Uzyskane obrazy powierzchni obrobionej przez obie tarcze z najniższą prędkością skrawania (13 m/s) uwiaryściły liczne defekty, co przedstawiono na powyższym rysunku. Opisywana sytuacja jest nie korzystna z punktu widzenia pracy ziarna ściernego. Niska prędkość obrotowa ściernicy prowadzi do wzrostu jej zużycia oraz silnego obciążenia ziaren ściernych. W efekcie ujawniają się inicjacje rys w postaci wgłębienia wierzchołków ścierniwa, które następnie prowadzą do plastycznego płynięcia materiału. Ślady te uformowały się w wyniku złożenia zmiennej wysokości umieszczenia ziaren w CPS. W wyniku tego dodatkowo możliwe jest zaobserwowanie stosunkowo głębokich rys. Zauważyć można występujące obok siebie głębokie ślady, które wypiętrzają strukturę materiału obrabianego do postaci wąskiego grzbietu. Jego charakter można opisać jako postrzępiony, szczególnie u wierzchołków. Szczególnie widoczne jest to dla tarczy konwencjonalnej. Można przyjąć, że dochodzi do formowania się nieodciętego wióra. Dzieje się tak, wskutek braku zdolności sąsiadujących ze sobą ziaren do odcięcia wióra. Wielogranulacyjna tarcza uwiaryściła głębokie wykruszenia. Jest ich mniej w odniesieniu do tarczy konwencjonalnej, dla której to dodatkowo zajmują one większe obszary. W przypadku tarczy wielogranulacyjnej zachodzi podobna sytuacja, niemniej można dostrzec niewiele pozostałości obróbkowych. Amplituda profilu nierówności dla obu przypadków mieści się w zakresie $\pm 5\text{ }\mu\text{m}$. Obserwacja próbek dowodzi występowania fazy kruchego pęknięcia. Obszary te są nieregularne o znacznej powierzchni w porównaniu z pozostałymi analizowanymi sytuacjami.

5.2. **Badania mikrotwardości i warstwy zmienionej**

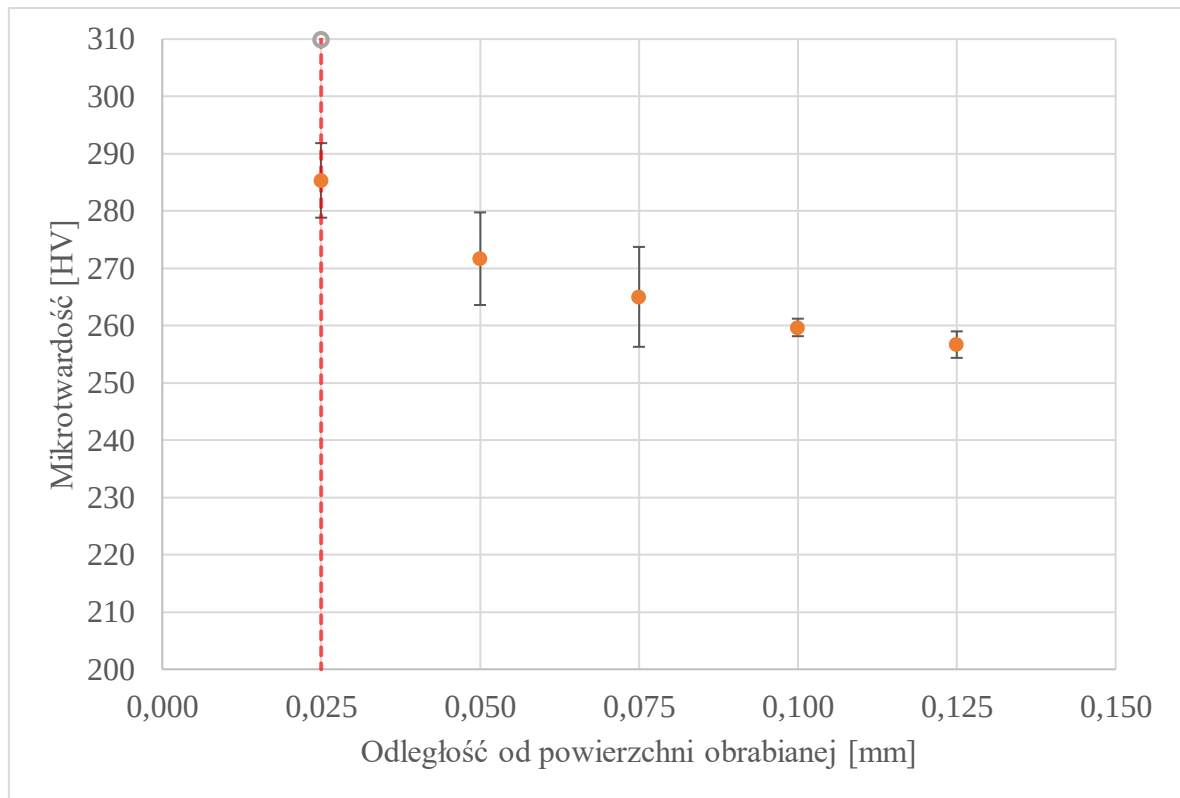
Obrabiany superstop na bazie niklu Inconel 625 o twardości 230 ± 10 HV poddano procesowi szlifowania, w celu przeprowadzenia analizy wpływu nastawnych wielkości technologicznych na warstwę wierzchnią. W związku z tym wykonano pomiar mikrotwardości próbek uzyskanych w procesie szlifowania obiema tarczami. W tym celu wykorzystano twardościomierz Nexus 423D. Znak wgłębienia na powierzchni został wygenerowany przez diamentowy wgłębnik w kształcie piramidy pod obciążeniem 0,025 kg przez 10 s. W przypadku śladu wgłębienia kąt między przeciwległymi powierzchniami wynosił 136° . Po zakończonym procesie obróbkowym wykonano pomiary mikrotwardości w pięciu kolejnych punktach, oddalając się o stałą wartość od powierzchni obrabianej. Dodatkowo, dla uśrednienia wyników powtórzono pomiary w kolejnych dwóch równoodległych miejscach na powierzchni obrabianej. Pierwszego wgłębienia dokonywano w odległości bliskiej około dwukrotności przekątnej uzyskanej z pomiaru w miejscu neutralnym. W związku z tym odsunięcie równe było $25 \mu\text{m}$. Tyle samo wynosiła różnica pomiędzy poszczególnymi odległościami w kolejnych pięciu pomiarach. Uzyskane wartości posłużyły do policzenia średniej mikrotwardości oraz odchylenia standardowego uzyskanych pomiarów. Przyjęte postępowanie było podobne do podejścia Devilleza [262] czy Kasima [263], którzy badali nadstop Inconel 718. Poniżej przedstawiono uzyskane wyniki mikrotwardości dla tarczy konwencjonalnej i wielogranulacyjnej (odpowiednio Rysunek 60 i 62). Pionową przerywaną czerwoną linią zaznaczono miejsce, od którego rozpoczęto badania mikrotwardości (obszar na lewo od linii nie był analizowany). Rysunek 61 i 63 Rysunek 63 przedstawiają zaś ślady odcisków na powierzchniach obróbkowych.



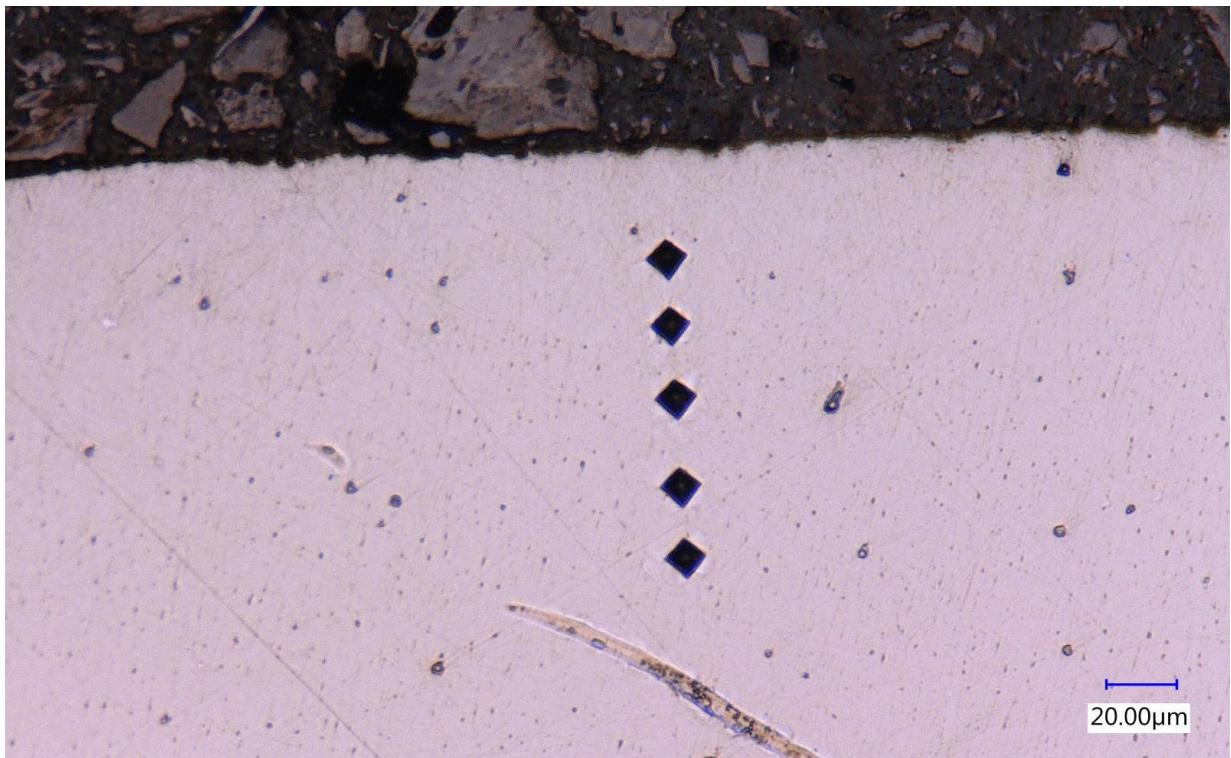
Rysunek 60. Mikrotwardość próbki szlifowanej tarczą konwencjonalną (parametry obróbki $V_c = 33$ m/s, $V_p = 133$ mm/min, $V_w = 14000$ mm/min).



Rysunek 61. Ślady odcisków na obrabianej powierzchni tarczą konwencjonalną.

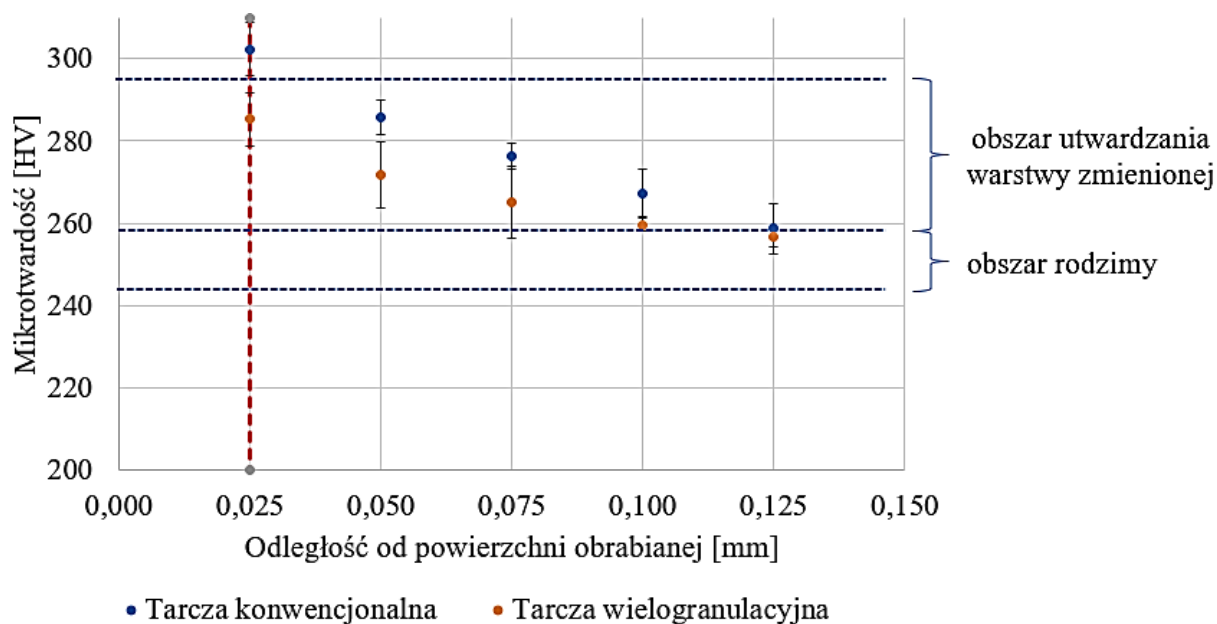


Rysunek 62. Mikrotwardość próbki szlifowanej tarczą wielogranulacyjną (parametry obróbki $V_c=33$ m/s, $V_p=133$ mm/min, $V_w=14000$ mm/min).



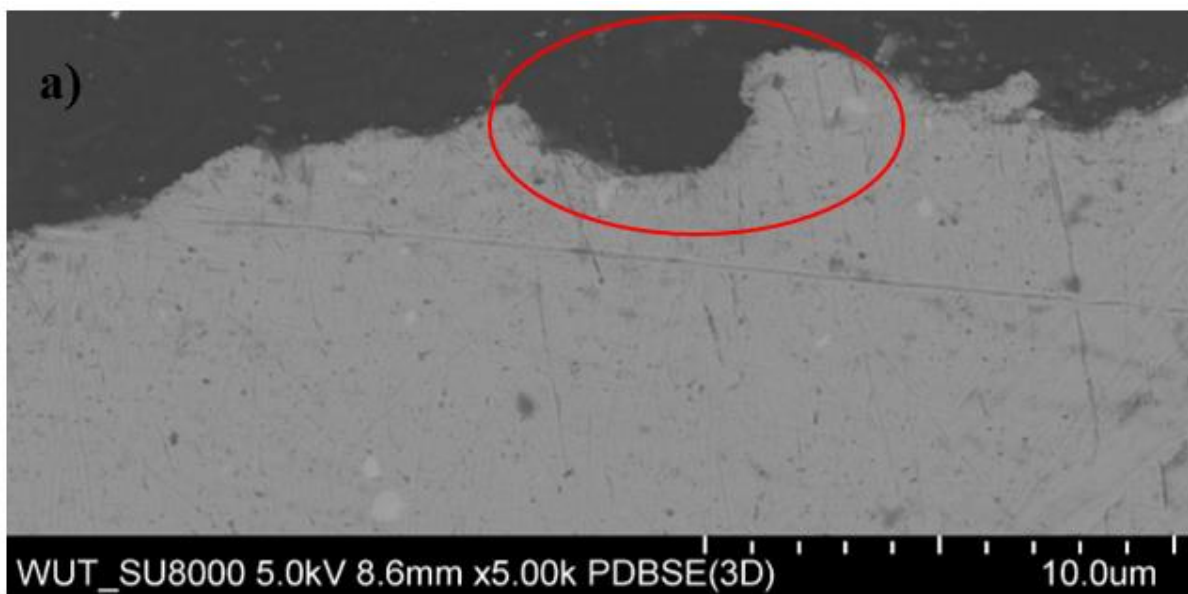
Rysunek 63. Ślady odcisków na obrabianej powierzchni tarczą wielogranulacyjną.

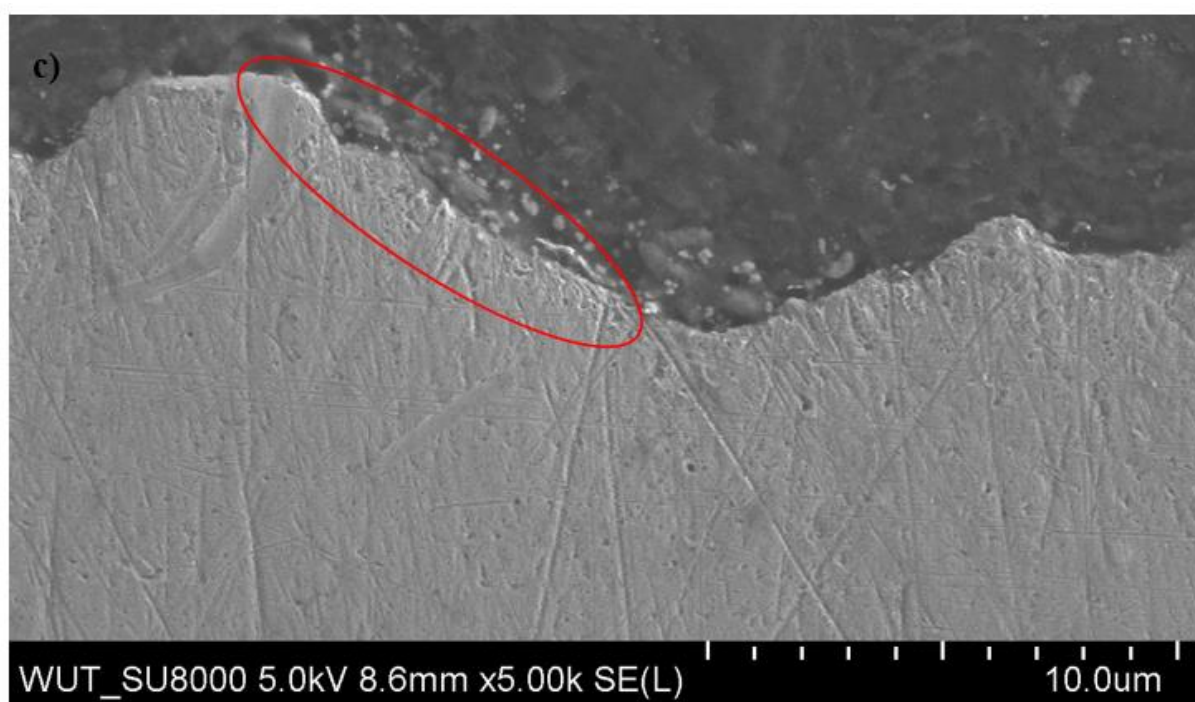
Zmiana mikrostruktury koncentruje się na deformacji ziarna pod obrabianą powierzchnią, podczas gdy zmiany mikrotwardości obejmują związek między zmianą twardości podpowierzchniowej a pogłębieniem punktów pomiarowych lub odległości od obrabianej powierzchni. Uzyskane wartości zmniejszają się wraz z oddalaniem od powierzchni obrobionej aż prawie zbliżają się do twardości objętościowej materiału (około 0,15 mm od obrabianej powierzchni). W odniesieniu do pracy Sadata i Reddy'ego [264] nastąpiło to, ponieważ znaczna ilość odkształcenia była skoncentrowana w obszarze najbliższym obrabianej powierzchni, w wyniku wysokiej temperatury i siły ścinającej. Było to zgodne z ustaleniami Devilleza [262] oraz Hadi'ego [265]. Przeprowadzone pomiary mikrotwardości wykonane były dla najwyższej prędkości skrawania ($V_c = 33$ m/s). W rozpatrywanej sytuacji następuje zwiększona liczba interakcji między ziarnem ściernym a usuwanym materiałem, zmniejszając w ten sposób maksymalną nieodkształconą grubość wióra [266], co może osłabiać szczyty profilu powierzchni powstałe w wyniku odkształcenia plastycznego, zmniejszając tym samym ich wysokości. Sprzyja to występowaniu bardziej płaskowyzłowej topografii. Wysoka częstotliwość powtórzeń, skutkuje poddawaniu powierzchni przedmiotu obrabianego odkształceniom plastycznym, co potęguje efekt utwardzenia. Wynik ten jest zgodny z ustaleniami Ruzzi'ego [267], który zaobserwował wzrost sił szlifowania wraz z prędkością ściernicy podczas szlifowania stopu na bazie niklu Inconel 625. Autorzy stwierdzili wzrost mikrotwardości powierzchni szlifowanej, zwłaszcza po szlifowaniu z największą prędkością ściernicy (30 m/s), co przypisywano utwardzeniu. Strefa, w której wystąpiło utwardzenie jest określana jako strefa wpływu obróbki skrawaniem. Wynika ona z utwardzania podczas obróbki skrawaniem, wskutek której tworzy się warstwa odkształcenia plastycznego w pewnej odległości od obrabianej powierzchni [268]. Ginting i Nouari [173] zdefiniowali dwie strefy. Pierwsza jako twardy obszar warstwy zmienionej oraz druga jako obszar materiału rodzimego (Rysunek 64).

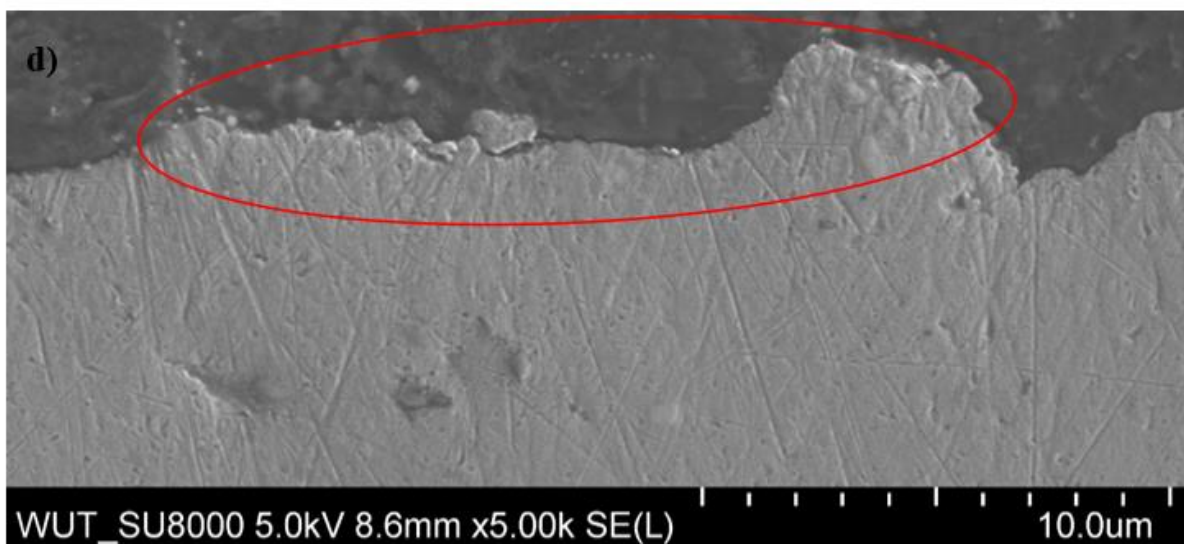


Rysunek 64. Zestawienie mikrotwardości ze wskazaniem warstwy zmienionej i obszaru rodzimego.

Wysoka prędkość skrawania powoduje zmianę naprężeń szczątkowych ze ściskających na rozciągające, co związane jest ze wzrostem temperatury obróbki [269]. Atrybutem nadstopów na bazie superstopów na bazie niklu z grupy Inconeli jest ich niska przewodność cieplna. Właściwości przewodności cieplnej również przyczyniają się do wzrostu temperatury obróbki, a także wpływają na stan warstwy wierzchniej obrabianej powierzchni. W temperaturach niższych niż 650 °C, materiały te mają tendencję do utwardzania się wraz ze wzrostem temperatury obróbki [270,271]. Poniżej przedstawiono obrazowania warstwy zmienionej, uzyskane na mikroskopie SEM wysokiej rozdzielczości Hitachi SU8000 (Rysunek 65).

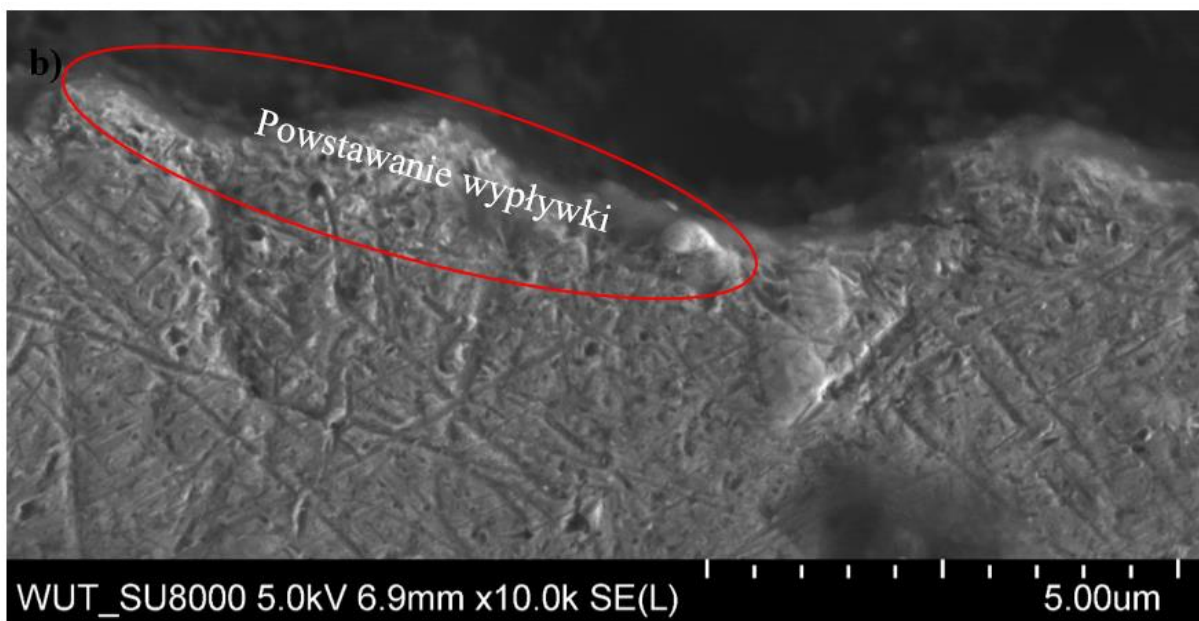
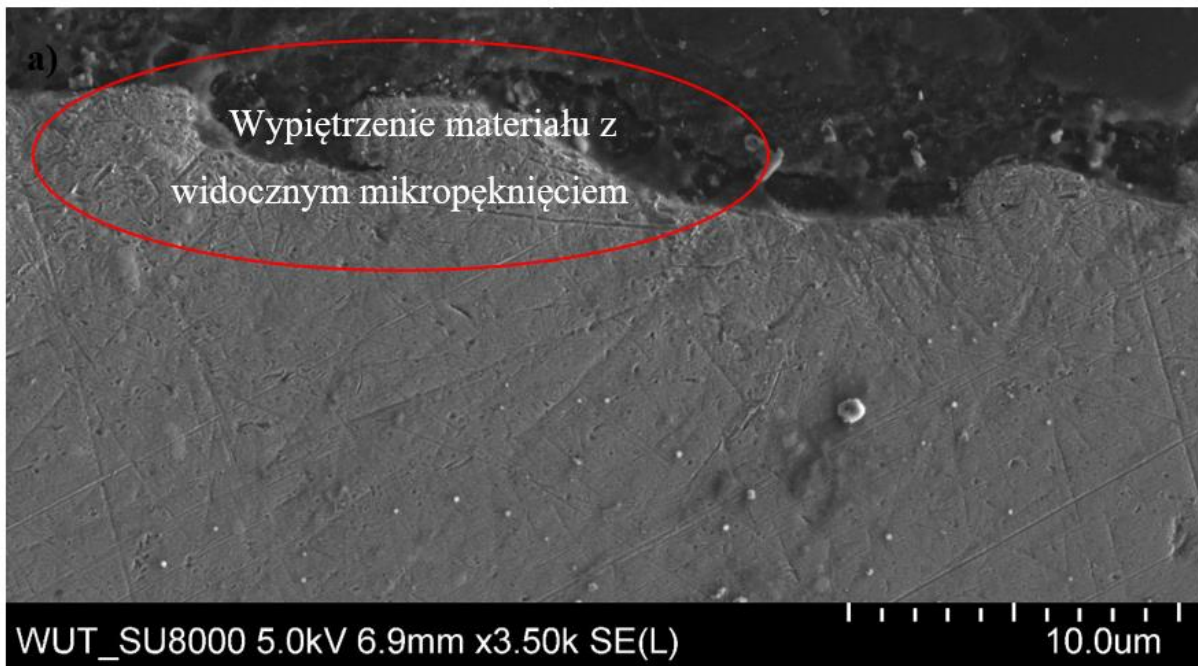


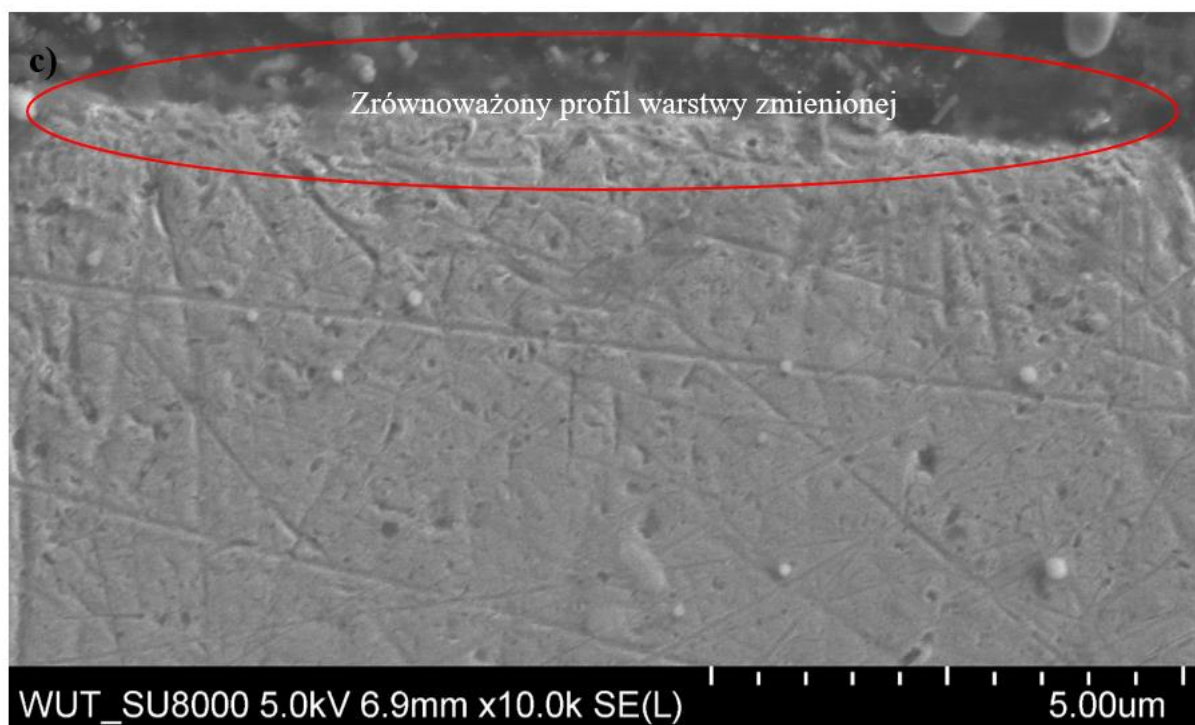




Rysunek 65. Obrazy SEM warstwy zmienionej uzyskane dla powierzchni obrabianej tarczą konwencjonalną (parametry obróbki $V_c= 33$ m/s, $V_p=133$ mm/min, $V_w= 14000$ mm/min).

Mechanizm zużycia mikropęknięcia podczas formowania wiórów jest ograniczony przez utwardzanie przez zgniot, co faworyzuje mechanizm zużycia mikropęknięcia i skutkuje topografią powierzchni o względnie głębszych rowkach na szlifowanej powierzchni [272], w porównaniu z powierzchnią uzyskaną tarczą wielogranulacyjną (Rysunek 66). Dla tej tarczy obserwuje się lepszym wykończenie powierzchni. Rysunek 65(a) pokazuje utworzoną wypływkę materiału wskutek kontaktu z stosunkowo większym ziarnem tarczy konwencjonalnej. Charakter powstałej destrukcji jest nieregularny. Kontakt ziarna z powierzchnią obrabianą powoduje wypływanie materiału po obu stronach. Mniejsza wysokość powstałej wypływkę z lewej strony wynika z samego kształtu ziarna ściernego. Rysunek 65(b) ukazuje kolejny defekt warstwy zmienionej. Podobnie jak poprzednio następuje wskutek chwilowego silnego oddziaływania ziarno- przedmiot obrabiany. Dodatkowo zaobserwowano pęknięcie, które wynika z lokalnego przekroczenia granicy plastyczności wywołanego oddziaływaniem chwilowej wysokiej siły oraz uderzeniami sprężysto plastycznymi wynikającymi z wysokiej częstotliwości procesu. Rysunek 65(c) i (d) pokazują uplastycznienie materiału z powstającymi nawet wykruszeniami materiału. Obserwowane powierzchnie uwiadcniają charakterystyczne dla procesu szlifowania bruzdy.





Rysunek 66. Obrazy SEM warstwy zmienionej uzyskane dla powierzchni obrabianej tarczą wielogranulacyjną (parametry obróbki $V_c = 33$ m/s, $V_p = 133$ mm/min, $V_w = 14000$ mm/min).

Obserwowane powierzchnie, na których prowadzono obróbkę tarczą wielogranulacyjną, wykazują niższy profil nierówności. Dzieje się tak, wskutek rozmieszczenia różnej wielkości ziaren ściernych w czynnym profilu ściernicy. Zaobserwowane wypływki materiału wskutek kontaktu z ziarnem mają mniejszą wysokość (Rysunek 66(b)). Niemniej silne oddziaływania powodują powstawanie lokalnych pęknięć wypiętrzeń materiału (Rysunek 66(a)). Wyrównanie profilu ściernicy dla analizowanej wysokiej prędkości skrawania prowadzi do otrzymania zrównoważonej powierzchni. Płynięcie materiału jest bardziej zrównoważone, z powodu braku wyraźnie silnie obciążonych pojedynczych ziaren. Powstałe defekty stanowią mniejszy udział niż w przypadku tarczy konwencjonalnej (Rysunek 66(c) i Rysunek 65).

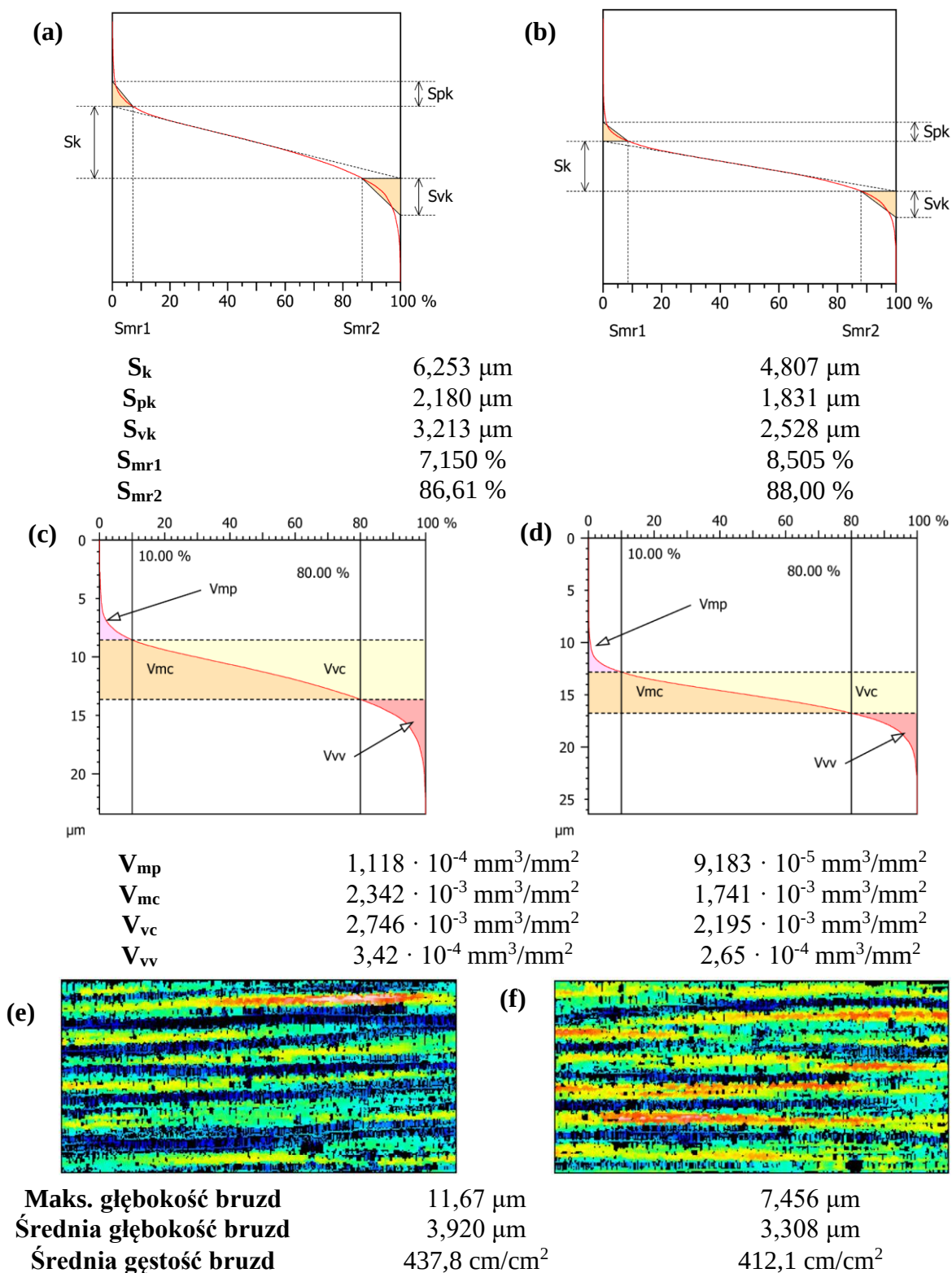
5.3. Charakterystyka cech trybologicznych procesu szlifowania na podstawie krzywej Abbota-Firestone'a

Krzywa Abbotta Firestone'a jest ważną metodą charakterystyki powierzchni. Szczególnie istotne jest to podczas pracy z powierzchniami, na których konieczne jest wprowadzenie specyficznych cech związanych ze stanem warstwy wierzchniej powierzchni i wymaganiami funkcjonalnymi dla niektórych zastosowań. Taka sytuacja ma miejsce w wewnętrznych ścianach silników spalinowych. Wynika to z poszukiwania specyficznych właściwości

trybologicznych, charakteryzujących się odpowiednim rozkładem szczytów i dolin. Charakterystyki te nie są łatwo widoczne przy wartościach parametrów chropowatości, takich jak R_a lub R_z , ponieważ parametry te są sztuczne i nie dostarczają informacji o naturze powierzchni. Krzywa procentowa materiału Abbotta Firestone'a jest zatem odpowiednią procedurą do tego celu. W celu scharakteryzowania powierzchni, pomiary są wykonywane w różnych punktach, aby uzyskać reprezentatywne średnie wartości pomiarów, co oznacza w przypadku charakterystyki powierzchni za pomocą krzywych Abbotta Firestone'a, uśredniając różne krzywe każdego z mierzonych profili w celu uzyskania średniej krzywej. Ze względu na charakter rozkładu szczytów i dolin topografii powierzchni, każda krzywa reprezentuje określony rozkład szczytów i dolin punktu, w którym została zmierzona, z odpowiednią linią środkową [273]. Przeprowadzona analiza pozwala na określenie nie tylko właściwości tribologicznych, ale jest również rozszerzeniem oceny uzyskanej powierzchni [274]. Prezentowane poniżej wykresy udziału nośnego powierzchni wraz z jej parametrami były wyznaczone w programie MountainsLab Premium 8.1 na podstawie pomiaru fragmentu powierzchni 4 x 2 mm na profilometrze skanującym FORM TALYSURF Series 2 firmy Taylor-Hobson. Parametry, które charakteryzują wykres udziału nośnego to:

- S_{vk} – zredukowana wysokość wgłębień [μm];
- S_k – zredukowana wysokość chropowatości rdzenia [μm];
- S_{pk} – zredukowana wysokość wzniesień [μm];
- S_{r1} – udział nośny wierzchołków [%];
- S_{r2} – udział nośny wgłębień [%];
- V_{mp} – objętość obszaru wypełnionego materiałem na danym poziomie p;
- V_{mc} – różnica objętości obszarów wypełnionych materiałem na poziomach p i q;
- V_{vc} – różnica objętości obszarów pozbawionych materiału na poziomach p i q;
- V_{vv} – objętość pustek dolin.

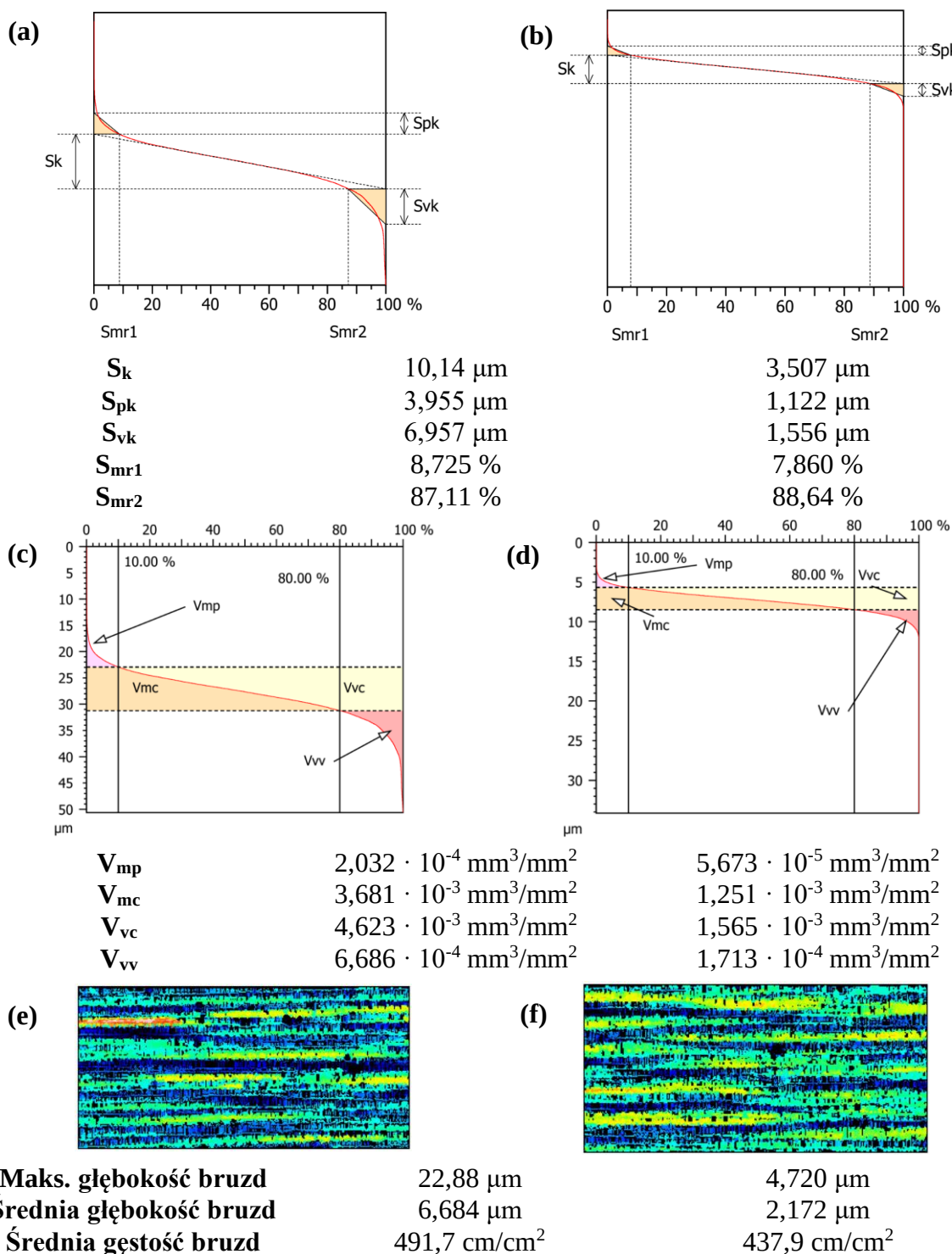
Porównanie parametrów powierzchni po obróbce dwoma rodzajami tarcz przedstawiono na Rysunkach 67-69. Poniżej przedstawiono analizę stanu powierzchni po szlifowaniu z niskimi prędkościami szlifowania (Rysunek 67).



Rysunek 67. Porównanie parametrów powierzchni dla obu tarcz ($V_w=13\,973 \text{ mm/min}$, $V_p=133 \text{ mm/min}$, $V_c=13 \text{ m/s}$): (a) krzywa Abotta-Firestone'a dla tarczy konwencjonalnej; (b) krzywa Abotta-Firestone'a dla tarczy wielogranulacyjnej; (c) krzywa objętościowego udziału nośnego dla tarczy konwencjonalnej; (d) krzywa objętościowego udziału nośnego dla tarczy wielogranulacyjnej; (e) morfologia bruzd dla tarczy konwencjonalnej; (f) morfologia bruzd dla tarczy wielogranulacyjnej.

Analiza uzyskanych krzywych wskazuje na blisko 15% mniejszą wartość parametru S_{pk} dla powierzchni uzyskanej tarczą wielogranulacyjną. Zredukowany parametr ten, jest określeniem średniej wysokości wzniesień (wierzchołków), które to wystają ponad profil rdzenia. Analiza tego parametru dostarcza informacji dotyczących odporności badanej powierzchni na ścieranie. Uzyskanie warstwy o wysokiej odporności wymaga uzyskanie niskiej wartości. Porównanie obydwu powierzchni dowodzi, że ta uzyskana tarczą wielogranulacyjna wykaże wyższą odporność na ścieranie w procesie eksploatacji. Wartości średnie wgłębień, sytuowane poniżej profilu rdzenia chropowatości determinowane są zredukowaną wysokością wgłębień S_{vk} . Analiza tego parametru dostarcza informacji o właściwościach smarnych powierzchni. Pozwala również określić zdolność danej powierzchni do utrzymania filmu smarnego. W tym wypadku lepsze właściwości powyżej opisane wykazuje powierzchnia, dla której parametr ten przyjmuje wyższe wartości. W związku z powyższym blisko o 22% wyższą wartość przyjmuje parametr S_{vk} uzyskany dla powierzchni obrobionej tarczą konwencjonalną. Zależność ta wynika z budowy tej tarczy, co dodatkowo widoczne jest na obrazach stereometrycznych. Poszczególne ziarna, dokonujące ubytku materiału powierzchni obrabianej, doprowadzają w pewnych skrajnych przypadkach, do zarysowania powierzchni. Dla tarczy wielogranulacyjnej ten profil jest nieco bardziej wypłaszczony. Chcąc wyłączyć wyróżniające się wzniesienia oraz głębokości profilu nierówności stosuje się parametr S_k , będący zredukowaną wysokością chropowatości rdzenia i dla tarczy wielogranulacyjnej wynosi 4,807 μm . Objętość materiału wzniesień V_{mp} jest objętością obszaru wypełnionego materiałem na danym poziomie p i dla tarczy wielogranulacyjnej jest niższa o blisko 10%. Na obserwowanej powierzchni widoczne są liczne wzniesienia oraz lokalne rysy. Uzyskana w wyniku szlifowania struktura ma charakter kierunkowy- anizotropowy z obserwowanymi bruzdami. Topografia powierzchni szlifowanego przedmiotu składa się z dwóch części. Jedną z nich jest rozwijająca się powierzchnia utworzona przez wszystkie ziarna ściernie w procesie szlifowania, a druga to nagromadzenie materiału resztkowego spowodowane efektem orki podczas szlifowania [275]. Jak podaje Grum [276] i Jiang wraz z zespołem [277], zużycie ścierniwa występuje podczas rzeczywistego procesu szlifowania, powodując zmianę morfologii ziaren ściernych i tym samym uzyskanej powierzchni. Uzyskana średnia głębokość bruzd oraz średnia gęstość bruzd mają podobne wartości. Różnice można dostrzec dla maksymalnej głębokości bruzd, które dla tarczy konwencjonalnej są wyższe o blisko 35%. Sytuację tą można tłumaczyć różnicą wynikającą z budowy użytych narzędzi ściernych, w szczególności tą zachodzącą w CPS.

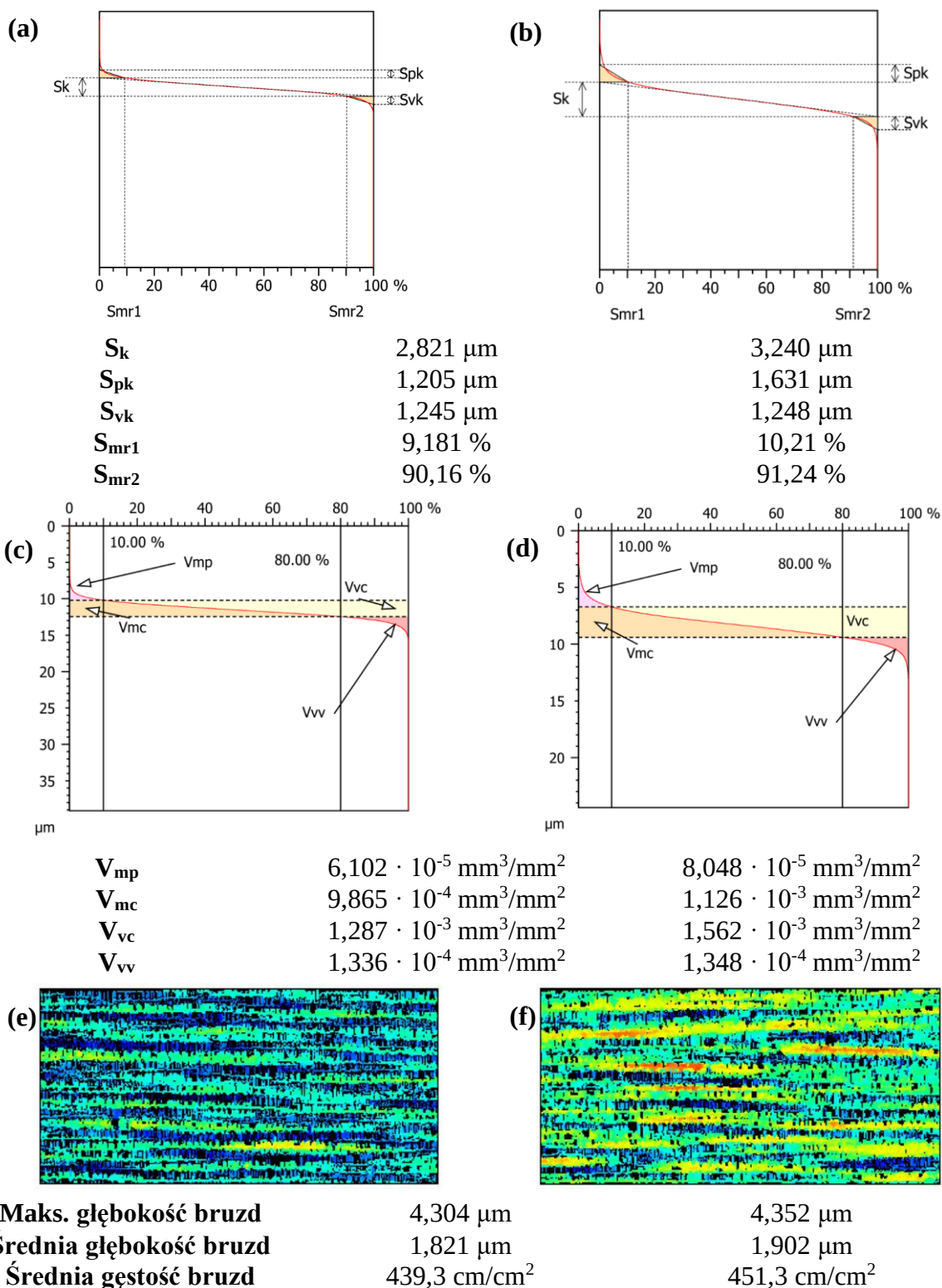
Poniżej przedstawiono analizę stanu powierzchni po szlifowaniu z niskimi prędkościami szlifowania (Rysunek 68).



Rysunek 68. Porównanie parametrów powierzchni dla obu tarcz ($V_w=13\,973 \text{ mm}/\text{min}$, $V_p=133 \text{ mm}/\text{min}$, $V_c=13 \text{ m}/\text{s}$): (a) krzywa Abotta-Firestone'a dla tarczy konwencjonalnej; (b) krzywa Abotta-Firestone'a dla tarczy wielogranulacyjnej; (c) krzywa objętościowego udziału nośnego dla tarczy konwencjonalnej; (d) krzywa objętościowego udziału nośnego dla tarczy wielogranulacyjnej; (e) morfologia bruzd dla tarczy konwencjonalnej; (f) morfologia bruzd dla tarczy wielogranulacyjnej.

Uzyskane krzywe wskazują na blisko o 80% mniejszą wartość parametru S_{pk} dla powierzchni uzyskanej tarczą wielogranulacyjną. Porównanie obydwu powierzchni dowodzi, że ta uzyskana tarczą konwencjonalną wykaże niższą odporność na ścieranie w procesie eksploatacji. Zmniejszenie prędkości szlifowania do 23 m/s, skutkuje lokalnym wydłużeniem kontaktu ziarna z powierzchnią. Na obciążone w ten sposób frakcje ściernie oddziałują wyższe wartości sił. Dla tarczy konwencjonalnej, w której można zauważyć nierównomierny profil CPS. Analiza S_{vk} pozwala określić zdolność danej powierzchni do utrzymania filmu smarnego. Zauważyć można, że tarcza konwencjonalna pozostawiła ślady, dla których zmierzona wartość parametru była o 80 % wyższa, niż dla tarczy wielogranulacyjnej. Nie biorąc pod uwagę wyróżniające się wzniesienia oraz głębokości profilu nierówności stosuje się parametr S_k , który dla tarczy wielogranulacyjnej jest blisko trzy krotnie mniejszy. Podobnie jak poprzednio objętość materiału wzniesień V_{mp} , będąca objętością obszaru wypełnionego materiałem na danym poziomie p , jest blisko o 25 niższa dla tarczy wielogranulacyjnej. Pozostałe parametry objętościowe są znacząco niższe, dla tarczy zbudowanej z kilku granulacji, a tylko wartość samej objętości pustek dolin spada blisko czterokrotnie. Uzyskane wyniki dowodzą jak silny wpływ wykazują wejściowe parametry, których nieznaczna edycja wprowadza silne zmiany w parametrach badanej powierzchni. Sam wpływ uzupełnienia w budowie tarczy ścierniej dużych frakcji ściernych małymi, zmniejszając lokalne obciążenia prowadzi do znacznie innej jakości badanego obszaru próbki. Powierzchnia również ukazuje liczne wzniesienia oraz lokalne rysy, a uzyskana w wyniku szlifowania struktura ma charakter kierunkowy- anizotropowy z obserwowanymi bruzdami. Zmierzone te elementy (maksymalna głębokość bruzd) dowiodły blisko pięciokrotne wyższe wartości dla tarczy konwencjonalnej. Podobnie, ale już z mniejszymi różnicami jest dla średniej głębokości bruzd oraz średniej gęstości bruzd.

Poniżej przedstawiono analizę stanu powierzchni po szlifowaniu z niskimi prędkościami szlifowania (Rysunek 69).



Rysunek 69. Porównanie parametrów powierzchni dla obu tarcz ($V_w=13\,973 \text{ mm}/\text{min}$, $V_p=133 \text{ mm}/\text{min}$, $V_c=13 \text{ m}/\text{s}$): (a) krzywa Abotta-Firestone'a dla tarczy konwencjonalnej; (b) krzywa Abotta-Firestone'a dla tarczy wielogranulacyjnej; (c) krzywa objętościowego udziału nośnego dla tarczy konwencjonalnej; (d) krzywa objętościowego udziału nośnego dla tarczy wielogranulacyjnej; (e) morfologia bruzd dla tarczy konwencjonalnej; (f) morfologia bruzd dla tarczy wielogranulacyjnej.

W odróżnieniu do poprzednio analizowanych rysunków, zauważyć można, że badany parametr S_{pk} uzyskuje wyższą wartość o blisko 25% dla tarczy konwencjonalnej. W związku tym, można przyjmować, że powierzchnia ta w procesie eksploatacji wykazała wyższą odporność na ścieranie. Prędkość szlifowania wynosząca 13 m/s, skutkuje nadmiernym zużywaniem się tarczy ścierniej oraz licznymi uszkodzeniami powierzchni. Obserwacja parametru S_{vk} nie pozwala wyraźnie określić wyższej zdolności danej powierzchni do utrzymania filmu smarnego, bowiem w obu przypadkach wartość ta wynosi 1,24 μm . Pomijając wyróżniające się wzniesienia oraz głębokości profilu nierówności stosowany w tym celu jest parametr S_k . Objętość materiału wzniesień V_{mp} , będąca objętością obszaru wypełnionego materiałem na danym poziomie p , jest blisko o 25 wyższa dla tarczy wielogranulacyjnej. Uzyskane wyniki dla wartości parametrów bliskich brzegowym dla obydwu tarcz dostarczają bliskich sobie wartości. Powierzchnie w ten sposób uzyskane wykazują słabą jakość powierzchni. W dalszym ciągu dostrzec można kierunkowy charakter uzyskanej powierzchni, z licznymi lokalnymi wzniesieniami oraz rysy. Analiza zmierzonych charakterystycznych wielkości bruzd, nie wykazuje istotnych różnic. Odnosząc uzyskane wyniki do globalnego zestawiania, można zauważyć, że przy prędkości skrawania równej 13 m/s uzyskuje się najwyższą średnią gęstość bruzd dla tarczy wielogranulacyjnej.

5.4. Badanie wpływu parametrów i warunków obróbki szlifowania na wybrane parametry chropowatości powierzchni- modele regresji

Po zakończeniu prowadzenia badań doświadczalnych opracowano statystyczne modele matematyczne opisujące wpływ parametrów technologicznych (wejściowych) procesu szlifowania (prędkość szlifowania V_c , prędkość posuwu wzdłużnego V_w oraz prędkość posuwu poprzecznego V_p) na strukturę geometryczną powierzchni materiału obrabianego [278]. Jednym z podstawowych wskaźników jakościowych obrabianej powierzchni jest jej chropowatość uzyskana wskutek przeprowadzonej obróbki. Aby ją ocenić można się posłużyć różnymi parametrami, jednak tymi najczęściej wykorzystywanymi są średnie arytmetyczne odchylenie profilu od linii średniej (R_a) oraz największa wysokość profilu (R_z). W przeprowadzonych badaniach uwaga skoncentrowana została na wyznaczeniu wpływu wspomnianych wcześniej zmiennych niezależnych na parametry chropowatości powierzchni (R_a , S_a , R_z , S_z , S_v , S_p). Zdecydowano, aby przeprowadzić modelowanie powyższych parametrów, ponieważ:

- Parametry R_a oraz R_z dostarczające informacji o wysokości chropowatości są najczęściej wykorzystywane w analizie chropowatości powierzchni w publikowanych badaniach naukowych. Wybór tych parametrów umożliwi porównanie wyników prowadzonych badań w rozprawie z innymi, dotychczasowymi badaniami procesu szlifowania materiałów trudnoobrabialnych;
- Parametry w układzie 3D S_a , S_z , S_v , S_p dostarczają więcej informacji na temat topografii powierzchni, co jest szczególnie istotne przy układaniu nowego procesu technologicznego, przy zastosowaniu innowacyjnego narzędzia. Wynika to z tego, że analiza wyłącznie danego przekroju (układ 2D) może powodować pominięcie istotnych cech (np. wgłębienia). Analiza 3D zwiększa obszar próbkowania, pokazując topografię obrabianej powierzchni. Ponadto obserwacja tych parametrów w połączeniu z R_a i R_z może zapewnić pełniejsze zrozumienie topografii obrabianej powierzchni, która silnie wpływa nie tylko na wytrzymałość zmęczeniową elementu, ale także na specyficzne właściwości, które bezpośrednio wpływają na przykład na szybkość zużycia i zdolność zatrzymywania smaru.

W celu ustalenia modeli statystycznych wyznaczono równania regresji w postaci funkcji wielomianu drugiego stopnia, pokazujące korelację pomiędzy prędkością skrawania, prędkością posuwu wzdłużnego i prędkością posuwu poprzecznego a konkretnymi parametrami chropowatości. Wykorzystano do tego program STATISTICA 13.3. Dla każdego z równań wyznaczono współczynnik korelacji wielorakiej R , który wskazuje na stopień dopasowania danych eksperymentalnych do przyjętego modelu [279]. Następnie dla otrzymanego współczynnika korelacji sprawdzono istotność, poprzez weryfikację testem Fishera – Snedecora na poziomie istotności $\alpha = 0,05$. Otrzymaną wartość testową F porównano z wartością krytyczną F_{kr} i jeżeli ten stosunek jest większy od jedności to współczynnik R jest istotny. Istotność poszczególnych członów w równaniu regresji weryfikowano testem t-studenta dla $\alpha = 0,05$. W przedstawionych równaniach regresji zawarte są jedynie parametry, które są statystycznie istotne przy założonym poziomie istotności. Dodatkowo dla niektórych parametrów przeprowadzono analizę reszt, w celu sprawdzenia poprawności dopasowania przyjętych modeli.

5.4.1. Parametr chropowatości R_a

W pierwszej kolejności dokonano dopasowania modelu do eksperymentalnych wartości jednego z podstawowych i najczęściej używanych parametrów opisujących chropowatość powierzchni, czyli średniego arytmetycznego odchylenia profilu od linii średniej (R_a).

Wyznaczono równania regresji będące wielomianem drugiego stopnia zarówno dla tarczy konwencjonalnej (R_{aJ}) jak i wielogranulacyjnej (R_{aW}) (Równania (36) i (37)). Przedstawione równania zawierają człony istotne statystycznie.

$$R_{aJ} = 7,874 - 0,02 \cdot V_p - 0,34 \cdot V_c + 3,3 \cdot 10^{-3} \cdot V_c^2 + 7,5 \cdot 10^{-4} \cdot V_p \cdot V_c \quad (36)$$

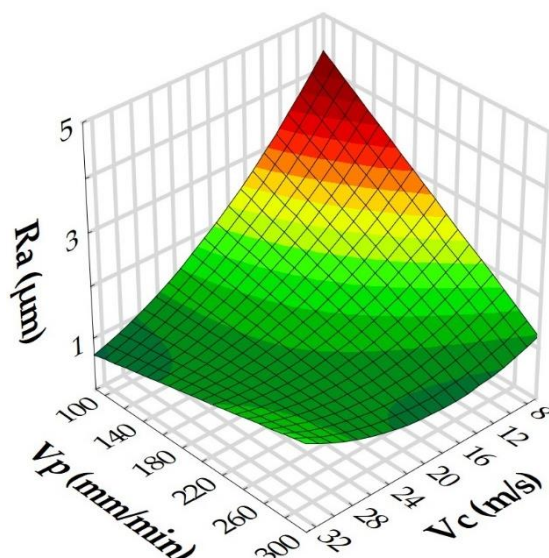
$$R_{aW} = 1,33 + 0,003 \cdot V_c^2 + 10^{-6} \cdot V_w \cdot V_p - 10^{-5} \cdot V_w \cdot V_c - 4,9 \cdot 10^{-4} \cdot V_p \cdot V_c \quad (37)$$

W celu analizy jakości dopasowania modelu do zarejestrowanych danych wyznaczono parametry statystyczne (Tabela 10).

Tabela 10. Parametry statystyczne równania regresji parametru chropowatości R_a .

Rodzaj tarczy	R	R^2	F/ F_{kr}	α
Konwencjonalna	0,86	0,74	8,61	0,05
Wielogranulacyjna	0,93	0,86	18,13	

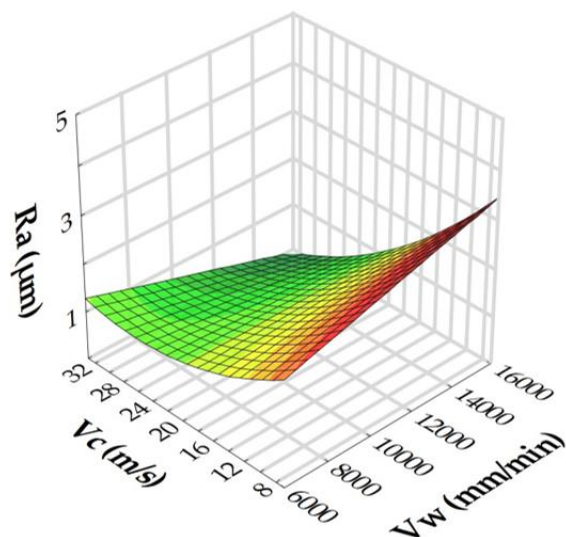
Wyznaczone równania wskazują w jaki sposób zmienne niezależne wpływają na wartości poszczególnych parametrów chropowatości. Charakteryzują się wysoką wartością współczynnika dopasowania R, równocześnie wykazując znaczną istotność. Obliczony stosunek F/F_{kr} jest znacznie większy od jedności. W związku z tym zbudowane równanie jest adekwatne. Graficzne przedstawienie uzyskanych wyników przedstawiono na Rysunkach 70-71. Zgodnie z równaniem parametru R_{aJ} (obróbka tarczą jednogranulacyjną), statystycznie istotna korelacja parametru chropowatości zachodzi z prędkością skrawania V_c oraz prędkości posuwu poprzecznego V_p , stąd graficzne odzwierciedlenie równania regresji parametru R_{aJ} znajduje się na pojedynczym trójwymiarowym wykresie (Rysunek 70). W przypadku równania regresji uzyskanego dla tarczy wielogranulacyjnej (R_{aW}) wszystkie trzy parametry wejściowe wykazały silną korelację. Stąd graficzna reprezentacja równania regresji przedstawiona jest na trzech przestrzennych wykresach 3D, gdzie każdy wykres odpowiada regresji przy niezmienniejącej się wartości jednego z parametrów wejściowych (Rysunek 71). Nad każdym wykresem zaznaczona została wartość parametru wejściowego uznanego za niezmienny.



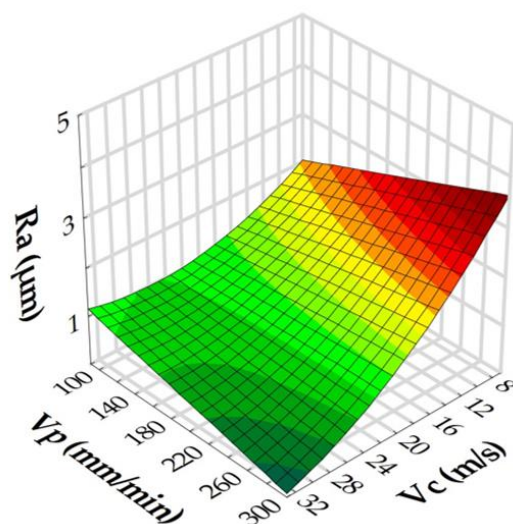
Rysunek 70. Zależność parametr chropowatości powierzchni R_a od prędkości posuwu poprzecznego V_p i prędkości skrawania V_c dla tarczy konwencjonalnej.

Analiza wyników przedstawionych na powyższym wykresie wskazuje, że największy wpływ na wartość parametru R_a w przypadku tarczy konwencjonalnej ma prędkość skrawania V_c . Najniższe wartości parametru R_a uzyskano dla zakresów prędkości skrawania powyżej 25 m/s. Ma to związek z tym, że podczas stosowania wysokich wartości V_c pojedyncze ziarno ma krótszy czas kontaktu z powierzchnią obrabianą.

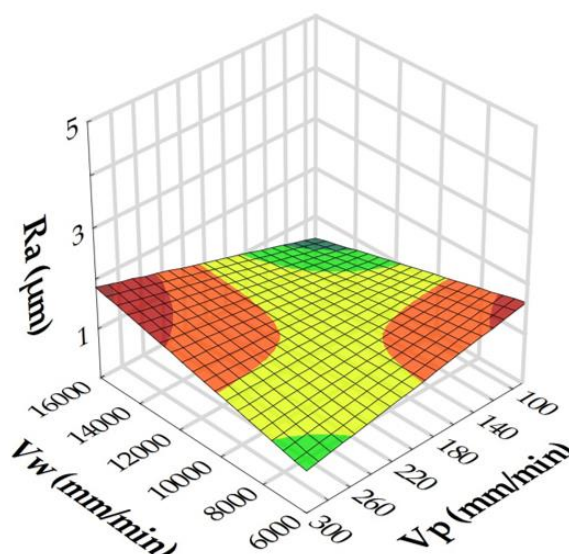
(a) $V_p=195 \text{ mm/min}=\text{const}$



(b) $V_w=11000 \text{ mm/min}=\text{const}$



(c) $V_c = 20 \text{ m/s} = \text{const}$



Rysunek 71. Zależność parametru chropowatości powierzchni R_a dla tarczy wielogranulacyjnej od (a) prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu wzdłużnego V_w ; (b) prędkości posuwu poprzecznego V_p i prędkości skrawania V_c ; (c) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości posuwu poprzecznego V_p .

Obserwując oddziaływanie tarczy wielogranulacyjnej na obrabianą powierzchnię można dostrzec, że uzyskano niższe wartości parametru R_a niż dla tarcz konwencjonalnej. Wzrost prędkości skrawania powyżej wartości 25 m/s powodował spadek wartości tego parametru nawet poniżej $1 \mu\text{m}$. Wzrost prędkości posuwu wzdłużnego V_w powoduje pogorszenie jakości uzyskanej powierzchni. Ma to związek z istnieniem sytuacji, w której następuje utrudnione odprowadzenie mikrowióra ze strefy obróbkowej. Przeciwna zależność ma miejsce w przypadku prędkości posuwu poprzecznego V_p . W sytuacji zwiększenia jego wartości skraca się czas pojedynczych oddziaływań ziarna z powierzchnią obrabianą, dzięki czemu uzyskujemy niższą wartość R_a . Dodatkowo w opisanej sytuacji zachodzi również mniej zderzeń sprężystych oraz kruszenia ziaren, co w efekcie powoduje ograniczenie powstawania wpływów materiałowych na wypiętrzeniach bruzd.

5.4.2. Parametr chropowatości S_a

Statystyczny model matematyczny wpływu badanych zmiennych niezależnych na średnie arytmetyczne odchylenie rzędnych powierzchni S_a , opracowano zgodnie z wcześniej przyjętą metodologią. Równania regresji ponownie wyznaczono zarówno dla tarczy konwencjonalnej (S_{aJ} , Równanie (38)) jak i wielogranulacyjnej (S_{aW} , Równanie (39)). Przedstawione równania zawierają człony istotne statystycznie.

$$S_{aJ} = 12.81 - 0.00037 \cdot V_W - 0.039 \cdot V_P - 0.38 \cdot V_C + 0.0036 \cdot V_C^2 + 0.0000016 \cdot V_W \cdot V_P + 0.00083 \cdot V_P \cdot V_C \quad (38)$$

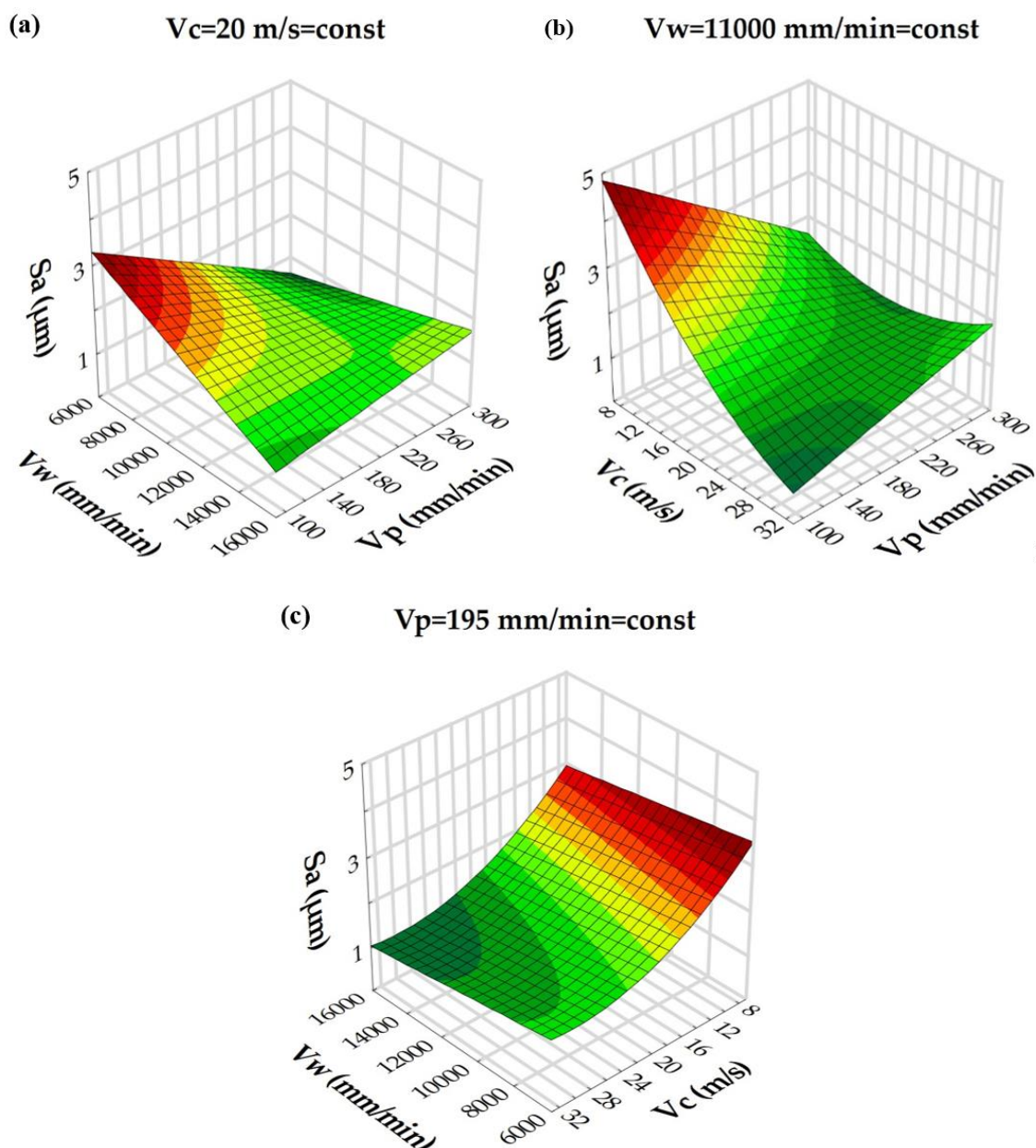
$$S_{aW} = 9.98 - 0.00096 \cdot V_W - 0.24 \cdot V_C + 0.000000037 \cdot V_W^2 + 0.0037 \cdot V_C^2 + 0.00000047 \cdot V_W \cdot V_P \quad (39)$$

W celu określenia jakości dopasowania modelu do zarejestrowanych danych eksperymentalnych wyznaczono parametry statystyczne, które posłużyły do oceny adekwatności funkcji regresji (Tabela 11).

Tabela 11. Parametry statystyczne równania regresji parametru chropowatości S_a .

Rodzaj tarczy	R	R ²	F/F _{kr}	α
Konwencjonalna	0,92	0,85	9,12	0,07
Wielogranulacyjna	0,87	0,75	6,60	

Wyznaczone równanie regresji opisujące wpływ prędkości skrawania, prędkości posuwu poprzecznego oraz prędkości posuwu wzdłużnego na średnie arytmetyczne odchylenie rzędnych powierzchni charakteryzuje się wysokim stopniem korelacji, na co wskazuje wartość współczynnika R. Wyznaczone wartości F/F_{kr} są w obu przypadkach znacznie wyższe od jedności, co potwierdza adekwatność równań. Poniżej w sposób graficzny przedstawiono równania regresji dla parametru S_a wskutek obróbki tarczą konwencjonalną (Rysunek 72). Analogiczne wyniki przedstawiono dla tarczy wielogranulacyjnej (Rysunek 74). Zgodnie z równaniem regresji, zarówno parametr S_{aJ} jak i S_{aW} wykazują silną korelację z prędkością skrawania oraz prędkościami posuwu wzdłużnego i poprzecznego, związku z tym zostały one przedstawione na trzech trójwymiarowych wykresach.

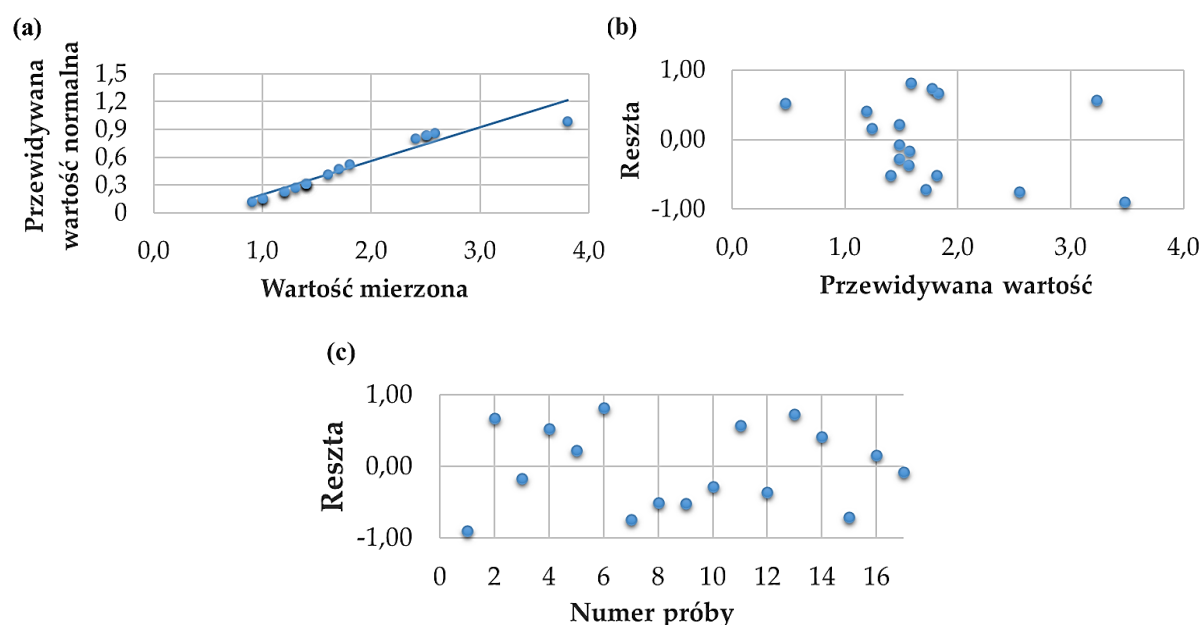


Rysunek 72. Zależność parametru chropowatości powierzchni S_a dla tarczy konwencjonalnej od (a) prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (b) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (c) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości skrawania V_c .

Analizując uzyskane wykresy zauważyć można, że dla prędkości skrawania V_c z zakresu 20-30 m/s wzrost prędkości posuwu poprzecznego skutkuje nieznacznym zwiększeniem wartości parametru S_a . Szczególnie silny wpływ na badany parametr wykazują prędkość skrawania V_c oraz prędkość posuwu wzdłużnego V_w . Uzyskanie najniższych wartości parametru S_a jest możliwe przy zastosowaniu wysokich wartości zarówno V_c jak i V_p . Zbyt niska prędkość obrotowa ściernicy powoduje, że następuje szybsze zużycie narzędzia w porównaniu do obróbki przedmiotu. Intensywne usuwanie drobinek ziaren przy niskiej

prędkości obrotowej wpływa na pogorszenie parametrów chropowatości uzyskanej powierzchni.

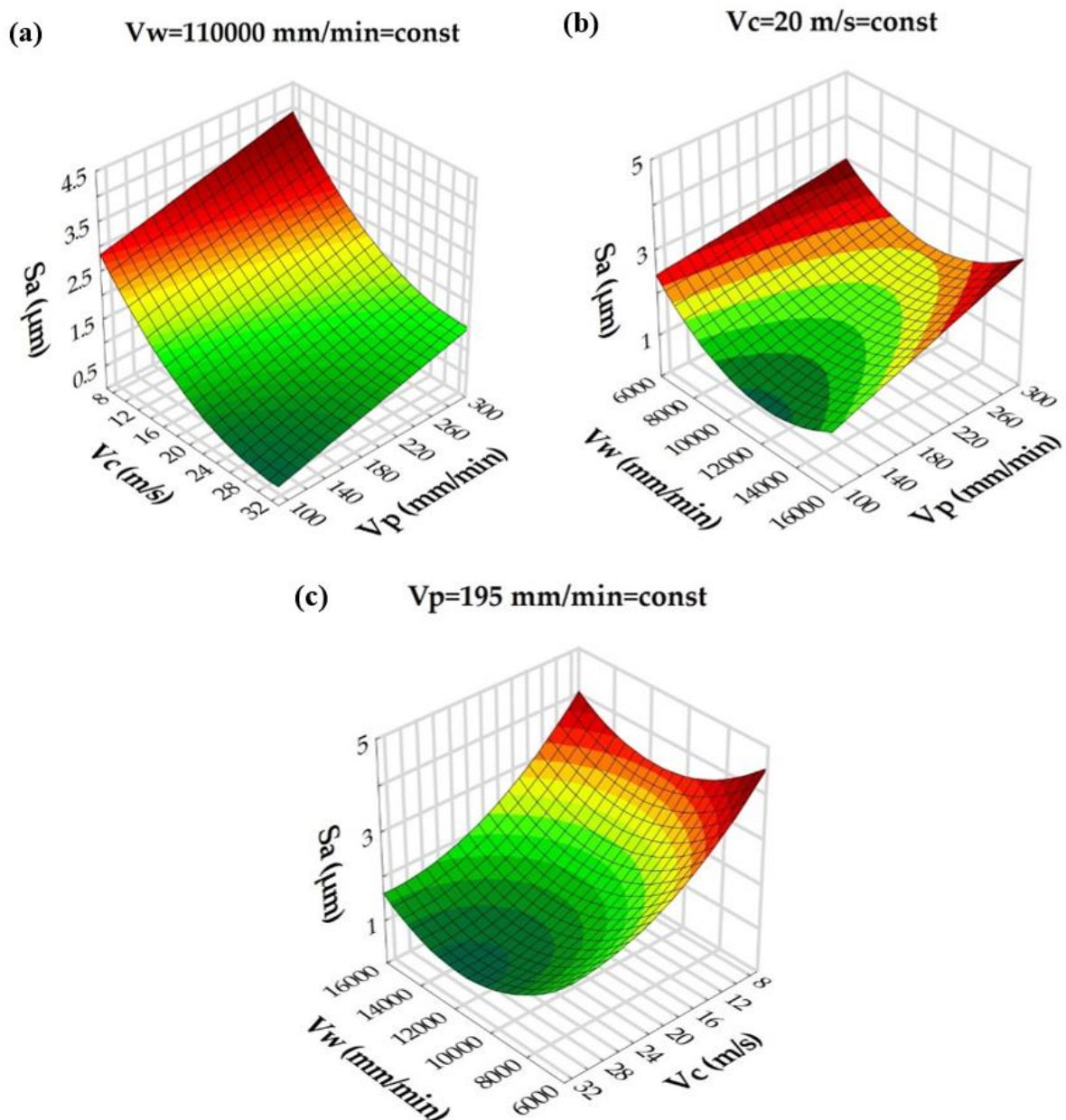
W celu dodatkowej weryfikacji poprawności wyznaczonych modeli regresji przeprowadzono analizę reszt przyjętego modelu (Rysunek 73).



Rysunek 73. Analiza reszt dla opracowanego równania regresji S_a po obróbce tarczą konwencjonalną: (a) normalny wykres reszt; (b) rozrzut reszt względem wartości przewidywanych; (c) rozrzut reszt w funkcji numeru próby.

Analiza wykresów zależności wartości oczekiwanej względem reszt (Rysunek 73(a)) wskazuje, iż relacja pomiędzy badanymi czynnikami jest liniowa co wskazuje na normalny rozkład reszt. Wykres reszt w funkcji przewidywanych wartości (Rysunek 73(b)) wskazuje na to, że nie istnieją obszary, w których wariancja reszt modelu jest znacznie różniąca się. W związku z tym można przyjąć wysoką wiarygodność zbudowanych modeli. Dodatkowo, analiza rozrzutu reszt w funkcji numeru próby (Rysunek 73(c)) wykazała, że warunki błędu były od siebie niezależne. Podsumowując, analiza reszt potwierdziła adekwatność opracowanych modeli.

Poniżej przedstawiono graficzną prezentację równania regresji otrzymanego dla tarczy wielogranulacyjnej (Rysunek 74).

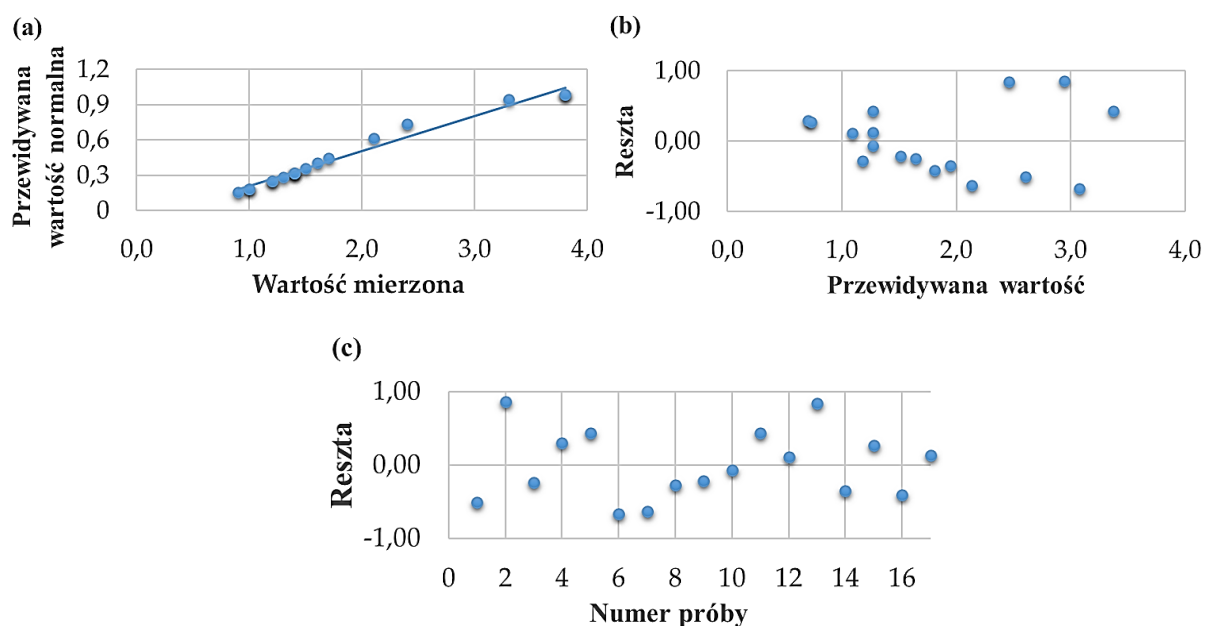


Rysunek 74. Zależność parametru chropowatości powierzchni S_a dla tarczy wielogranulacyjnej od (a) prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (b) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (c) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości skrawania V_c .

W wyniku obróbki powierzchni tarczą wielogranulacyjną kształt wykresu ma nieco inny charakter w porównaniu do wykresów dla tarcz konwencjonalnej. Można dostrzec wyraźne miejsca przegięcia mówiące o zakresie parametrów, dla których można uzyskać najlepszą jakość powierzchni. Dla prędkości posuwu wzdłużnego V_w w przedziale 8000-13000 mm/min uzyskano wartość parametru S_a poniżej $1,5 \mu\text{m}$ dla wartości prędkości posuwu poprzecznego V_p poniżej 180 mm/min. Dla tarczy wielogranulacyjnej, przy prędkości skrawania poniżej 16 m/s zauważalne jest znaczne pogorszenie jakości powierzchni po obróbce. W czynnej

powierzchni szlifowania, która w tym narzędziu charakteryzuje się wyrównanym układem ziaren, zmniejszenie prędkości obrotowej dodatkowo negatywnie oddziałuje na powierzchnie, powodując liczne plastyczne odkształcenia. Wzrost prędkości posuwu poprzecznego nieznacznie wpływa na wzrost S_a , jednak znacznie obniża wydajność pracy ściernicy.

Podobnie jak dla tarczy konwencjonalnej, w celu weryfikacji poprawności zbudowanych modeli regresji dokonano analizy reszt przyjętego modelu (Rysunek 75).



Rysunek 75. Analiza reszt dla opracowanego równania regresji chropowatości powierzchni S_a po obróbce tarczą wielogranulacyjną: (a) normalny wykres reszt; (b) rozrzut reszt względem wartości przewidywanych; (c) rozrzut reszt w funkcji numeru próby.

Analiza wykresów zależności wartości oczekiwanej względem reszt (Rysunek 75(a)) wskazuje, iż relacja pomiędzy badanymi czynnikami jest liniowa co wskazuje na normalny rozkład reszt. Wykresy reszt jako funkcje przewidywanych wartości (Rysunek 75(b)) i reszt w porównaniu z wartościami liczby przypadku (Rysunek 75(c)) wykazały ich stochastyczność. Analiza reszt względem numeru próby wykazała dodatkowo, że warunki błędu były od siebie niezależne. Podsumowując, analiza reszt potwierdziła adekwatność opracowanych modeli.

5.4.3. Parametr chropowatości R_z

Statystyczny model matematyczny wpływu badanych zmiennych niezależnych na wysokość nierówności profilu chropowatość R_z , opracowano zgodnie z przyjętą metodologią. Równania regresji wyznaczono zarówno dla tarczy konwencjonalnej R_{zJ} (Równanie (40)) jak

i wielogranulacyjnej R_{zW} (Równanie (41)). Przedstawione równania regresji uwzględniają człony statystycznie istotne.

$$R_{zJ} = 48,117 - 0,13 \cdot V_p - 2,082 \cdot V_c + 1,9 \cdot 10^{-2} \cdot V_c^2 + 5 \cdot 10^{-3} \cdot V_p \cdot V_c \quad (40)$$

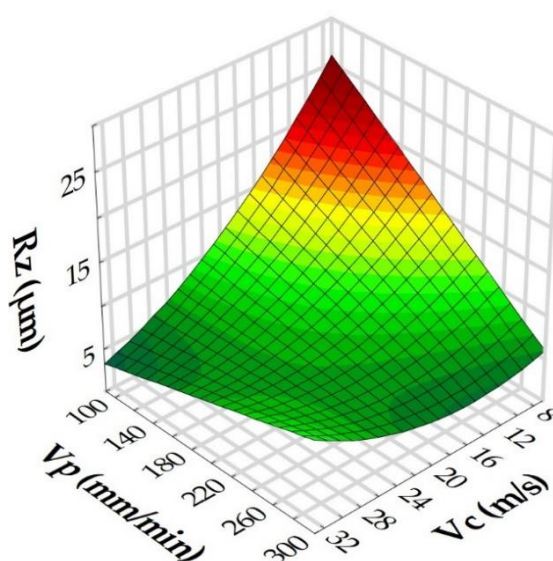
$$R_{zW} = 30,113 - 1,84 \cdot V_c + 3 \cdot 10^{-2} \cdot V_c^2 + 1,9 \cdot 10^{-6} \cdot V_w \cdot V_p \quad (41)$$

W celu analizy jakości dopasowania modelu do zarejestrowanych danych wyznaczono parametry statystyczne (Tabela 12).

Tabela 12. Parametry statystyczne równania regresji parametru chropowości R_z .

Rodzaj tarczy	R	R^2	F/ F_{kr}	α
Konwencjonalna	0,87	0,76	9,57	0,05
Wielogranulacyjna	0,91	0,84	22,8	

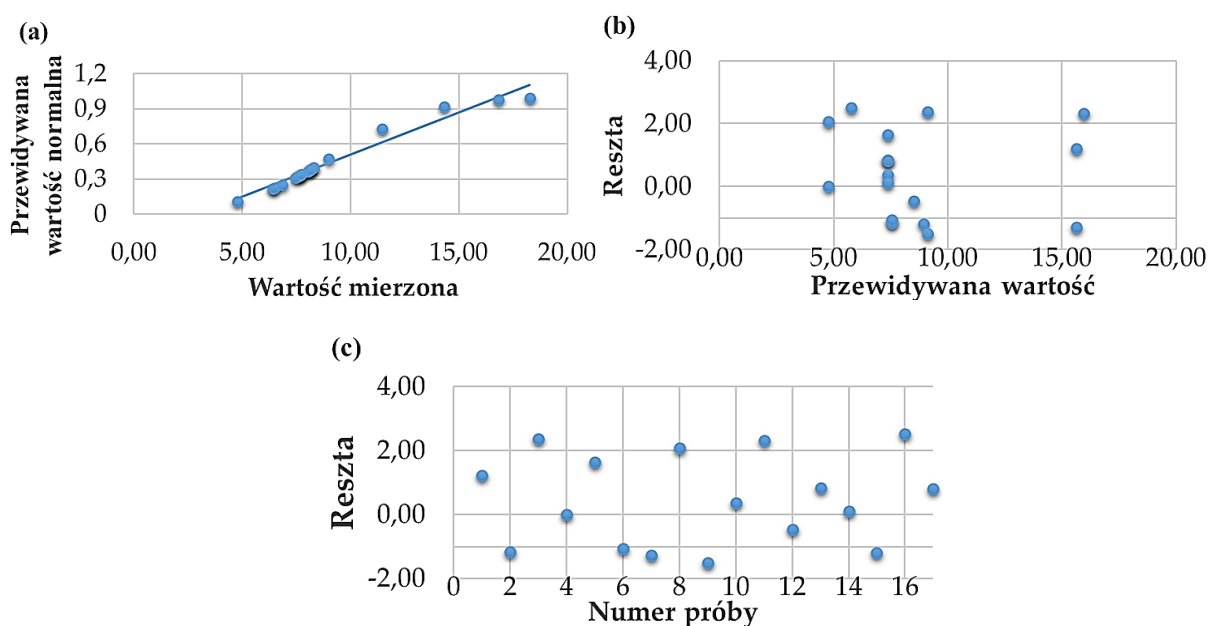
Wyznaczone równania regresji charakteryzują się wysokim oraz bardzo wysokim stopniem korelacji R. Uzyskane wartości F/F_{kr} wskazują na adekwatność opracowanych modeli. Poniżej w sposób graficzny przedstawiono uzyskane wyniki pomiarów dla parametru R_z dla tarczy konwencjonalnej (Rysunek 76). Analogiczne wyniki przedstawiono dla tarczy wielogranulacyjnej (Rysunek 78). Równanie regresji dla tarczy konwencjonalnej wskazuje na silne oddziaływanie prędkości skrawania oraz prędkości posuwu poprzecznego, stąd wizualizacja znajduje się na jednym wykresie (Rysunek 76). Dla tarczy wielogranulacyjnej silne związki oddziałujące na równanie wykazują wszystkie nastawne parametry procesu.



Rysunek 76. Zależność parametr chropowości powierzchni R_z od prędkości posuwu poprzecznego V_p i prędkości skrawania V_c dla tarczy konwencjonalnej.

Analizując powyższy wykres, zauważa się istotny wpływ prędkości skrawania na badany parametr. W tym przypadku dla wartości 16-20 m/s istnieje pewne minimum, dla którego uzyskiwane są niskie wartości R_z w zestawieniu z prędkością posuwu poprzecznego powyżej 200 mm/min. Najbardziej widoczne jest dla wartości V_p bliskich 300 m/s. Niska prędkość skrawania oraz posuw poprzeczny zauważalnie wpływają na wzrost wartości parametru R_z . Zwiększenie czasu oddziaływań ziaren z powierzchnią skutkuje ich nadmiernym zużyciem oraz powstawaniem licznych uszkodzeń powierzchni.

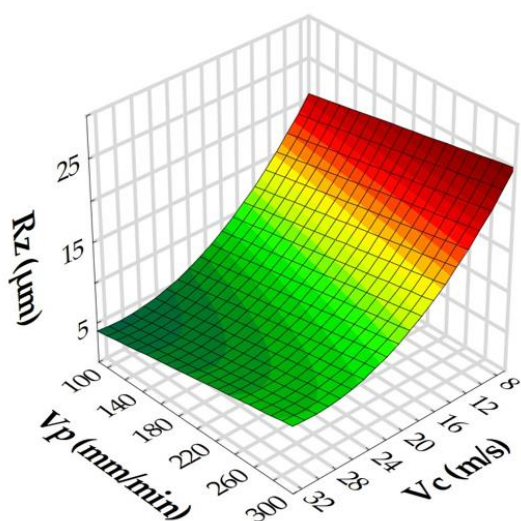
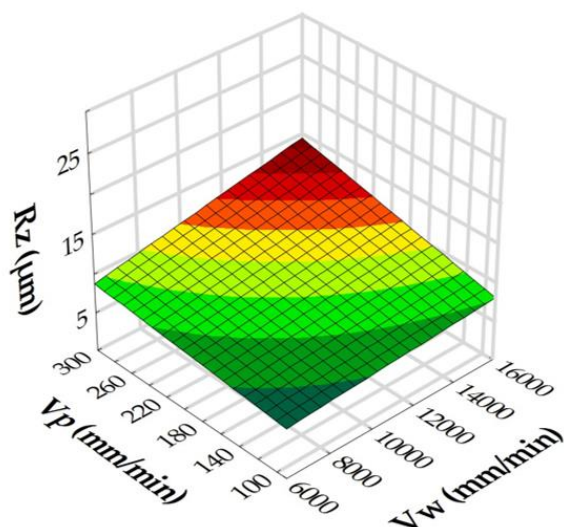
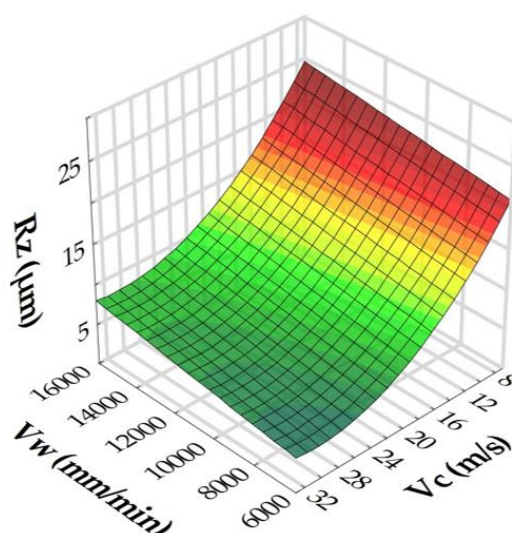
W celu sprawdzenia poprawności zbudowanych modeli regresji zweryfikowano reszty dla przyjętego modelu (Rysunek 77).



Rysunek 77. Weryfikacja modelu parametru chropowatości powierzchni R_z po obróbce tarczą konwencjonalną: (a) normalny wykres reszt; (b) rozrzut reszt względem wartości przewidywanych; (c) rozrzut reszt w funkcji numeru próby.

Analiza wykresów zależności wartości oczekiwanej względem reszt (Rysunek 77(a)) wskazuje, iż relacja pomiędzy badanymi czynnikami jest liniowa co wskazuje na normalny rozkład reszt. Stochastyczny charakter wykazały reszty zawarte na wykresie reszt jako funkcji przewidywanych wartości (Rysunek 77(b)) oraz reszt w odniesieniu do próby eksperymentu planowanego (Rysunek 77(c)). Analiza reszt względem numeru próby dowiodła, że warunki błędu były od siebie niezależne. Analiza reszt potwierdziła adekwatność opracowanych modeli.

Poniżej przedstawiono wykresy przedstawiono zebrane wyniki dla tarczy wielogranulacyjnej (Rysunek 78).

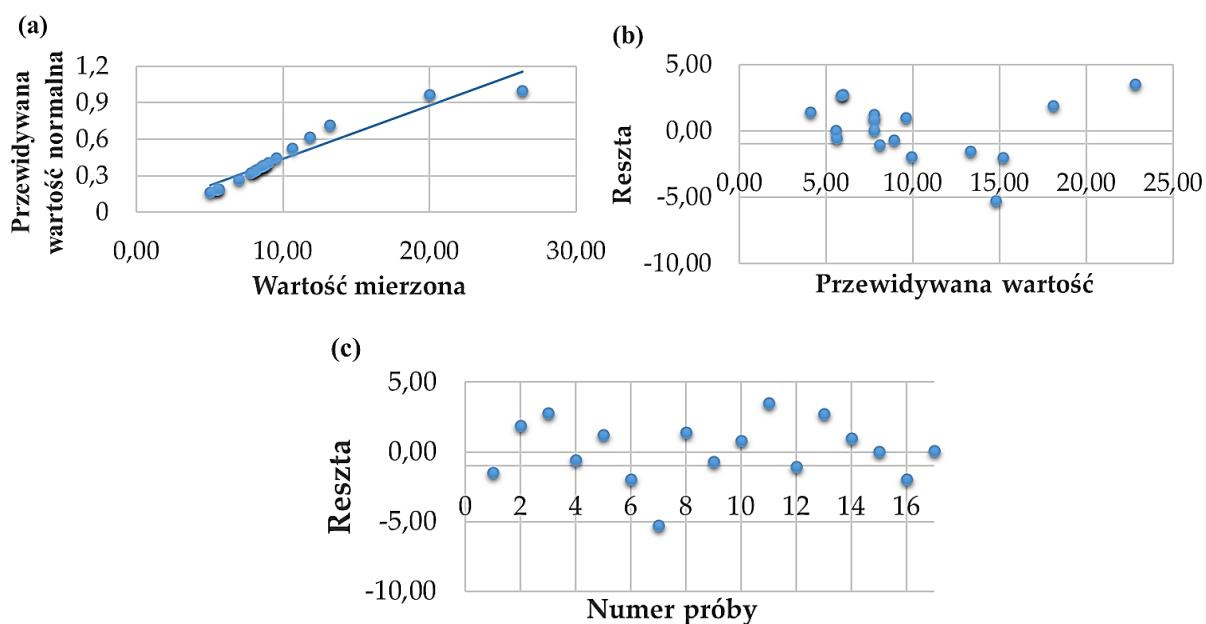
(a) $V_w=11000 \text{ mm/min}=\text{const}$ (b) $V_c=20 \text{ m/s}=\text{const}$ (c) $V_p=195 \text{ mm/min}=\text{const}$ 

Rysunek 78. Zależność parametru chropowatości powierzchni R_z dla tarczy wielogranulacyjnej od (a) prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (b) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (c) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości skrawania V_c .

W wyniku obróbki Inconelu 625 tarczą wielogranulacyjną zauważyć można, że dla wartości V_c poniżej 20 m/s następuje gwałtowny wzrost badanego parametru. W zakresie prędkości szlifowania 24-32 m/s nie następuje znacząca zmiana R_z . W przypadku analizowanego parametru wzrost prędkości posuwu poprzecznego powoduje nieznaczące zmiany jakości powierzchni. W sytuacji wzrostu prędkości obu posuwów następuję wzrost parametru R_z . Wysoka prędkość przemieszczania się ściernicy w obu kierunkach powoduje występowanie silnego obciążenia ziaren ściernych. Ich wyrównane ułożenie w CPS w takich warunkach

uniemożliwia właściwe odprowadzenie materiału. Występujące liczne naprężenia sprężyste oraz odkształcenia plastyczne powodują nadmierne zużycie tarczy, a w konsekwencji na powierzchni przedmiotu powstają grzbiety wypiętrzeń. Dla prędkości skrawania powyżej 24 m/s wzrost prędkości posuwu wzdłużnego nie następuje gwałtownie.

Weryfikacji poprawność przyjętych modeli regresji dokonano poprzez analizę reszt (Rysunek 79).



Rysunek 79. Weryfikacja modelu parametru chropowatości powierzchni R_z po obróbce tarczą wielogranulacyjną: (a) normalny wykres reszt; (b) rozrzut reszt względem wartości przewidywanych; (c) rozrzut reszt w funkcji numeru próby.

Analiza wykresów zależności wartości oczekiwanej względem reszt (Rysunek 79(a)) wskazuje, iż relacja pomiędzy badanymi czynnikami jest liniowa co wskazuje na normalny rozkład reszt. Wykresy reszt przedstawione w funkcji przewidywanych wartości (Rysunek 79(b)) jak również reszt w zestawieniu do numeru próby (Rysunek 79(c)) dowiodły, że reszty miały charakter stochastyczny. Analizując wykreślone reszty względem wartości przypadków dowiedziono, że warunki błędu były od siebie niezależne.

5.4.4. Parametr chropowatości S_p

Statystyczny model matematyczny wpływu badanych zmiennych niezależnych na maksymalną wysokość wzniesień powierzchni S_p , opracowano zgodnie z przyjętą metodologią. Wyznaczono równania regresji, opisane funkcją wielomian drugiego stopnia. Równania wyznaczono zarówno dla tarczy konwencjonalnej S_{pJ} (Równanie (42)) jak i wielogranulacyjnej

S_{pW} (Równanie (43)). Przedstawione równania regresji uwzględniają człony statystycznie istotne.

$$S_{pJ} = 497,6 - 3,71 \cdot 10^{-2} \cdot V_w - 16,807 \cdot V_c + 1,3 \cdot 10^{-3} \cdot V_w \cdot V_c \quad (42)$$

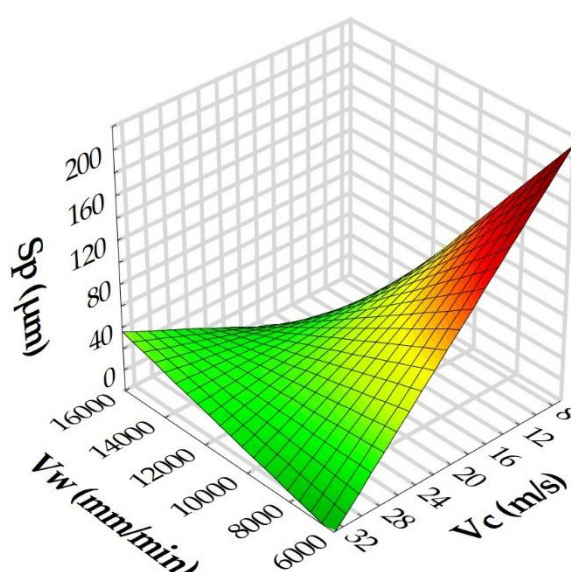
$$S_{pW} = -12,374 + 2,761 \cdot V_c + 2,2 \cdot 10^{-5} \cdot V_w \cdot V_p - 2 \cdot 10^{-4} \cdot V_w \cdot V_c - 7,9 \cdot 10^{-4} \cdot V_p \cdot V_c \quad (43)$$

W celu analizy jakości dopasowania modelu do zarejestrowanych danych wyznaczono parametry statystyczne (Tabela 13).

Tabela 13. Parametry statystyczne równania regresji parametru chropowości S_p .

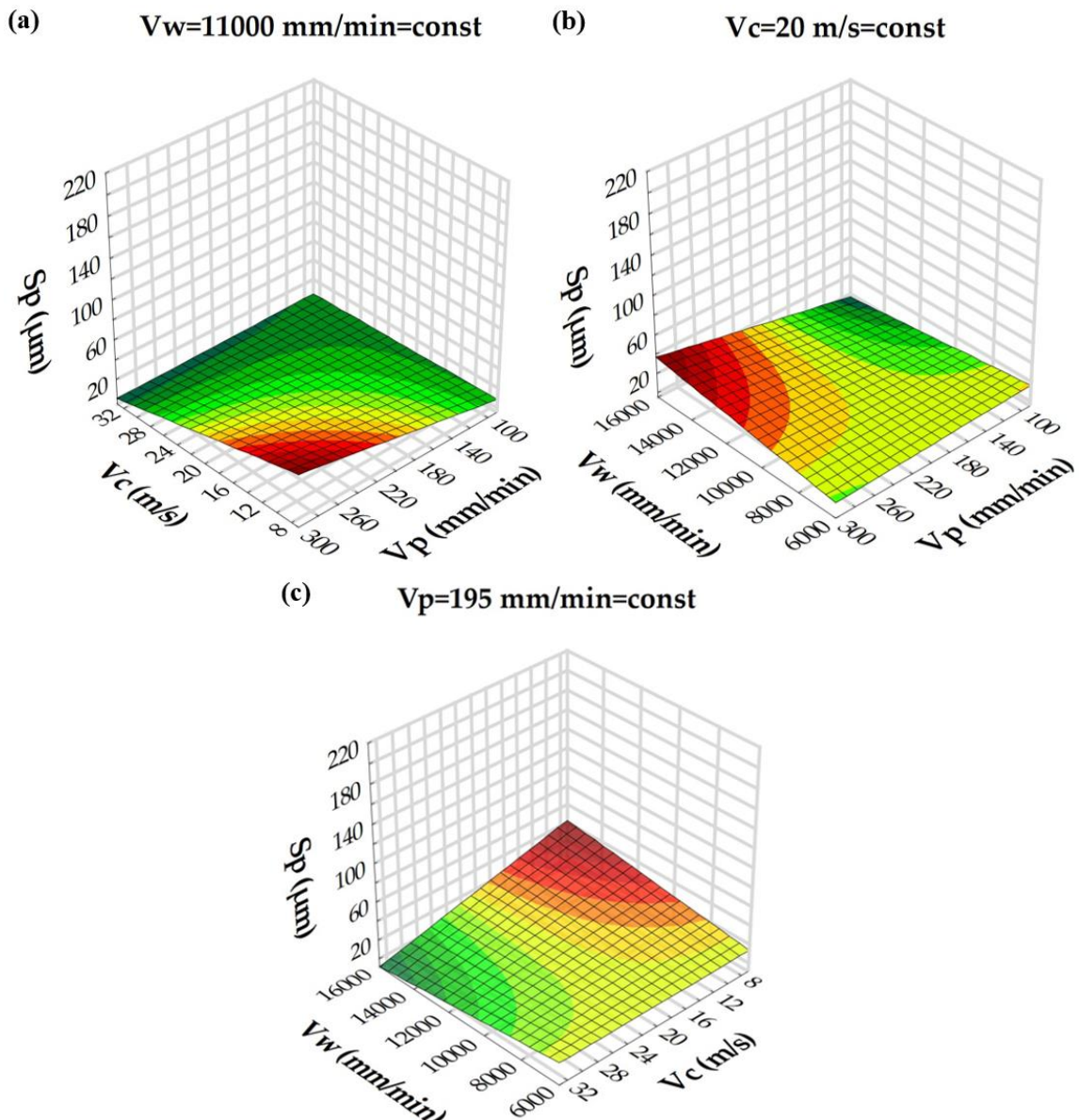
Rodzaj tarczy	R	R^2	F/ F_{kr}	α
Konwencjonalna	0,83	0,68	9,4	0,11
Wielogranulacyjna	0,76	0,58	4,08	

Wyznaczone równania regresji charakteryzują się wysokim oraz bardzo wysokim stopniem korelacji R. Uzyskane wartości F/F_{kr} wskazują na adekwatność opracowanych modeli. Poniżej w sposób graficzny przedstawiono uzyskane wyniki pomiarów dla parametru S_p dla tarczy konwencjonalnej (Rysunek 80). Analogiczne wyniki przedstawiono dla tarczy wielogranulacyjnej (Rysunek 81). Równanie regresji dla tarczy konwencjonalnej wskazuje na silne oddziaływanie prędkości skrawania oraz prędkości posuwu wzdłużnego, stąd grafika znajduje się na jednym wykresie (Rysunek 80). Dla tarczy wielogranulacyjnej silne związki oddziałujące na równanie wykazują wszystkie nastawne parametry procesu.



Rysunek 80. Zależność parametru chropowości powierzchni S_p dla tarczy konwencjonalnej od prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu wzdłużnego V_w .

Analizowany wykres pokazuje silny związek pomiędzy zmniejszającą się wartością prędkości skrawania oraz prędkości posuwu wzdłużnego, gdyż następuje silny wzrost badanego parametru chropowatości. Po ich przekroczeniu widoczny jest wyraźny spadek wartości chropowatości. Osiągnięcie maksymalnej prędkości V_w oraz minimalnej prędkości V_c skutkuje wartością S_p poniżej $40\text{ }\mu\text{m}$. Analogiczny wynik uzyskiwany jest również, przy przeciwnych warunkach prowadzenia procesu. Z kolei środkowy zakres obu zmiennych uwidacznia wypłaszczenie wykresu. Poniżej przedstawiono wykresy przedstawiające zebrane wyniki dla tarczy wielogranulacyjnej (Rysunek 81).



Rysunek 81. Zależność parametru chropowatości powierzchni S_p dla tarczy wielogranulacyjnej od (a) prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (b) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (c) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości skrawania V_c .

Analizowana maksymalna wysokość szczytu powierzchni obrabianej tarczą wielogranulacyjną uzyskuje wartości blisko o 75% niższe niż w przypadku powierzchni obrobionej tarczą konwencjonalną. W związku z wypełnieniem przestrzeni pomiędzy dużymi ziarnami frakcjami o mniejszej granulacji uzyskuje się wyrównanie CPS, co w efekcie umożliwia intensywne usuwanie wiórów ze strefy obróbkowej. W konsekwencji ziarna wykazują zrównoważone zużywanie oraz ostrzenie, dając wyrównaną wysokość grzbietów wypiętrzeń. Ponadto wszystkie trzy parametry technologiczne wykazują podobny wpływ na badany parametr.

5.4.5. Parametr chropowości S_v

Statystyczny model matematyczny wpływu badanych zmiennych niezależnych na głębokość najniższego wgłębienia powierzchni S_v , opracowano zgodnie z przyjętą metodologią. Równania wyznaczono zarówno dla tarczy konwencjonalnej (S_{vj} , Równanie (44)) jak i wielogranulacyjnej (S_{vw} , Równanie (45)). Przedstawione równania regresji uwzględniają człony statystycznie istotne.

$$S_{vj} = -21,58 + 7,7 \cdot 10^{-3} \cdot V_w - 5,5 \cdot 10^{-7} \cdot V_w^2 + 1,2 \cdot 10^{-5} \cdot V_w \cdot V_p + 10^{-4} \cdot V_w \cdot V_c - 5,5 \cdot 10^{-3} \cdot V_p \cdot V_c \quad (44)$$

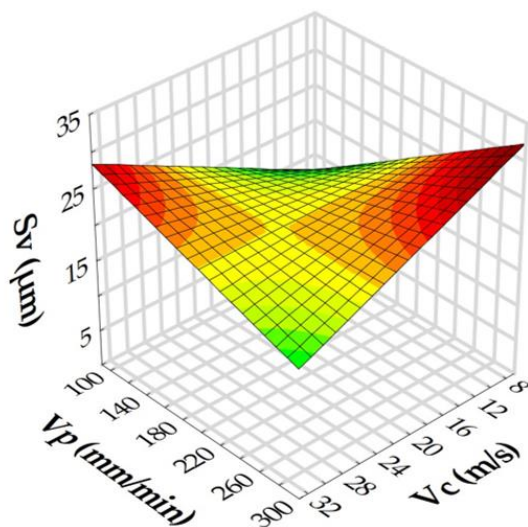
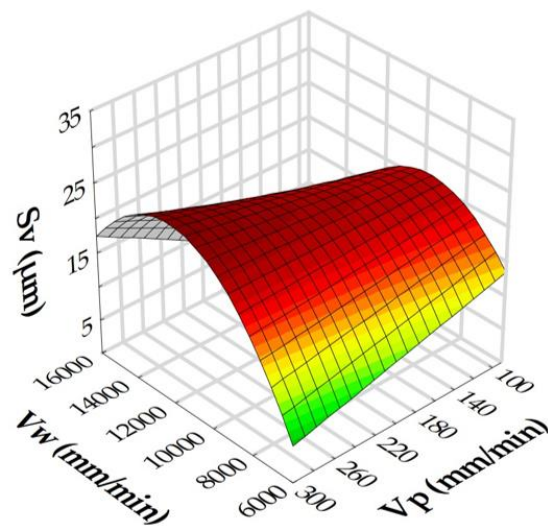
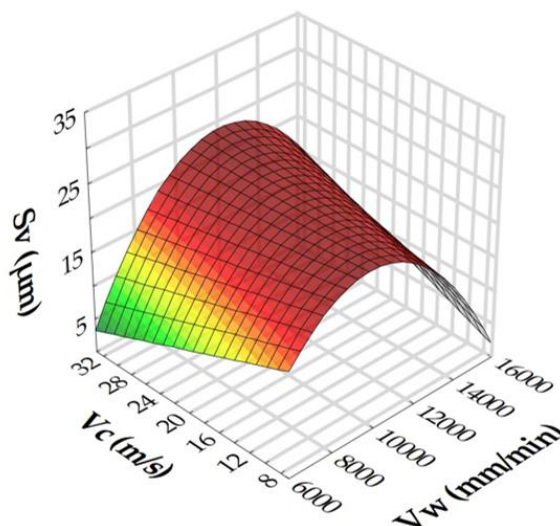
$$S_{vw} = 40,634 + 0,147 \cdot V_p + 1,9 \cdot 10^{-2} \cdot V_c^2 - 5,9 \cdot 10^{-3} \cdot V_p \cdot V_c \quad (45)$$

W celu analizy jakości dopasowania modelu do zarejestrowanych danych wyznaczono parametry statystyczne (Tabela 14).

Tabela 14. Parametry statystyczne równania regresji parametru chropowości S_v .

Rodzaj tarczy	R	R ²	F/F _{kr}	α
Konwencjonalna	0,83	0,70	5,06	0,07
Wielogranulacyjna	0,79	0,62	6,96	

Wyznaczone równania regresji charakteryzują się wysokim oraz bardzo wysokim stopniem korelacji R. Uzyskane wartości F/F_{kr} wskazują na adekwatność opracowanych modeli. Równanie regresji dla tarczy konwencjonalnej wskazuje na silne oddziaływanie wszystkich trzech parametrów wejściowych, stąd graficzne przedstawienie tych zależności znajduje się na trzech wykresach (Rysunek 82). W przypadku tarczy wielogranulacyjnej kluczowe są prędkość skrawania oraz prędkość posuwu poprzecznego, stąd ich wizualizacja znajduje się na pojedynczym wykresie (Rysunek 83).

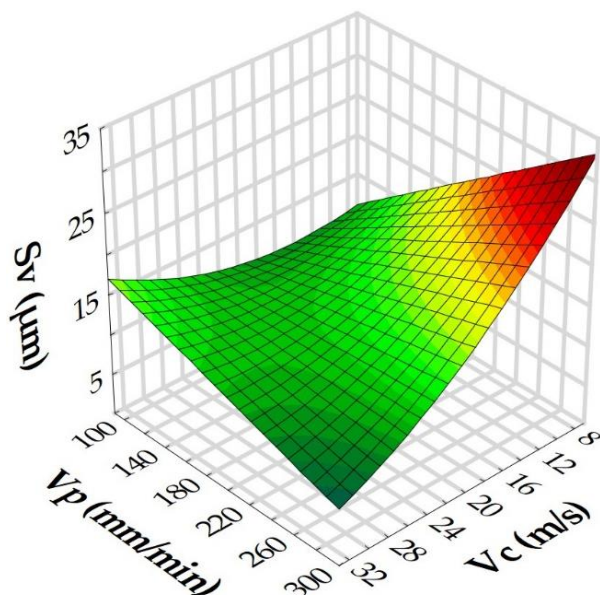
(a) $V_w=11000 \text{ mm/min}=\text{const}$ (b) $V_c=20 \text{ m/s}=\text{const}$ (c) $V_p=195 \text{ mm/min}=\text{const}$ 

Rysunek 82. Zależność parametru chropowatości powierzchni S_v dla tarczy konwencjonalnej od (a) prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (b) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (c) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości skrawania V_c .

Obróbka powierzchni Inconelu 625 tarczą konwencjonalną skutkuje powstaniem maksymalnych wgłębień rzędu $35 \mu\text{m}$. Analiza zależności parametr S_v wykazuje występowanie lokalnego maksimum (przy wartości 1200 mm/min) zarówno w zestawieniu z prędkością skrawania, jak i prędkością posuwu poprzecznego. Wartości posuwu wzdłużnego w sposób znaczący wpływają na charakter wykresu. Przy wskazanej charakterystycznej wartości 1200 mm/min wartości S_v wynoszą blisko $20\text{--}25 \mu\text{m}$ i mieszczą się w tym zakresie dla całego

badanego zakresu prędkości skrawania oraz posuwu poprzecznego. Wzrost V_c i V_p poniżej oraz powyżej wspomnianej wartości prowadzi do zmniejszenia maksymalnego wgłębienia.

Poniżej przedstawiono wykresy przedstawiające zebrane wyniki dla tarczy wielogranulacyjnej (Rysunek 83).



Rysunek 83. Zależność parametru chropowatości powierzchni S_v dla tarczy wielogranulacyjnej od prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu poprzecznego V_p .

Analiza uzyskanych zależności wskazuje na brak silnego wpływu prędkości posuwu wzdłużnego na chropowatości powierzchni S_v jak dla tarczy konwencjonalnej. Wynika to z tego, że równo obciążane ziarna o granulacji zarówno 80 jak i 120 prowadzą do zrównoważonego zużywania się oraz odprowadzania produktów obróbkowych, nie budując nadmiernego narostu na powierzchni narzędzia. Powierzchnia obrabiana w ten sposób dla V_c powyżej 20 m/s charakteryzuje się S_v poniżej 20 μm . Niska prędkość skrawania silnie obciążająca ziarna ściernie w zestawieniu z szybkim przemieszczaniem się poprzecznym próbki prowadzi do osłabienia jakości powierzchni tworząc głębokie wykruszenia materiału uwidocznione śladami pojedynczych ziaren ściernych.

5.4.6. Parametr chropowatości S_z

Statystyczny model matematyczny wpływu badanych zmiennych niezależnych na wysokość nierówności powierzchni S_z , opracowano zgodnie z przyjętą metodologią. Równania wyznaczono zarówno dla tarczy konwencjonalnej (S_{zL} , Równanie (46)) jak i wielogranulacyjnej

(S_{zW} , Równanie (47)). Przedstawione równania regresji uwzględniają człony statystycznie istotne.

$$S_{zJ} = 534,299 - 3,9 \cdot 10^{-2} \cdot V_w - 17,547 \cdot V_c + 1,4 \cdot 10^{-3} \cdot V_w \cdot V_c \quad (46)$$

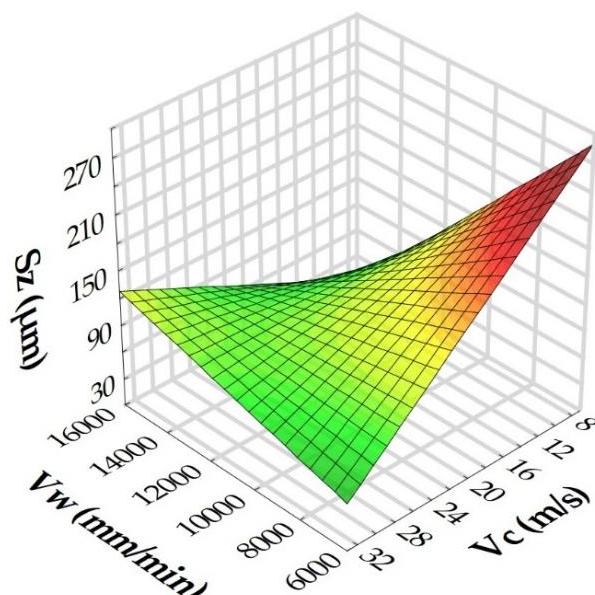
$$S_{zW} = 120,023 - 1,2 \cdot 10^{-2} \cdot V_w - 0,589 \cdot V_c + 4,5 \cdot 10^{-7} \cdot V_w^2 \quad (47)$$

W celu analizy jakości dopasowania modelu do zarejestrowanych danych wyznaczono parametry statystyczne (Tabela 15).

Tabela 15. Parametry statystyczne równania regresji parametru chropowatości S_z .

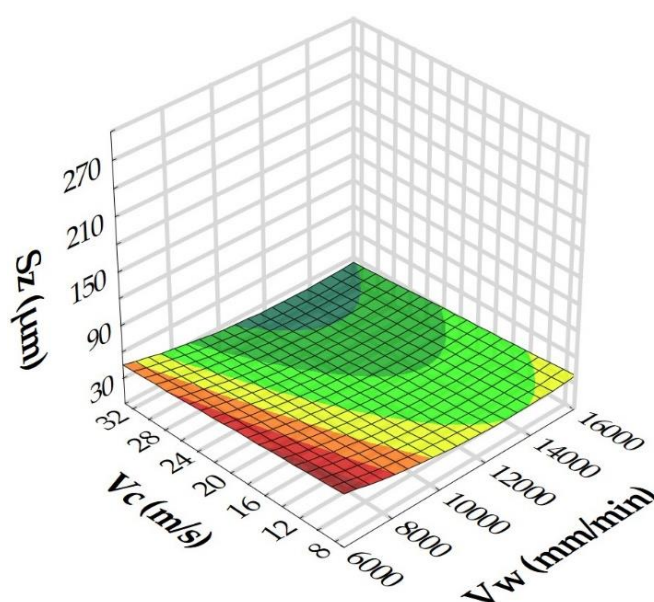
Rodzaj tarczy	R	R^2	F/ F_{kr}	α
Konwencjonalna	0,81	0,65	8,14	0,05
Wielogranulacyjna	0,87	0,75	13,14	

Wyznaczone równania regresji charakteryzują się wysokim stopniem korelacji R. Uzyskane wartości F/F_{kr} wskazują na adekwatność opracowanych modeli. Poniżej w sposób graficzny przedstawiono uzyskane wyniki pomiarów dla parametru S_z dla tarczy konwencjonalnej (Rysunek 84). Analogiczne wyniki przedstawiono dla tarczy wielogranulacyjnej (Rysunek 85). Równanie regresji dla tarczy konwencjonalnej oraz wielogranulacyjnej wskazuje na silny związek pomiędzy prędkością skrawania oraz prędkością posuwu wzdłużnego.



Rysunek 84. Zależność parametru chropowatości powierzchni S_z dla tarczy konwencjonalnej od prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu wzdłużnego V_w .

Analiza uzyskanych zależności pomiędzy parametrami technologicznymi, a wysokością nierówności powierzchni S_z podczas pracy tarczą konwencjonalną wykazuje silny wpływ prędkości skrawania. Parametr S_z osiąga wysokie wartości (powyżej $150\ \mu\text{m}$) dla niskich wartości prędkości skrawania oraz posuwu. Wysoka prędkość skrawania, dla której uzyskuje się efektywne odprowadzenie wiórów nawet w zestawieniu z niską prędkością posuwu wzdłużnego zapewnia odpowiednią jakość powierzchni. Uzyskanie podobnego efektu zachodzi wówczas, gdy mimo niskiej prędkości skrawania, próbka blisko trzy krotnie szybciej przemieszcza się. W ten sposób względne wydłużenie pojedynczych czasów kontaktu ziarna z przedmiotem obrabianym niweluje krótki czas przebywania w określonej strefie przedmiotu. Rysunek 85 przedstawia wykres dla tarczy wielogranulacyjnej.

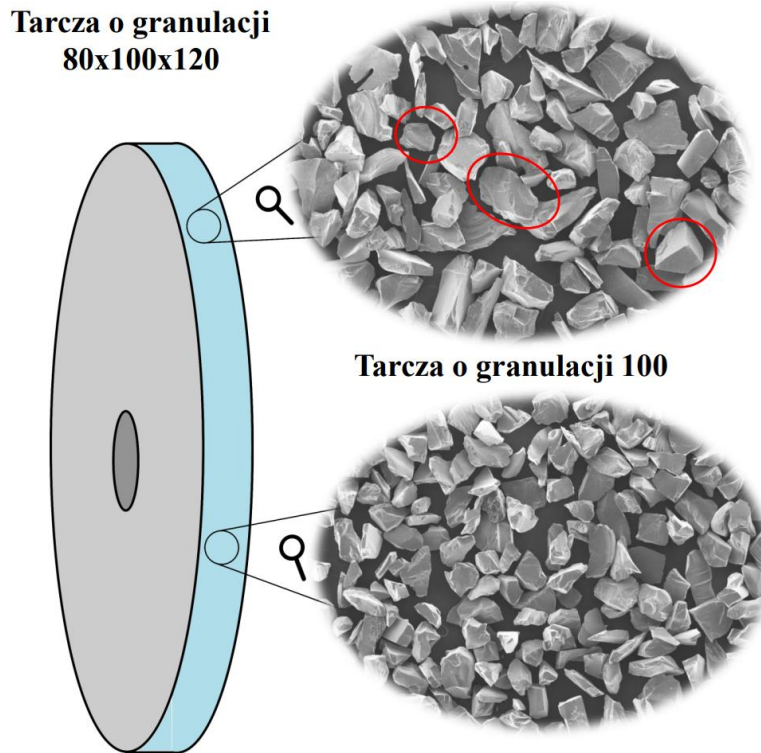


Rysunek 85. Zależność parametru chropowatości powierzchni S_z dla tarczy wielogranulacyjnej od prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu wzdłużnego V_w .

Zastosowanie tarczy wielogranulacyjnej pozwoliło blisko sześciokrotnie zmniejszyć chropowatość S_z . Sam charakter wykresu jest zupełnie inny niż przy wykorzystaniu tarczy konwencjonalnej. Dla wartości posuwu wzdłużnego bliskich $1200\ \text{mm/min}$ można zaobserwować minimalne zmiany S_z dla całego zakresu V_c . We wskazanym przedziale uzyskuje się również najniższe wartości badanego parametru. Wykorzystanie nowego rodzaju tarczy, w której zrównoważono budowę CPS prowadzi do poprawy jakości powierzchni.

5.5. Porównanie morfologii powierzchni tarczy ścierniej przed i po obróbce

Zużycie ziaren w procesie eksploatacji prowadzi do zużywania się ściernicy oraz pogorszenia się dokładności profilu ściernicy [280]. Charakterystyka zużycia tarczy ścierniej jest złożona. Schematyczną różnicę w budowie przedstawiono poniżej (Rysunek 86).

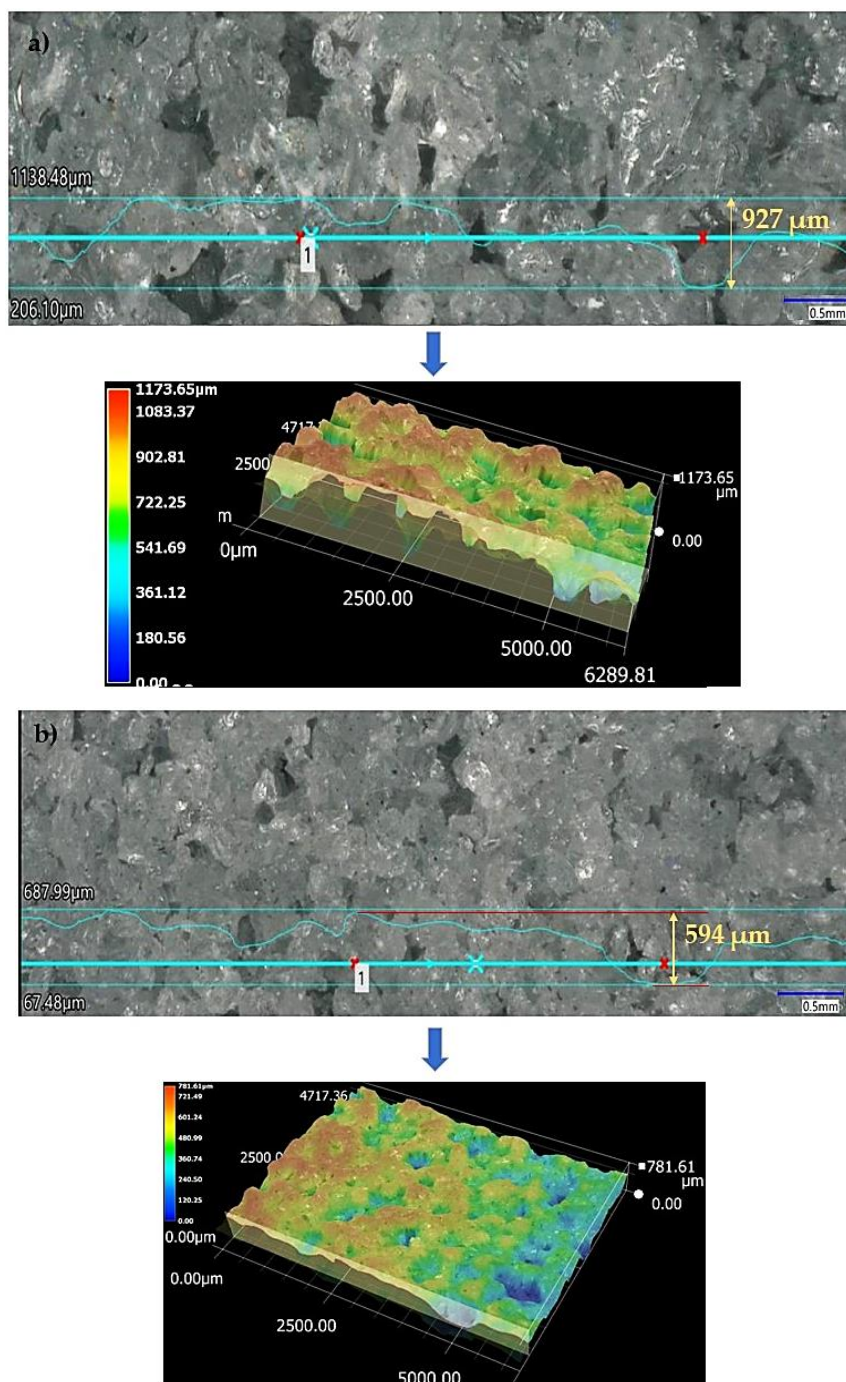


Rysunek 86. Obraz SEM dla tarczy wielogranulacyjnej oraz konwencjonalnej.

Ziarna ścierne rozkładają się losowo i nierównomiernie na powierzchni ściernicy. Wysokość ziaren ściernych jest różna. Rozkład wysokości występu ziaren ściernych na ściernicy uważa się za zgodny z rozkładem normalnym. W obszarze łuku szlifierskiego głębokość cięcia ziaren ściernych jest różna ze względu na ich różną wysokość występu. Dlatego w obszarze łuku szlifierskiego ziarna ścierne dzielą się na cztery stany: tnący, ślizgowy, kontaktowy i bezkontaktowy [281].

Powyżej (Rysunek 86) schematycznie przedstawiono wygląd wykorzystanych narzędzi ściernych. Obrazy wykonano dla pięćdziesięciokrotnego powiększenia, zostały zrobione przed obróbką. Analiza budowy tarczy ścierniej wskazuje na występowanie trzech granulacji w obserwowanej tarczy wielogranulacyjnej. Widoczne ziarna mają ostre krawędzie skrawające. Tarcza wielogranulacyjna zgodnie z dostępną dokumentacją producenta została przygotowana spełniając należyte normy. Widoczne jest również dobre wymieszanie ziaren. Prowadzony

proces obróbkowy, nierównomierny profil oraz zmienne obciążenia silnie oddziałują na narzędzie obróbkowe. W celu analizy stanu zużycia ściernicy dokonano obrazowania tarcz po procesie skrawania. Badane narzędzia poddano obserwacji po przepracowaniu cyklu szlifierskiego z parametrami średnimi ($V_c = 23$ m/s) (Rysunek 87).

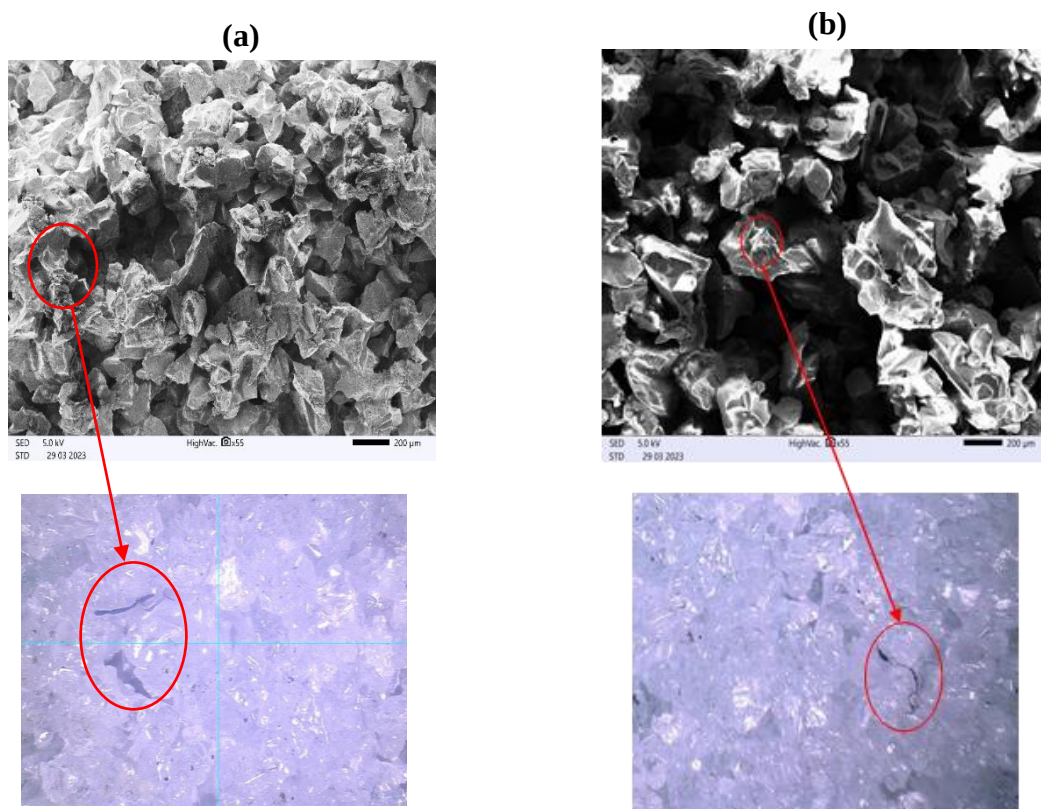


Rysunek 87. Powierzchnia czynna (a) konwencjonalnej i (b) wieloziarnistej ściernicy po obróbce.

Na podstawie zmian wielkości zużycia ściernicy wyróżnia się trzy etapy zużycia. Szlifowanie w pierwszym momencie jest początkowym etapem zużycia. Szlifowanie

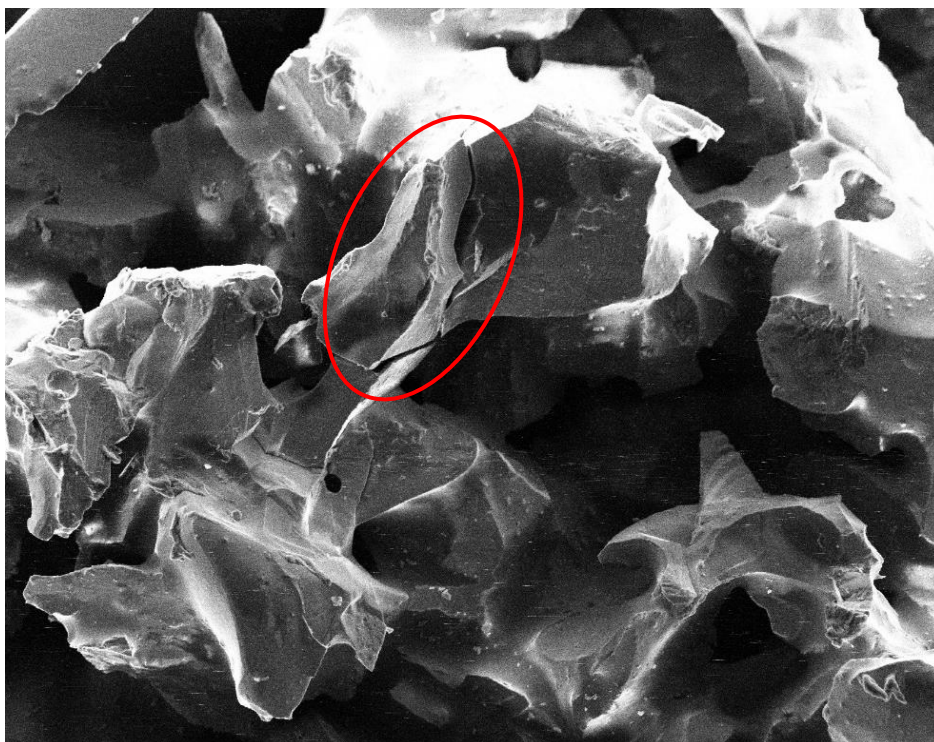
w krokach od pierwszego do trzeciego to etap stałego zużycia. Tymczasem szlifowanie po etapie trzecim jest etapem silnego zużycia. Na początkowym etapie zużycia, uszkodzenia wywołane w ziarnach ściernych w procesie ostrzenia sprawiają, że ziarna te są podatne na zużycie, co prowadzi do szybkiego zużycia ściernicy [281]. Na etapie stałego zużycia, ziarna ściernie z uszkodzeniami są zużyte, a nowo odsłonięte ziarna ściernie są nienaruszone i zachowują wysoką odporność na zużycie, co spowalnia szybkość zużycia. Siła szlifowania wzrasta wraz ze wzrostem zużycia ściernicy. Kiedy siła szlifowania przekracza siłę wiązania ziarna, powoduje stosunkowo dużą utratę objętości. Dlatego też objętość gwałtownie wzrasta na etapie silnego zużycia.

Przeprowadzone analizy SEM wykazały znaczący wpływ rodzaju ściernicy na jakość szlifowania. Znaczne wyrównanie rozkładu ziaren w CPS w tarczy wielogranulacyjnej (czyli zwiększenie liczby aktywnych ziaren w porównaniu z tarczą konwencjonalną) zmniejsza nieodkształconą grubość wióra przypadającą na jedno ziarno (Rysunek 88). Z kolei Rysunek 87 przedstawia zdjęcia aktywnych struktur powierzchni odpowiednio konwencjonalnej (Rysunek 87(a)) i wieloziarnistej (Rysunek 87(b)) ściernicy. Ziarna konwencjonalnej ściernicy o granulacji 100, miały znacznie większe amplitudy wysokości (927 μm) i gładze krawędzie skrawające. Ujemny kąt natarcia tych ziaren był znacznie mniejszy, więc ziarna te miały tendencję do tworzenia wiórów o typowej geometrii [4]. Zagłębianie ziaren ściernych w powierzchnię próbki powodowało plastyczne płynięcie. Podczas szlifowania ziarna na powierzchni ulegały ciągłemu ścieraniu. Z drugiej strony, ściernica wielogranulacyjna wykazywała wyższą odporność na pękanie ziaren. Silne oddziaływanie pomiędzy materiałem a pojedynczymi ziarnami ściernymi w tarczy konwencjonalnej powodują powstawanie zwiększonej ilości wykruszeń ziaren, w wyniku zużycia ściernego [1]. W odniesieniu do jakości szlifowania, konwencjonalna ściernica miała większą głębokość mikroskrawania ziaren ściernych, co skutkowało wzrostem chropowatości powierzchni w porównaniu do ściernicy wieloziarnistej [7].



Rysunek 88. Zdjęcia przedstawiające obecność mikrowióra po obróbce: a) tarcza konwencjonalna; b) tarcza wielogranulacyjna.

Analiza zdjęć tracz po procesie szlifowania wskazuje obecność mikrowiórów. Zaobserwowano większą liczbę mikrowiórów dla tarczy konwencjonalnej. W efekcie może to prowadzić do tworzenia narostu na powierzchni roboczej omawianego narzędzia. Należy również zwrócić uwagę, że przyjęty materiał do badań, jest bardzo trudny w obróbce. Dla tarczy wielogranulacyjnej, widoczny jest mikrowiór, jednak jest on znacznie mniejszy. Odpowiednie osadzenie ziaren, uniemożliwia tworzenie na powierzchni tarczy dużych pozostałości obróbkowych.



Rysunek 89. Zaobserwowane pęknięcie ziarna ściernego w tarczy konwencjonalnej.

Szersza analiza obrazów SEM, pozwala zauważyć występowanie pojedynczych pęknięć ziaren (Rysunek 89) (liczniejsze dla tarczy wielogranulacyjnej), co w efekcie prowadzi do powstania kruchej warstwy na jej powierzchni. Ta z kolei ma bardzo niską wytrzymałość mechaniczną, więc w początkowej fazie ściernica łatwiej się zużywa, powodując szybki wzrost sił szlifowania szczególnie w przypadku nierównomiernego rozmieszczenia ziaren w CPS. Ze względu na większą siłę szlifowania powstają makropęknięcia oraz dochodzi do wrywania ziaren. Szczególnie widoczne jest to w początkowej fazie pracy ściernicy, gdzie podczas pierwszych obrotów wybrane ziarna są silnie obciążone i powstają impulsowe uderzenia w powierzchnię obrabianą [115]. Dla tarczy wielogranulacyjnej, dla której silniej obciążone pojedyncze ziarna stanowią mniejszy udział przez obecność innych granulacji, zauważa się mniej tego typu defektów. Sytuacja ta w procesie eksploatacji wpływa na wydłużenie przydatności funkcjonalnej takiego narzędzia. Dla tarczy o wspomnianej budowie zużycie ściernie w tym samym obszarze ziarna jest zmniejszone, a stopień CPS znacznie ograniczone, co skutkuje utrzymaniem ostrości i dłuższej żywotności ściernicy.

6. Podsumowanie i wnioski

6.1. Podsumowanie

Przeprowadzone badania doświadczalno-teoretyczne skoncentrowane były na wyznaczeniu wpływu wielogranulacyjnych tarcz ściernych na skutki jakościowe procesu szlifowania. Dla zaproponowanej charakterystyki ściernicy zawierającej ziarna ściernie o zdefiniowanej granulacji 80-100-120 został wykonany nowy typ tarcz ściernych we współpracy z firmą NORTON Saint Gobain. Ze względu na przewidywane odmienne warunki procesu mikroskrawania dla zaproponowanej charakterystyki ściernicy przeprowadzono szereg badań doświadczalnych, których celem było poznanie i opisanie wpływu technologicznych parametrów procesu tj. prędkości skrawania, prędkości posuwu poprzecznego i prędkości posuwu wzdłużnego na morfologię obrabianej powierzchni, wybrane cechy topografii powierzchni, mikrotwardość warstwy wierzchniej oraz zużycie ściernicy. Badania doświadczalne przeprowadzono zgodnie z metodyką eksperymentów planowanych dla przyjętego planu rotabilnego trójczynnika pięciopoziomowego Hartleya. Uzyskane wyniki z przeprowadzonych badań doświadczalnych pozwoliły na wyznaczenie równań regresji opisujących wpływ przyjętych zmiennych niezależnych na badane wskaźniki technologiczne procesu. Prowadzone badania realizowane były dwutorowo dla zaproponowanej charakterystyki tarczy wielogranulacyjnej oraz konwencjonalnej. Umożliwiło to dokonanie analizy porównawczej procesu mikroskrawania dla zdefiniowanych parametrów procesu V_c , V_p , V_w w odniesieniu do skutków jakościowych obróbki. W końcowym etapie badań dokonano analizy zużycia przyjętego nowego rodzaju tarczy, odnosząc wyniki do zużycia tarczy konwencjonalnej.

Uzyskane wyniki i ich analiza wskazują na możliwość poprawy jakości powierzchni przy zastosowaniu nowego typu tarcz wielogranulacyjnych w procesie szlifowania Inconelu 625.

6.2. Wnioski o charakterze utylitarnym i poznawczym

Na podstawie przeprowadzonych badań doświadczalnych i teoretycznych sformułowano następujące wnioski:

1. Otrzymane równania regresji dla tarczy wielogranulacyjnej opisujące badane zależności charakteryzują się wysokimi współczynnikami korelacji R , co wskazuje na silny związek pomiędzy badanymi parametrami technologicznymi a analizowanymi parametrami chropowatości.

2. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania V_c , zmniejszają się wartości chropowatości powierzchni S_a , obrabianych próbek (do około $0,9 \mu\text{m}$, dla V_c równej 33 m/s). Analiza procesu szlifowania wskazała na niekorzystny wpływ niskiej prędkości obrotowej ściernicy na obrabianą powierzchnię.
3. Analiza morfologii obrabianych powierzchni wskazuje, iż zastosowanie tarczy wielogranulacyjnej minimalizuje wyszczerbienia i uszkodzenia powierzchni przedmiotu. Aktywny profil ściernicy jest bardziej równomierny dzięki lepszemu wypełnieniu, co skutkuje zmniejszeniem interakcji ziarno-przedmiot.
4. Silne zużycie ściernicy konwencjonalnej powoduje zmianę CPS. Jednocześnie dochodzi do zwiększenia obciążenia ziaren oraz w konsekwencji może prowadzić do ich zalepiania materiałem obróbkowym. W przypadku tarczy wielogranulacyjnej, jej budowa minimalizuje to zjawisko. Uzyskana powierzchnia po obróbce konwencjonalną ściernicą wykazała znacznie wyższe wzniesienia w profilu chropowatości. W przypadku zastosowania ściernicy wielogranulacyjnej powierzchnia wykazywała się wyrównanymi bruzdami, co było spowodowane niekonwencjonalną konstrukcją użytej ściernicy, w której mniejsze ziarna zapobiegają się tworzeniu wiórów, które uszkadzają powierzchnię.
5. Analiza zachowania się materiału w strefie obróbki wskazała występowanie poszczególnych faz rozwoju śladu obróbki (inicjacja, rozwój i wygaszanie). Na powierzchniach uzyskanych w wyniku obróbki ściernicą konwencjonalną występują wady, wskazujące na występowanie fazy kruchego pękania.
6. Uzyskana powierzchnia po obróbce ściernicą konwencjonalną wykazywała 2,5-krotnie większe wartości parametru S_{vk} chropowatości oraz blisko 2 większą wartość parametru S_{pk} . Powierzchnia obrobiona tarczą wielogranulacyjną charakteryzuje się lepszymi wartościami trybologicznymi.
7. Dla powierzchni obrabianych tarczą wielogranulacyjną i konwencjonalną zaobserwowano zmiany mikrotwardości w warstwie zmienionej. Wartości były najwyższe przy powierzchni obrabianej i obniżały się wraz z oddalaniem się od niej.
8. Zastosowanie ściernicy wielogranulacyjnej powoduje uzyskanie powierzchni o niższych wartościach parametrów: S_v i S_p w porównaniu do ściernicy konwencjonalnej.

6.3. Wnioski dotyczące dalszych badań

Przeprowadzone badania wskazują na możliwość istotnej poprawy jakości obrabianych powierzchni w procesie szlifowania tarczami wielogranulacyjnymi. Celowe jest prowadzenie dalszych badań w obszarze:

- Modelowanie MES pracy ziaren ściernych, które pozwolą na lepsze zrozumienie mechanizmów jednoczesnego oddziaływania ziaren ściernych o różnej wielkości na powierzchnię materiału w procesie szlifowania.
- Dalsze badania określające maksymalne wartości dosuwu, dla którego zachowana będzie wysoka jakość powierzchni i określenie mocy skrawania;
- Przeprowadzenie badań z wykorzystaniem tarczy wielogranulacyjnej, badając wydajność, kształt ziarna oraz składowe siły w celu przygotowania danych do modelowania procesu, aby móc poznać możliwości obróbki innych materiałów;
- W oparciu o tarczę wielogranulacyjną należy zbudować narzędzie, zawierające w sobie dodatkowo różne typy spoiw oraz przeprowadzenie badań porównawczych, w celu uzyskania uniwersalności narzędzia, względem zastosowanych materiałów obróbkowych.
- W dalszych badaniach należy zwrócić uwagę na możliwość ograniczenia mechanizmu kruchego pęknięcia przy zastosowaniu ściernicy wielogranulacyjnej na rzecz plastycznego płynięcia.

7. Literatura

- [1] B. Zhao, X. Wang, W. Ding, Y. Wang, Y. Fu, Y. Zhao, J. Zhu, Grain erosion wear properties and grinding performance of porous aggregated cubic boron nitride abrasive wheels, *Chinese Journal of Aeronautics*. (2022) S1000936122001753. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2022.08.005>.
- [2] W. Ding, B. Zhao, Q. Zhang, Y. Fu, Fabrication and wear characteristics of open-porous cBN abrasive wheels in grinding of Ti–6Al–4V alloys, *Wear*. 477 (2021) 203786. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2021.203786>.
- [3] W. Kuang, Q. Miao, W. Ding, Y. Zhao, Z. Zhao, Residual stresses of turbine blade root produced by creep-feed profile grinding: Three-dimensional simulation based on workpiece–grain interaction and experimental verification, *Journal of Manufacturing Processes*. 62 (2021) 67–79. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.11.045>.
- [4] R.X. Wang, K. Zhou, J.Y. Yang, H.H. Ding, W.J. Wang, J. Guo, Q.Y. Liu, Effects of abrasive material and hardness of grinding wheel on rail grinding behaviors, *Wear*. 454–455 (2020) 203332. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2020.203332>.
- [5] J. Sawicki, T. Paczkowski, Electrochemical Machining of Curvilinear Surfaces of Revolution: Analysis, Modelling, and Process Control, *Materials*. 15 (2022) 7751. <https://doi.org/10.3390/ma15217751>.
- [6] J. Zdrojewski, T. Paczkowski, Control of the research stand for electrochemical machining, *Procedia Manufacturing*. 22 (2018) 196–201. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2018.03.030>.
- [7] B. Zieliński, K. Nadolny, W. Zawadka, T. Chaciński, W. Stachurski, G.F. Batalha, Effect of Pro-Ecological Cooling and Lubrication Methods on the Sharpening Process of Planar Blades Used in Food Processing, *Materials*. 15 (2022) 7842. <https://doi.org/10.3390/ma15217842>.
- [8] Y. Huang, G. Liu, G. Xiao, J. Xu, Abrasive belt grinding force and its influence on surface integrity, *Materials and Manufacturing Processes*. 38 (2023) 888–897. <https://doi.org/10.1080/10426914.2022.2116042>.
- [9] Ł. Rypina, D. Lipiński, K. Banaszek, W. Kacalak, F. Szafraniec, Influence of the Geometrical Features of the Cutting Edges of Abrasive Grains on the Removal Efficiency of the Ti6Al4V Titanium Alloy, *Materials*. 15 (2022) 6189. <https://doi.org/10.3390/ma15186189>.
- [10] Y. Zhang, C. Li, H. Ji, X. Yang, M. Yang, D. Jia, X. Zhang, R. Li, J. Wang, Analysis of grinding mechanics and improved predictive force model based on material-removal and plastic-stacking mechanisms, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 122 (2017) 81–97. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2017.06.002>.
- [11] S. Yang, W. Chen, S. Nong, L. Dong, H. Yu, Temperature field modelling in the form grinding of involute gear based on high-order function moving heat source, *Journal of Manufacturing Processes*. 81 (2022) 1028–1039. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2022.07.014>.
- [12] T. Chen, Y. Zhu, X. Xi, H. Huan, W. Ding, Process parameter optimization and surface integrity evolution in the high-speed grinding of TiAl intermetallics based on grey relational analysis method, *Int J Adv Manuf Technol*. 117 (2021) 2895–2908. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-07882-x>.

- [13] W. Koenig, K. Steffens, Zur Klaerung schleiftechnologischer Zusammenhaenge, Industrie-Anzeiger, 1983.
- [14] S. Kammermeyer, Technologie des Aussenrundschleifens, wt-Z. (1982).
- [15] E. Salje, G. Rohde, Rundschleifmaschinen, VDI Z. (1982).
- [16] D. Bańkowski, S. Spadło, Study of the effect of geometry workpieces on the effects of loose abrasive processing, Mechanik. (2016) 1156–1157. <https://doi.org/10.17814/mechanik.2016.8-9.295>.
- [17] M. Marczak, A. Kopytowski, R. Nowicki, G. Stambolov, The idea of measuring the real induction in the machining gap filled with magnetic material, Weld. Tech. Rev. 91 (2019) 22–28. <https://doi.org/10.26628/wtr.v91i6.993>.
- [18] K. Rokosz, J. Lahtinen, T. Hryniewicz, S. Rządkiwicz, XPS depth profiling analysis of passive surface layers formed on austenitic AISI 304L and AISI 316L SS after high-current-density electropolishing, Surface and Coatings Technology. 276 (2015) 516–520. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2015.06.022>.
- [19] S. Spadło, D. Bańkowski, P. Młynarczyk, I.M. Hlaváčová, Influence of Local Temperature Changes on the Material Microstructure in Abrasive Water Jet Machining (AWJM), Materials. 14 (2021) 5399. <https://doi.org/10.3390/ma14185399>.
- [20] K. Oczóś, J. Porzycki, Szlifowanie. Podstawy i technika, WNT, Warszawa, 1986. <https://tezeusz.pl/szlifowanie-podstawy-i-technika-kazimierz-oczos> (accessed May 4, 2023).
- [21] K. Rokosz, Surface Engineering of Metals and Alloys, Metals. 12 (2022) 542. <https://doi.org/10.3390/met12040542>.
- [22] L. Burnat, Szlifowanie i dogładzanie ścierne metali, WNT, Warszawa, 1962. <https://tezeusz.pl/szlifowanie-i-dogladzanie-scierne-metali-leon-burnat> (accessed May 4, 2023).
- [23] H. Kim, Dynamics of ceramic grinding: Regeneration and stability., (1995). <https://repository.arizona.edu/handle/10150/187059> (accessed May 4, 2023).
- [24] L. Kwapisz, J. Rafałowicz, Szlifowanie i szlifierki, WNT, Warszawa, 1992.
- [25] E.N. Maslov, Teoria slifovanija materialov, Masinostroenije, Moskva, 1974.
- [26] J. Schaible, Grind it Cut, Tool Eng. 43 (1991).
- [27] G. Spur, T. Stoeferle, Handbuch der Fertigungstechnik. Band 3/2., Carl Hanser Verlag Munchen, Wien, 1980.
- [28] M.J. Jackson, J.P. Davim, eds., Machining with Abrasives, Springer US, Boston, MA, 2011. <https://doi.org/10.1007/978-1-4419-7302-3>.
- [29] H. Batham, D. Patel, T. Banerjee, A review on fabrication, grinding performance and failure of micro-grinding tools, Materials Today: Proceedings. 66 (2022) 3870–3877. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2022.06.304>.
- [30] T. Mikołajczyk, H. Latos, Z. Szczepaniak, T. Paczkowski, D.Yu. Pimenov, K. Giasin, M. Kuntoğlu, Theoretical and experimental research of edge inclination angle effect on minimum uncut chip thickness in oblique cutting of C45 steel, Int J Adv Manuf Technol. 124 (2023) 2299–2312. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-10605-5>.
- [31] G. Werner, Kinematik und Mechanik des Schleifprozesses, Diss, 1971.

- [32] X. Chen, W.B. Rowe, Analysis and simulation of the grinding process. Part I: Generation of the grinding wheel surface, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 36 (1996) 871–882. [https://doi.org/10.1016/0890-6955\(96\)00116-2](https://doi.org/10.1016/0890-6955(96)00116-2).
- [33] X. Chen, W. Brian Rowe, Analysis and simulation of the grinding process. Part II: Mechanics of grinding, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 36 (1996) 883–896. [https://doi.org/10.1016/0890-6955\(96\)00117-4](https://doi.org/10.1016/0890-6955(96)00117-4).
- [34] X. Chen, W.B. Rowe, B. Mills, D.R. Allanson, Analysis and simulation of the grinding process. Part III: Comparison with experiment, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 36 (1996) 897–906. [https://doi.org/10.1016/0890-6955\(96\)00118-6](https://doi.org/10.1016/0890-6955(96)00118-6).
- [35] W. Kacalak, P. Stępień, Metoda matematycznej symulacji procesu kształtowania szlifowanej powierzchni, in: Kraków, 1978.
- [36] M. Yang, C. Li, Y. Zhang, D. Jia, R. Li, Y. Hou, H. Cao, J. Wang, Predictive model for minimum chip thickness and size effect in single diamond grain grinding of zirconia ceramics under different lubricating conditions, *Ceramics International*. 45 (2019) 14908–14920. <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2019.04.226>.
- [37] T. Gao, C. Li, M. Yang, Y. Zhang, D. Jia, W. Ding, S. Debnath, T. Yu, Z. Said, J. Wang, Mechanics analysis and predictive force models for the single-diamond grain grinding of carbon fiber reinforced polymers using CNT nano-lubricant, *Journal of Materials Processing Technology*. 290 (2021) 116976. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2020.116976>.
- [38] J. Ding, Y. Chang, P. Chen, H. Zhuang, Y. Ding, H. Lu, Y. Chen, Dynamic modeling of ultra-precision fly cutting machine tool and the effect of ambient vibration on its tool tip response, *Int. J. Extrem. Manuf.* 2 (2020) 025301. <https://doi.org/10.1088/2631-7990/ab7b59>.
- [39] K. Rokosz, G. Solecki, G. Mori, R. Fluch, M. Kapp, J. Lahtinen, Effect of Polishing on Electrochemical Behavior and Passive Layer Composition of Different Stainless Steels, *Materials*. 13 (2020) 3402. <https://doi.org/10.3390/ma13153402>.
- [40] H. Jamshidi, E. Budak, A digital twin-based framework for selection of grinding conditions towards improved productivity and part quality, *J Intell Manuf.* (2022). <https://doi.org/10.1007/s10845-022-02031-x>.
- [41] M. Gołabczak, D. Kaczmarek, A. Gołabczak, Elektroerozyjne obciążanie elektrodą stacjonarną ściernic ze ścierniwem diamentowym o spoiwie metalowym, *Obróbka Metalu*. nr 3 (2021). <http://yadda.icm.edu.pl/baztech/element/bwmeta1.element.baztech-4e29f4f3-e2aa-4aa0-bb31-6e353f4abe5b> (accessed July 14, 2023).
- [42] M. Gołabczak, A. Gołabczak, Metoda elektroerozyjnego obciążania ściernic supertwardych ze spoiwem metalowym elektrodą segmentową, *Obróbka Metalu*. (2022) 24.
- [43] S.F. Krar, E. Ratterman, Superabrasives - Grinding and Machining with CBN and Diamond, Graff Diamond Products, n.d.
- [44] C.P. Bhateja, The intrinsic characteristics of ground surface, in: USA, 1975.
- [45] S.K. Bhattacharyya, K.K. Hon, Grindability Study of CBN Wheels, in: B.J. Davies (Ed.), *Proceedings of the Nineteenth International Machine Tool Design and Research Conference*, Macmillan Education UK, London, 1979: pp. 645–653. https://doi.org/10.1007/978-1-349-81412-1_78.

- [46] Z. Weiss, Szlifowanie szybkościowe, Politechnika Poznańska. Rozprawy. (1987).
- [47] M. Gołabczak, R. Świącik, A. Gołabczak, D. Kaczmarek, R. Dębowski, B. Tomczyk, Electrodischarge Methods of Shaping the Cutting Ability of Superhard Grinding Wheels, *Materials*. 14 (2021) 6773. <https://doi.org/10.3390/ma14226773>.
- [48] M. Gołabczak, R. Świącik, A. Gołabczak, C. Nouveau, P. Jacquet, C. Blanc, Investigations of surface layer temperature and morphology of hard machinable materials used in aircraft industry during abrasive electrodischarge grinding process, *Materialwissenschaft Und Werkstofftechnik*. 49 (2018) 568–576. <https://doi.org/10.1002/mawe.201700249>.
- [49] A. Gołabczak, M. Gołabczak, A. Konstantynowicz, R. Świącik, Estimation of magnesium alloy morphology and surface geometrical structure after abrasive machining, *Mechanik*. (2015) 710/105-710/111. <https://doi.org/10.17814/mechanik.2015.8-9.352>.
- [50] J.M. Yellup, D.S. Saunders, Phenomenological aspects of a modified fragmentation test using small quantities of explosive, *International Journal of Impact Engineering*. 3 (1985) 259–271. [https://doi.org/10.1016/0734-743X\(85\)90013-2](https://doi.org/10.1016/0734-743X(85)90013-2).
- [51] M. Marciniak, Ekspozycyjny charakter destrukcji naddatku podczas szlifowania, *Zbiór prac XVI naukowej Szkoły Obróbki Ściernej*, Koszalin, 1993.
- [52] R. Komanduri, T. Schroeder, J. Hazra, B.F. von Turkovich, D.G. Flom, On the Catastrophic Shear Instability in High-Speed Machining of an AISI 4340 Steel, *Journal of Engineering for Industry*. 104 (1982) 121–131. <https://doi.org/10.1115/1.3185807>.
- [53] Z. Huo, G. Zhang, J. Han, J. Wang, S. Ma, H. Wang, A Review of the Preparation, Machining Performance, and Application of Fe-Based Amorphous Alloys, *Processes*. 10 (2022) 1203. <https://doi.org/10.3390/pr10061203>.
- [54] P. Bhavsar, W. Moscoso-Kingsley, V. Madhavan, High frequency cutting force measurement during sawtooth chip formation of Al-7075-T6 for critical flow stress estimation, *Manufacturing Letters*. 33 (2022) 479–488. <https://doi.org/10.1016/j.mfglet.2022.07.060>.
- [55] K. Vipindas, J. Mathew, Analysis of chip morphology to understand the machining mechanism of micro end milling while machining Ti-6Al-4V, *Materials Today: Proceedings*. 46 (2021) 7204–7209. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.11.912>.
- [56] A. Koziarski, J. Bogołębski, W. Fiks, M. Urbaniak, Kompleksowa metoda oceny właściwości użytkowych ściernic, in: *Politechnika Gdańska*, 1984.
- [57] H.K. Tonshoff, E. Brinksmeier, H.Z. Choi, Messung und Berechnung mechanischer und thermischer Werkstoffbeanspruchungen beim Schleifen, *IDR*. (1985).
- [58] D. Oniszcuk-Świercz, R. Świercz, A. Kopytowski, R. Nowicki, Experimental Investigation and Optimization of Rough EDM of High-Thermal-Conductivity Tool Steel with a Thin-Walled Electrode, *Materials*. 16 (2023) 302. <https://doi.org/10.3390/ma16010302>.
- [59] A. Barylski, Podstawy docierania jednotarczowego powierzchni płaskich, *Zeszyty Naukowe Politechniki Gdańskiej. Mechanika*. (1993). https://nauka-polska.pl/#/profile/research?id=85088&_k=5cftzj (accessed May 4, 2023).
- [60] L. Blunt, S. Ebdon, The application of three-dimensional surface measurement techniques to characterizing grinding wheel topography, *International Journal of Machine*

- Tools and Manufacture. 36 (1996) 1207–1226. [https://doi.org/10.1016/0890-6955\(96\)00041-7](https://doi.org/10.1016/0890-6955(96)00041-7).
- [61] K. Woźniak, Materiały ściernie - wytwarzanie i własności, WNT, Warszawa, 1982.
- [62] T. Karpiński, D. Herman, J. Plichta, Efekt zastosowania spoiw szklanokrystalicznych i amorficznych w narzędziach ściernych z ziaren mikrokryształicznego tlenku glinu typu SG, Prace Naukowe Inst. Technologii Maszyn i Automatyzacji Politechniki Wrocławskiej. (1995).
- [63] M. Marciniak, Proces szlifowania w ujęciu fenomenologicznym, Oficyna wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa, 1999.
- [64] V.N. Kassceev, Abrazivnoje razrusenije tverdykh, tel., Moskva, 1970.
- [65] W. Bai, L. Shu, R. Sun, J. Xu, V.V. Silberschmidt, N. Sugita, Mechanism of material removal in orthogonal cutting of cortical bone, Journal of the Mechanical Behavior of Biomedical Materials. 104 (2020) 103618. <https://doi.org/10.1016/j.jmbbm.2020.103618>.
- [66] B. Dul-Korzyńska, Analiza charakteru zużycia ściernic diamentowych przy szlifowaniu materiałów ceramicznych, Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika. (1990).
- [67] J. Wang, T. Yu, W. Ding, Y. Fu, A.F. Bastawros, Wear evolution and stress distribution of single CBN superabrasive grain in high-speed grinding, Precision Engineering. 54 (2018) 70–80. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2018.05.003>.
- [68] Q. An, C. Cai, F. Zou, X. Liang, M. Chen, Tool wear and machined surface characteristics in side milling Ti6Al4V under dry and supercritical CO₂ with MQL conditions, Tribology International. 151 (2020) 106511. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2020.106511>.
- [69] C.-W. Dai, W.-F. Ding, Y.-J. Zhu, J.-H. Xu, H.-W. Yu, Grinding temperature and power consumption in high speed grinding of Inconel 718 nickel-based superalloy with a vitrified CBN wheel, Precision Engineering. 52 (2018) 192–200. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2017.12.005>.
- [70] C.-W. Dai, T.-Y. Yu, W.-F. Ding, J.-H. Xu, Z. Yin, H. Li, Single diamond grain cutting-edges morphology effect on grinding mechanism of Inconel 718, Precision Engineering. 55 (2019) 119–126. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2018.08.017>.
- [71] A. Ghosh, C. A.k, On grit-failure of an indigenously developed single layer brazed CBN wheel, Industrial Diamond Review. 67 (2007) 59–64.
- [72] X. Li, S. Ma, F. Meng, Surface integrity of GH4169 affected by cantilever finish grinding and the application in aero-engine blades, Chinese Journal of Aeronautics. 28 (2015) 1539–1545. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2015.06.023>.
- [73] L.M. Xu, F. Fan, Z. Zhang, X.J. Chao, M. Niu, Fast on-machine profile characterization for grinding wheels and error compensation of wheel dressing, Precision Engineering. 55 (2019) 417–425. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2018.10.010>.
- [74] Y. Ichida, Mechanical properties and grinding performance of ultrafine-crystalline cBN abrasive grains, Diamond and Related Materials. 17 (2008) 1791–1795. <https://doi.org/10.1016/j.diamond.2008.01.076>.
- [75] Y. Ichida, R. Sato, Y. Morimoto, Y. Inoue, Profile Grinding of Superalloys with Ultrafine-Crystalline cBN Wheels, JSME International Journal Series C Mechanical

- Systems, Machine Elements and Manufacturing. 49 (2006) 94–99. <https://doi.org/10.1299/jsmec.49.94>.
- [76] W. Kacalak, D. Lipiński, B. Bałasz, Ł. Rypina, K. Tandecka, F. Szafraniec, Performance evaluation of the grinding wheel with aggregates of grains in grinding of Ti-6Al-4V titanium alloy, *Int J Adv Manuf Technol.* 94 (2018) 301–314. <https://doi.org/10.1007/s00170-017-0905-x>.
- [77] B. Zhao, G. Jiang, W. Ding, G. Xiao, H. Huan, Y. Wang, H. Su, Characterisation of the wear properties of a single-aggregated cubic boron nitride grain during Ti-6Al-4V alloy grinding, *Wear.* 452–453 (2020) 203296. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2020.203296>.
- [78] W.F. Ding, J.H. Xu, Z.Z. Chen, H.H. Su, Y.C. Fu, Grain wear of brazed polycrystalline CBN abrasive tools during constant-force grinding Ti-6Al-4V alloy, *Int J Adv Manuf Technol.* 52 (2011) 969–976. <https://doi.org/10.1007/s00170-010-2777-1>.
- [79] B. Zhao, W. Ding, Y. Zhou, H. Su, J. Xu, Effect of grain wear on material removal behaviour during grinding of Ti-6Al-4V titanium alloy with single aggregated cBN grain, *Ceramics International.* 45 (2019) 14842–14850. <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2019.04.215>.
- [80] W. Xu, Y. Zhu, B. Du, W. Ding, Residual stresses of polycrystalline CBN abrasive grits brazed with a high-frequency induction heating technique, *Chinese Journal of Aeronautics.* 32 (2019) 1020–1029. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2018.07.008>.
- [81] Y. Zhu, W. Ding, Z. Rao, Z. Zhao, Self-sharpening ability of monolayer brazed polycrystalline CBN grinding wheel during high-speed grinding, *Ceramics International.* 45 (2019) 24078–24089. <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2019.08.115>.
- [82] B. Zhao, G. Xiao, W. Ding, X. Li, H. Huan, Y. Wang, Effect of grain contents of a single-aggregated cubic boron nitride grain on material removal mechanism during Ti-6Al-4V alloy grinding, *Ceramics International.* 46 (2020) 17666–17674. <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2020.04.069>.
- [83] Y. Zhu, W. Ding, T. Yu, J. Xu, Y. Fu, H. Su, Investigation on stress distribution and wear behavior of brazed polycrystalline cubic boron nitride superabrasive grains: Numerical simulation and experimental study, *Wear.* 376–377 (2017) 1234–1244. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.12.048>.
- [84] M. Li, J. Yin, L. Che, W. Ding, J. Xu, Influence of alumina abrasive tool wear on ground surface characteristics and corrosion properties of K444 nickel-based superalloy, *Chinese Journal of Aeronautics.* 35 (2022) 339–351. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2021.06.008>.
- [85] Y. Sun, L. Jin, Y. Gong, X. Wen, G. Yin, Q. Wen, B. Tang, Experimental evaluation of surface generation and force time-varying characteristics of curvilinear grooved micro end mills fabricated by EDM, *Journal of Manufacturing Processes.* 73 (2022) 799–814. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2021.11.049>.
- [86] V. Bharathi, A.R. Anilchandra, S.S. Sangam, S. Shreyas, Electrolytic in-process dressing grinding – A review, *AIP Conference Proceedings.* 2317 (2021) 050013. <https://doi.org/10.1063/5.0036173>.
- [87] S. Zhang, Z. Yang, R. Jiang, Q. Jin, Q. Zhang, W. Wang, Effect of creep feed grinding on surface integrity and fatigue life of Ni3Al based superalloy IC10, *Chinese Journal of Aeronautics.* 34 (2021) 438–448. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2020.02.025>.

- [88] Q. Li, K. Ding, W. Lei, J. Chen, Q. He, Z. Chen, Investigation on induction brazing of profiled cBN wheel for grinding of Ti-6Al-4V, *Chinese Journal of Aeronautics*. 34 (2021) 132–139. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2020.07.040>.
- [89] B. Li, C. Dai, W. Ding, C. Yang, C. Li, O. Kulik, V. Shumyacher, Prediction on grinding force during grinding powder metallurgy nickel-based superalloy FGH96 with electroplated CBN abrasive wheel, *Chinese Journal of Aeronautics*. 34 (2021) 65–74. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2020.05.002>.
- [90] Z. Liu, C. Ren, K. Zhao, G. Chen, C. He, X. Liu, Electrolytic in-process dressing grinding of arc groove with workpiece swing, *Int J Adv Manuf Technol*. 120 (2022) 1929–1947. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-08904-y>.
- [91] H. Deng, Z. Xu, Laser-dressing topography and quality of resin-bonded diamond grinding wheels, *Optics and Lasers in Engineering*. 136 (2021) 106322. <https://doi.org/10.1016/j.optlaseng.2020.106322>.
- [92] M. Wakuda, Y. Yamauchi, S. Kanzaki, Material response to particle impact during abrasive jet machining of alumina ceramics, *Journal of Materials Processing Technology*. 132 (2003) 177–183. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00848-8](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00848-8).
- [93] N. Haghbin, J.K. Spelt, M. Papini, Abrasive waterjet micro-machining of channels in metals: Comparison between machining in air and submerged in water, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 88 (2015) 108–117. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2014.09.012>.
- [94] R. Melentiev, F. Fang, Recent advances and challenges of abrasive jet machining, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*. 22 (2018) 1–20. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2018.06.001>.
- [95] V. Hadavi, C.E. Moreno, M. Papini, Numerical and experimental analysis of particle fracture during solid particle erosion, part I: Modeling and experimental verification, *Wear*. 356–357 (2016) 135–145. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.03.008>.
- [96] V. Hadavi, C.E. Moreno, M. Papini, Numerical and experimental analysis of particle fracture during solid particle erosion, Part II: Effect of incident angle, velocity and abrasive size, *Wear*. 356–357 (2016) 146–157. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.03.009>.
- [97] X. Zhang, C. Li, Y. Zhang, D. Jia, B. Li, Y. Wang, M. Yang, Y. Hou, X. Zhang, Performances of Al₂O₃/SiC hybrid nanofluids in minimum-quantity lubrication grinding, *Int J Adv Manuf Technol*. 86 (2016) 3427–3441. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8453-3>.
- [98] X. Cui, C. Li, W. Ding, Y. Chen, C. Mao, X. Xu, B. Liu, D. Wang, H.N. Li, Y. Zhang, Z. Said, S. Debnath, M. Jamil, H.M. Ali, S. Sharma, Minimum quantity lubrication machining of aeronautical materials using carbon group nanolubricant: From mechanisms to application, *Chinese Journal of Aeronautics*. 35 (2022) 85–112. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2021.08.011>.
- [99] K. Vasilko, M. Chalupova, Identifikacia mechanizmu brusenja a opotrebovania brusnych zrn., *Naradie*. (1987).
- [100] Osnovnye voprosy optimizacii technologii masinostroitel'nogo proizvodstva, 1987.
- [101] A.S. Visnievskij, A.V. Lysenko, Slifovanie stalej instrumentom iz kubonita bez ochlazhdenia, *Sinteticeskije almazы*. (1974).

- [102] K. Woźniak, Chemiczne zużywanie się ziarna ściernego przy szlifowaniu, *Mechanik.* (1977).
- [103] M. Liu, C. Li, Y. Zhang, M. Yang, T. Gao, X. Cui, X. Wang, W. Xu, Z. Zhou, B. Liu, Z. Said, R. Li, S. Sharma, Analysis of grinding mechanics and improved grinding force model based on randomized grain geometric characteristics, *Chinese Journal of Aeronautics.* (2022) S100093612200259X. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2022.11.005>.
- [104] W. Xu, C. Li, Y. Zhang, H.M. Ali, S. Sharma, R. Li, M. Yang, T. Gao, M. Liu, X. Wang, Z. Said, X. Liu, Z. Zhou, Electrostatic atomization minimum quantity lubrication machining: from mechanism to application, *Int. J. Extrem. Manuf.* 4 (2022) 042003. <https://doi.org/10.1088/2631-7990/ac9652>.
- [105] D. McLean, The physics of high temperature creep in metals, *Rep. Prog. Phys.* 29 (1966) 1. <https://doi.org/10.1088/0034-4885/29/1/301>.
- [106] Y. Liu, A. Warkentin, R. Bauer, Y. Gong, Investigation of different grain shapes and dressing to predict surface roughness in grinding using kinematic simulations, *Precision Engineering.* 37 (2013) 758–764. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2013.02.009>.
- [107] M.S. Dargusch, T. Sivarupan, M. Bermingham, R.A.R. Rashid, S. Palanisamy, S. Sun, Challenges in laser-assisted milling of titanium alloys, *Int. J. Extrem. Manuf.* 3 (2020) 015001. <https://doi.org/10.1088/2631-7990/abc26b>.
- [108] H. Jamshidi, M. Gurtan, E. Budak, Identification of active number of grits and its effects on mechanics and dynamics of abrasive processes, *Journal of Materials Processing Technology.* 273 (2019) 116239. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2019.05.020>.
- [109] H. Jamshidi, E. Budak, An analytical grinding force model based on individual grit interaction, *Journal of Materials Processing Technology.* 283 (2020) 116700. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2020.116700>.
- [110] S. Malkin, C. Guo, *Grinding Technology: Theory and Application of Machining with Abrasives*, Industrial Press Inc., 2008.
- [111] E. Ozlu, A. Molinari, E. Budak, Two-zone analytical contact model applied to orthogonal cutting, *Machining Science and Technology.* 14 (n.d.) 323–343.
- [112] A.C. Ramos, H. Autenrieth, T. Strauß, M. Deuchert, J. Hoffmeister, V. Schulze, Characterization of the transition from ploughing to cutting in micro machining and evaluation of the minimum thickness of cut, *Journal of Materials Processing Technology.* 212 (2012) 594–600. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2011.07.007>.
- [113] Y. Kita, M. Ido, S. Hata, The mechanism of metal removal by an abrasive tool, *Wear.* 47 (1978) 185–193. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(78\)90214-4](https://doi.org/10.1016/0043-1648(78)90214-4).
- [114] W. Lortz, A model of the cutting mechanism in grinding, *Wear.* 53 (1979) 115–128. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(79\)90223-0](https://doi.org/10.1016/0043-1648(79)90223-0).
- [115] Z. Liang, X. Wang, Y. Wu, L. Xie, Z. Liu, W. Zhao, An investigation on wear mechanism of resin-bonded diamond wheel in Elliptical Ultrasonic Assisted Grinding (EUAG) of monocrystal sapphire, *Journal of Materials Processing Technology.* 212 (2012) 868–876. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2011.11.009>.
- [116] Y. Cao, J. Yin, W. Ding, J. Xu, Alumina abrasive wheel wear in ultrasonic vibration-assisted creep-feed grinding of Inconel 718 nickel-based superalloy, *Journal of Materials Processing Technology.* 297 (2021) 117241. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2021.117241>.

- [117] S. Malkin, N.H. Cook, The Wear of Grinding Wheels: Part 1—Attritious Wear, *Journal of Engineering for Industry*. 93 (1971) 1120–1128. <https://doi.org/10.1115/1.3428051>.
- [118] M.A. Younis, H. Alawi, Probabilistic Analysis of the Surface Grinding Process, *Trans. Can. Soc. Mech. Eng.* 8 (1984) 208–213. <https://doi.org/10.1139/tcsme-1984-0031>.
- [119] J. Tang, J. Du, Y. Chen, Modeling and experimental study of grinding forces in surface grinding, *Journal of Materials Processing Technology*. 209 (2009) 2847–2854. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2008.06.036>.
- [120] C. Li, X. Li, Y. Wu, F. Zhang, H. Huang, Deformation mechanism and force modelling of the grinding of YAG single crystals, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 143 (2019) 23–37. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2019.05.003>.
- [121] V.K. Mishra, K. Salonitis, Empirical Estimation of Grinding Specific Forces and Energy Based on a Modified Werner Grinding Model, *Procedia CIRP*. 8 (2013) 287–292. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2013.06.104>.
- [122] H. Zhou, W.-F. Ding, Z. Li, H.-H. Su, Predicting the grinding force of titanium matrix composites using the genetic algorithm optimizing back-propagation neural network model, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*. 233 (2019) 1157–1167. <https://doi.org/10.1177/0954405418780166>.
- [123] J. Ren, M. Hao, G. Liang, S. Wang, M. Lv, Study of subsurface damage of monocrystalline nickel in nanometric grinding with spherical abrasive grain, *Physica B: Condensed Matter*. 560 (2019) 60–66. <https://doi.org/10.1016/j.physb.2019.02.012>.
- [124] N. Duan, Y. Yu, W. Wang, X. Xu, SPH and FE coupled 3D simulation of monocrystal SiC scratching by single diamond grit, *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. 64 (2017) 279–293. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmhm.2016.09.016>.
- [125] A. Zahedi, B. Azarhoushang, FEM Based Modeling of Cylindrical Grinding Process Incorporating Wheel Topography Measurement, *Procedia CIRP*. 46 (2016) 201–204. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2016.03.179>.
- [126] J. Sun, Y. Wu, P. Zhou, S. Li, L. Zhang, K. Zhang, Simulation and experimental research on Si₃N₄ ceramic grinding based on different diamond grains, *Advances in Mechanical Engineering*. 9 (2017) 1687814017705596. <https://doi.org/10.1177/1687814017705596>.
- [127] D.L. Butler, L.A. Blunt, B.K. See, J.A. Webster, K.J. Stout, The characterisation of grinding wheels using 3D surface measurement techniques, *Journal of Materials Processing Technology*. 127 (2002) 234–237. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00148-6](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00148-6).
- [128] X. Zhang, B. Yao, W. Feng, Z. Shen, M. Wang, Modeling of a virtual grinding wheel based on random distribution of multi-grains and simulation of machine-process interaction, *J. Zhejiang Univ. Sci. A*. 16 (2015) 874–884. <https://doi.org/10.1631/jzus.A1400316>.
- [129] W. Liu, Z. Deng, Y. Shang, L. Wan, Parametric evaluation and three-dimensional modelling for surface topography of grinding wheel, *International Journal of Mechanical Sciences*. 155 (2019) 334–342. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2019.03.006>.
- [130] Z.B. Hou, R. Komanduri, On the mechanics of the grinding process – Part I. Stochastic nature of the grinding process, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 43 (2003) 1579–1593. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(03\)00186-X](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(03)00186-X).

- [131] P. Koshy, V.K. Jain, G.K. Lal, Stochastic simulation approach to modelling diamond wheel topography, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 37 (1997) 751–761. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(96\)00086-7](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(96)00086-7).
- [132] C. Huang, M. Zhou, H. Zhang, A cutting force prediction model in axial ultrasonic vibration end grinding for BK7 optical glass considering protrusion height of abrasive grits, *Measurement*. 180 (2021) 109512. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2021.109512>.
- [133] H.N. Li, T.B. Yu, Z.X. Wang, L.D. Zhu, W.S. Wang, Detailed modeling of cutting forces in grinding process considering variable stages of grain-workpiece micro interactions, *International Journal of Mechanical Sciences*. 126 (2017) 319–339. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2016.11.016>.
- [134] J. Sun, F. Qin, P. Chen, T. An, A predictive model of grinding force in silicon wafer self-rotating grinding, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 109 (2016) 74–86. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2016.07.009>.
- [135] X. Wang, Q. Liu, Y. Zheng, W. Xing, M. Wang, A grinding force prediction model with random distribution of abrasive grains: considering material removal and undeformed chips, *Int J Adv Manuf Technol*. 120 (2022) 7219–7233. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-09213-0>.
- [136] J. Ni, K. Feng, M.S.H. Al-Furjan, X. Xu, J. Xu, Establishment and Verification of the Cutting Grinding Force Model for the Disc Wheel Based on Piezoelectric Sensors, *Sensors*. 19 (2019) 725. <https://doi.org/10.3390/s19030725>.
- [137] P.-L. Tso, C.-C. Teng, A study of the total thickness variation in the grinding of ultra-precision substrates, *Journal of Materials Processing Technology*. 116 (2001) 182–188. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)01039-1](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)01039-1).
- [138] S. Chidambaram, Z.J. Pei, S. Kassir, Fine grinding of silicon wafers: a mathematical model for grinding marks, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 43 (2003) 1595–1602. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(03\)00187-1](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(03)00187-1).
- [139] Z. Zhao, S. To, An investigation of resolved shear stress on activation of slip systems during ultraprecision rotary cutting of local anisotropic Ti-6Al-4V alloy: Models and experiments, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 134 (2018) 69–78. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2018.07.001>.
- [140] J. Luo, M. Li, W. Yu, H. Li, The variation of strain rate sensitivity exponent and strain hardening exponent in isothermal compression of Ti-6Al-4V alloy, *Materials & Design*. 31 (2010) 741–748. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2009.09.055>.
- [141] G. Liu, D. Zhang, C. Yao, A modified constitutive model coupled with microstructure evolution incremental model for machining of titanium alloy Ti-6Al-4V, *Journal of Materials Processing Technology*. 297 (2021) 117262. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2021.117262>.
- [142] D. Ulutan, T. Ozel, Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 51 (2011) 250–280. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2010.11.003>.
- [143] M.J. Bermingham, J. Kirsch, S. Sun, S. Palanisamy, M.S. Dargusch, New observations on tool life, cutting forces and chip morphology in cryogenic machining Ti-6Al-4V, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 51 (2011) 500–511. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2011.02.009>.

- [144] T. Mikolajczyk, T. Paczkowski, M. Kuntoglu, A.D. Patange, R. Binali, Research on Using an Unconventional Tool for Increasing Tool Life by Selective Exchange of Worn Cutting Edge, *Applied Sciences*. 13 (2023) 460. <https://doi.org/10.3390/app13010460>.
- [145] R. M'Saoubi, J. c. Outeiro, H. Chandrasekaran, O. w. Dillon Jr., I.S. Jawahir, A review of surface integrity in machining and its impact on functional performance and life of machined products, *International Journal of Sustainable Manufacturing*. 1 (2008) 203–236. <https://doi.org/10.1504/IJSM.2008.019234>.
- [146] D. Novovic, R.C. Dewes, D.K. Aspinwall, W. Voice, P. Bowen, The effect of machined topography and integrity on fatigue life, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 44 (2004) 125–134. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2003.10.018>.
- [147] R.E.H. Ourahmoune, Contribution à la compréhension de la fonctionnalisation mécanique de surface des composites à matrice thermoplastique (PEEK) destinés à l'assemblage par collage, (n.d.).
- [148] R. Rybińska-Górecka, Cz. Keller, Struktura geometryczna powierzchni w badaniach optymalizacji procesu szlifowania, in: Kraków, 1978.
- [149] B. Nowicki, Struktura geometryczna: chropowatość i falistość powierzchni, WNT, Warszawa, 1991.
- [150] J.A. Rudzit, Makrogeometria i kontaktne wzajemne oddziaływanie powierzchni, Izd. ZINATNE, Riga, 1975.
- [151] A.A. Sagadra, L.L. Misaevskij, O.A. Babenko, Slifowanie bystrorezuscich detalej krugami iz sinteticeskich almazov, *Sinteticeskie Almazы*. (1973).
- [152] Y. Namba, M. Saeki, T. Sasaki, Ultra-precision grinding of KTP crystals for optical surfaces by Y. Namba, M. Saeki, Takatomo Sasaki · 2520020667 · OA.mg, *International Journal Of The Japan Society For Precision Engineering*. 28 (1994). <https://oa.mg/work/2520020667> (accessed May 3, 2023).
- [153] V.F. Korobka, F.P. Smaglenko, R.K. Tkacenko, Struktura poverchnostnogo sloja podsipnikovoj stali SH15 pri almaznom lentocnom slifovanii, *Sinteticeskie Almazы*. (1973).
- [154] J. Harasymowicz, L. Przybylski, Restspannungen in der Oberflaechenschicht. Schleifen und Trennen, Folge. (1979).
- [155] T. Karpiński, W. Kacalak, S. Plichta, J. Plichta, Współzależność wybranych parametrów topografii roboczej powierzchni ściernicy i naprężeń ostatecznych w warstwie wierzchniej przedmiotu, in: Kraków, 1978.
- [156] A.K. Parida, Analysis of Chip Geometry in Hot Machining of Inconel 718 Alloy, *Iran J Sci Technol Trans Mech Eng*. 43 (2019) 155–164. <https://doi.org/10.1007/s40997-018-0146-0>.
- [157] F. Kara, U. Köklü, U. Kabasakaloğlu, Taguchi optimization of surface roughness in grinding of cryogenically treated AISI 5140 steel, *Materials Testing*. 62 (2020) 1041–1047. <https://doi.org/10.3139/120.111583>.
- [158] P.I. Jascericyn, V.A. Akanovic, Vlijanie slifowanija orientirovanymi zernami na serochovatost poverchnosti, Izd. Masinostroenije, Leningrad, 1970.
- [159] A.G. Zajcev, Vlijanie raspolozenija almaznych zeren na proces slofowanija tverdogo splava, *Vestnik Masinostroenija*. (1977).

- [160] M. Wieczorowski, Teoretyczne podstawy przestrzennej analizy nierówności powierzchni, *Inżynieria Maszyn*. 18 (2013) 7–34.
- [161] D. Oniszcuk-Świercz, R. Świercz, Influence of the dielectric properties of surface roughness after electrical discharge machining, *Mechanik*. (2016) 1780–1781. <https://doi.org/10.17814/mechanik.2016.12.565>.
- [162] W. Grzesik, K. Żak, Comparison of surface textures produced by finish butting, abrasive and burnishing operations in terms of their functional properties, *Journal of Machine Engineering*. 13 (2013).
- [163] X. Liang, Z. Liu, Experimental investigations on effects of tool flank wear on surface integrity during orthogonal dry cutting of Ti-6Al-4V, *Int J Adv Manuf Technol*. 93 (2017) 1617–1626. <https://doi.org/10.1007/s00170-017-0654-x>.
- [164] W. Li, Y.B. Guo, M.E. Barkey, J.B. Jordon, Effect Tool Wear During End Milling on the Surface Integrity and Fatigue Life of Inconel 718, *Procedia CIRP*. 14 (2014) 546–551. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.03.056>.
- [165] C.J. Pretorius, S. Leung Soo, D.K. Aspinwall, P.M. Harden, R. M'Saoubi, A.L. Mantle, Tool wear behaviour and workpiece surface integrity when turning Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo with polycrystalline diamond tooling, *CIRP Annals*. 64 (2015) 109–112. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2015.04.058>.
- [166] X. Cai, S. Qin, J. Li, Q. An, M. Chen, Experimental Investigation on Surface Integrity of End Milling Nickel-Based Alloy—Inconel 718, *Machining Science and Technology*. 18 (2014) 31–46. <https://doi.org/10.1080/10910344.2014.863627>.
- [167] V. Bushlya, J.M. Zhou, F. Lenrick, P. Avdovic, J.-E. Ståhl, Characterization of White Layer Generated when Turning Aged Inconel 718, *Procedia Engineering*. 19 (2011) 60–66. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2011.11.080>.
- [168] D. Jin, Z. Liu, Effect of cutting speed on surface integrity and chip morphology in high-speed machining of PM nickel-based superalloy FGH95, *Int J Adv Manuf Technol*. 60 (2012) 893–899. <https://doi.org/10.1007/s00170-011-3679-6>.
- [169] C. Herbert, D.A. Axinte, M. Hardy, P. Withers, Influence of Surface Anomalies Following Hole Making Operations on the Fatigue Performance for a Nickel-Based Superalloy, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 136 (2014). <https://doi.org/10.1115/1.4027619>.
- [170] W. Österle, P.X. Li, Mechanical and thermal response of a nickel-base superalloy upon grinding with high removal rates, *Materials Science and Engineering: A*. 238 (1997) 357–366. [https://doi.org/10.1016/S0921-5093\(97\)00457-7](https://doi.org/10.1016/S0921-5093(97)00457-7).
- [171] X. Sauvage, J.M. Le Breton, A. Guillet, A. Meyer, J. Teillet, Phase transformations in surface layers of machined steels investigated by X-ray diffraction and Mössbauer spectrometry, *Materials Science and Engineering: A*. 362 (2003) 181–186. [https://doi.org/10.1016/S0921-5093\(03\)00531-8](https://doi.org/10.1016/S0921-5093(03)00531-8).
- [172] A. Fernández-Valdivielso, L. López de Lacalle, G. Urbikain, A. Rodriguez, Detecting the key geometrical features and grades of carbide inserts for the turning of nickel-based alloys concerning surface integrity, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*. 230 (2016) 3725–3742. <https://doi.org/10.1177/0954406215616145>.

- [173] A. Ginting, M. Nouari, Surface integrity of dry machined titanium alloys, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 49 (2009) 325–332. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.10.011>.
- [174] L. Doremus, J. Cormier, P. Villechaise, G. Henaff, Y. Nadot, S. Pierret, Influence of residual stresses on the fatigue crack growth from surface anomalies in a nickel-based superalloy, *Materials Science and Engineering: A*. 644 (2015) 234–246. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2015.07.077>.
- [175] S. Malkin, R.B. Anderson, Thermal Aspects of Grinding: Part 1—Energy Partition, *Journal of Engineering for Industry*. 96 (1974) 1177–1183. <https://doi.org/10.1115/1.3438492>.
- [176] S. Malkin, Thermal Aspects of Grinding: Part 2—Surface Temperatures and Workpiece Burn, *Journal of Engineering for Industry*. 96 (1974) 1184–1191. <https://doi.org/10.1115/1.3438493>.
- [177] T. Karpiński, S. Plichta, J. Plichta, Naprężenia w warstwie wierzchniej przedmiotu po szlifowaniu ściernica z monokrystalicznym ziarnem CBN, *Prace Naukowe Inst. Technologii Maszyn i Automatyzacji Politechniki Wrocławskiej*. (1995).
- [178] M.C. Shaw, A. Vyas, Heat-Affected Zones in Grinding Steel, *CIRP Annals*. 43 (1994) 279–282. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62213-6](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62213-6).
- [179] W. Kacalak, S. Plichta, Schleifschieben mit diskontinuierlicher Arbeitsflaeche, *Werkstatt und Betrieb*. 11 (1983).
- [180] M. Wakabayashi, M. Nakayama, Experimental research on elements composing residual stresses in surface grinding, *Bull. Japan Soc. of Prec. Eng.* 13 (1979).
- [181] B. Kruszyński, A. Kees von Lutterreht, Próba określenia naprężeń własnych po szlifowaniu przy pomocy nowego parametru szlifowania, in: *Łódź*, 1991.
- [182] A.S. Ullah, A. Caggiano, A. Kubo, M. a. K. Chowdhury, Elucidating Grinding Mechanism by Theoretical and Experimental Investigations, *Materials*. 11 (2018) 274. <https://doi.org/10.3390/ma11020274>.
- [183] J. Tamaki, A. Kubo, A.M.M.S. Ullah, Wear characteristics of nano-polycrystalline diamond tool in cutting of tungsten carbide, *International Journal of Mechatronics and Manufacturing Systems*. 7 (2014) 227–245. <https://doi.org/10.1504/IJMMS.2014.067155>.
- [184] Y. Kita, M. Ido, Deformation work in abrasive cutting, *International Journal of Machine Tool Design and Research*. 16 (1976) 209–219. [https://doi.org/10.1016/0020-7357\(76\)90006-8](https://doi.org/10.1016/0020-7357(76)90006-8).
- [185] A.J. Grabcenko, Rassirenje technologiceskich vozmoznostei almaznogo slifovanija, *Izd. Vissa Skola, Charkov*, n.d.
- [186] W. Koenig, J. Messer, Beeinflussung von Topographic und Prozessverhalten keramisch gebundener Schleifschieben durch die Arbeitsergebnis, *Industrie Diamanten Rundschau*. (1981).
- [187] L.N. Filimonov, Ploskoe slifovanie, *Masinostroenije*. (1985).
- [188] R.P. Lindsay, On the Surface Finish-Metal Removal Relationship in Precision Grinding, *Journal of Engineering for Industry*. 95 (1973) 815–820. <https://doi.org/10.1115/1.3438231>.

- [189] Y. Liu, S. Song, Y. Zhang, W. Li, G. Xiao, Prediction of Surface Roughness of Abrasive Belt Grinding of Superalloy Material Based on RLSOM-RBF, *Materials*. 14 (2021) 5701. <https://doi.org/10.3390/ma14195701>.
- [190] D. Curtis, H. Krain, A. Winder, D. Novovic, Impact of grinding wheel specification on surface integrity and residual stress when grinding Inconel 718, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*. 235 (2021) 1668–1681. <https://doi.org/10.1177/0954405420961209>.
- [191] N. kumar Maroju, X. Jin, Effects of Vibration Assistance on Surface Residual Stress in Grinding of Ti6Al4V Alloy, *Procedia Manufacturing*. 10 (2017) 171–182. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2017.07.045>.
- [192] M.K. Sinha, R. Madarkar, S. Ghosh, V.R. Paruchuri, Some investigations in grindability improvement of Inconel 718 under ecological grinding, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*. 233 (2019) 727–744. <https://doi.org/10.1177/0954405417752513>.
- [193] J.-D. Kim, Y.-H. Kang, D.-X. Jin, Y.-S. Lee, Development of discontinuous grinding wheel with multi-porous grooves, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 37 (1997) 1611–1624. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(97\)00005-9](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(97)00005-9).
- [194] M. Gavas, M. Kina, U. Köklü, Effects of various helically angled grinding wheels on the surface roughness and roundness in grinding cylindrical surfaces, *Mater. Tehnol.* 49 (2015) 865–870. <https://doi.org/10.17222/mit.2014.065>.
- [195] R. Vignesh, N. Arunachalam, Design and development of spiral grooved grinding wheel and their influence on the performance of vertical surface grinding process, *Procedia Manufacturing*. 53 (2021) 251–259. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2021.06.028>.
- [196] L. Dabrowski, M. Marciniak, Efficiency of special segmental grinding wheel, *Journal of Materials Processing Technology*. 109 (2001) 264–269. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(00\)00809-8](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(00)00809-8).
- [197] T. Fukazawa, N. Fuwa, J. Ikeno, H. Shibutani, O. Horiuchi, H. Suzuki, Mirror Grinding of Silicon Wafer with Silica EPD Pellets, in: I. Inasaki (Ed.), *Initiatives of Precision Engineering at the Beginning of a Millennium: 10th International Conference on Precision Engineering (ICPE) July 18–20, 2001, Yokohama, Japan*, Springer US, Boston, MA, 2002: pp. 366–370. https://doi.org/10.1007/0-306-47000-4_71.
- [198] M. Li, M. Liu, O. Riemer, B. Karpuschewski, C. Tang, Origin of material removal mechanism in shear thickening-chemical polishing, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 170 (2021) 103800. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2021.103800>.
- [199] L. Zhou, H. Eda, J. Shimizu, S. Kamiya, H. Iwase, S. Kimura, H. Sato, Defect-free Fabrication for Single Crystal Silicon Substrate by Chemo-Mechanical Grinding, *CIRP Annals*. 55 (2006) 313–316. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60424-7](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60424-7).
- [200] K.K. Saxena, J. Qian, D. Reynaerts, A tool-based hybrid laser-electrochemical micromachining process: Experimental investigations and synergistic effects, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 155 (2020) 103569. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2020.103569>.
- [201] Z. Ma, Z. Wang, X. Wang, T. Yu, Effects of laser-assisted grinding on surface integrity of zirconia ceramic, *Ceramics International*. 46 (2020) 921–929. <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2019.09.051>.

- [202] E. Brinksmeier, C. Heinzl, N. Bleil, Superfinishing and grind-strengthening with elastic bonding system, *Journal of Materials Processing Technology*. 209 (2009) 6117–6123. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2009.08.027>.
- [203] A. Beaucamp, Y. Namba, H. Combrinck, P. Charlton, R. Freeman, Shape adaptive grinding of CVD silicon carbide, *CIRP Annals*. 63 (2014) 317–320. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2014.03.019>.
- [204] Entwicklung und Erprobung sensorintegrierter Schleifwerkzeuge, (2001).
- [205] E. Brinksmeier, C. Böhm, The Concept of a Sensor Equipped Grinding Wheel and its Prospects, (n.d.).
- [206] R. Transchel, C. Leinenbach, K. Wegener, Cutting and ploughing forces for small clearance angles of hexa-octahedron shaped diamond grains, *CIRP Annals*. 63 (2014) 325–328. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2014.03.030>.
- [207] P.W. Butler-Smith, D.A. Axinte, M. Daine, Preferentially oriented diamond micro-arrays: A laser patterning technique and preliminary evaluation of their cutting forces and wear characteristics, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 49 (2009) 1175–1184. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2009.08.007>.
- [208] P.W. Butler-Smith, D.A. Axinte, M. Daine, Solid diamond micro-grinding tools: From innovative design and fabrication to preliminary performance evaluation in Ti–6Al–4V, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 59 (2012) 55–64. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2012.03.003>.
- [209] Z. Du, F. Zhang, Q. Xu, Y. Huang, M. Li, H. Huang, C. Wang, Y. Zhou, H. Tang, Selective laser sintering and grinding performance of resin bond diamond grinding wheels with arrayed internal cooling holes, *Ceramics International*. 45 (2019) 20873–20881. <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2019.07.076>.
- [210] B. Azarhoushang, A. Quingfeng, H. Kitzig-Frank, Moderne Schleiftechnologie und Feinstbearbeitung, Abricht- und Schleiftechnologie GbR, 2021. https://www.researchgate.net/publication/349988264_Digital_Light_Processing-basierte_additive_Fertigung_von_kunsthartzgebundenen_Schleifscheiben (accessed June 15, 2023).
- [211] C. Wang, D. Wang, C. Tian, L. Wang, Y. Rong, X. Li, Grinding performance evaluation of 3D-printed porous metal-bonded grinding wheel in BK7 glass grinding, *Int J Adv Manuf Technol*. 117 (2021) 1445–1457. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-07819-4>.
- [212] Additive manufacturing of metal-bonded grinding tools | SpringerLink, (n.d.). <https://link.springer.com/article/10.1007/s00170-020-05199-9> (accessed June 15, 2023).
- [213] Porous structure design and fabrication of metal-bonded diamond grinding wheel based on selective laser melting (SLM) | SpringerLink, (n.d.). <https://link.springer.com/article/10.1007/s00170-018-2734-y> (accessed June 15, 2023).
- [214] A. Beaucamp, B. Kirsch, W. Zhu, Advances in grinding tools and abrasives, *CIRP Annals*. 71 (2022) 623–646. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2022.05.003>.
- [215] A. Kracke, Superalloys, the most succesful alloy system of modern times - past, present and future, in: 2010.
- [216] K. Rokosz, T. Hryniewicz, S. Raaen, Development of plasma electrolytic oxidation for improved Ti6Al4V biomaterial surface properties, *Int J Adv Manuf Technol*. 85 (2016) 2425–2437. <https://doi.org/10.1007/s00170-015-8086-y>.

- [217] T. Hryniewicz, K. Rokosz, R. Rokicki, F. Prima, Nanoindentation and XPS Studies of Titanium TNZ Alloy after Electrochemical Polishing in a Magnetic Field, *Materials*. 8 (2015) 205–215. <https://doi.org/10.3390/ma8010205>.
- [218] M.K. Sinha, A. Pal, K. Kishore, A. Singh, Archana, H. Sansanwal, P. Sharma, Applications of sustainable techniques in machinability improvement of superalloys: a comprehensive review, *Int J Interact Des Manuf*. 17 (2023) 473–498. <https://doi.org/10.1007/s12008-022-01053-2>.
- [219] A. Thakur, S. Gangopadhyay, Evaluation of micro-features of chips of Inconel 825 during dry turning with uncoated and chemical vapour deposition multilayer coated tools, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*. 232 (2018) 979–994. <https://doi.org/10.1177/0954405416661584>.
- [220] K. Kishore, M.K. Sinha, S.R. Chauhan, A comprehensive investigation of surface morphology during grinding of Inconel 625 using conventional grinding wheels, *Journal of Manufacturing Processes*. 97 (2023) 87–99. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2023.04.053>.
- [221] A. Sato, Y.-L. Chiu, R.C. Reed, Oxidation of nickel-based single-crystal superalloys for industrial gas turbine applications, *Acta Materialia*. 59 (2011) 225–240. <https://doi.org/10.1016/j.actamat.2010.09.027>.
- [222] B. Kaplan, S. Odelros, M. Kritikos, R. Bejjani, S. Norgren, Study of tool wear and chemical interaction during machining of Ti6Al4V, *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. 72 (2018) 253–256. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmhm.2017.12.012>.
- [223] Y.H. Fan, Z.P. Hao, J.Q. Lin, Z.X. Yu, Material Response at Tool–Chip Interface and Its Effects on Tool Wear in Turning Inconel718, *Materials and Manufacturing Processes*. 29 (2014) 1446–1452. <https://doi.org/10.1080/10426914.2014.921701>.
- [224] O. Hatt, Z. Lomas, M. Thomas, M. Jackson, The effect of titanium alloy chemistry on machining induced tool crater wear characteristics, *Wear*. 408–409 (2018) 200–207. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2018.05.020>.
- [225] X. Liang, Z. Liu, Tool wear behaviors and corresponding machined surface topography during high-speed machining of Ti-6Al-4V with fine grain tools, *Tribology International*. 121 (2018) 321–332. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2018.01.057>.
- [226] D. Zhu, X. Zhang, H. Ding, Tool wear characteristics in machining of nickel-based superalloys, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 64 (2013) 60–77. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2012.08.001>.
- [227] K. Leśniak-Ziółkowska, A. Kazek-Kęsik, K. Rokosz, S. Raaen, A. Stolarczyk, M. Krok-Borkowicz, E. Pamuła, M. Gołda-Cępa, M. Brzywczy-Włoch, W. Simka, Electrochemical modification of the Ti-15Mo alloy surface in solutions containing ZnO and Zn₃(PO₄)₂ particles, *Materials Science and Engineering: C*. 115 (2020) 111098. <https://doi.org/10.1016/j.msec.2020.111098>.
- [228] M. Gołabczak, P. Maksim, P. Jacquet, A. Gołabczak, K. Woźniak, C. Nouveau, Investigations of geometrical structure and morphology of samples made of hard machinable materials after wire electrical discharge machining and vibro-abrasive finishing, *Materialwissenschaft Und Werkstofftechnik*. 50 (2019) 611–615. <https://doi.org/10.1002/mawe.201800208>.

- [229] X. Liang, Z. Liu, B. Wang, State-of-the-art of surface integrity induced by tool wear effects in machining process of titanium and nickel alloys: A review, *Measurement*. 132 (2019) 150–181. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2018.09.045>.
- [230] R. M'Saoubi, D. Axinte, C. Herbert, M. Hardy, P. Salmon, Surface integrity of nickel-based alloys subjected to severe plastic deformation by abusive drilling, *CIRP Annals*. 63 (2014) 61–64. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2014.03.067>.
- [231] M. Imran, P.T. Mativenga, A. Gholinia, P.J. Withers, Comparison of tool wear mechanisms and surface integrity for dry and wet micro-drilling of nickel-base superalloys, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 76 (2014) 49–60. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2013.10.002>.
- [232] E.O. Ezugwu, Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 45 (2005) 1353–1367. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.02.003>.
- [233] M. Lotfi, M. Jahanbakhsh, A. Akhavan Farid, Wear estimation of ceramic and coated carbide tools in turning of Inconel 625: 3D FE analysis, *Tribology International*. 99 (2016) 107–116. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2016.03.008>.
- [234] E.O. Ezugwu, Z.M. Wang, A.R. Machado, The machinability of nickel-based alloys: a review, *Journal of Materials Processing Technology*. 86 (1999) 1–16. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(98\)00314-8](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(98)00314-8).
- [235] C.T. Sims, W.C. Hagel, *The Superalloys*, John Wiley & Sons, New York, 1972.
- [236] N. Richards, D. Aspinwall, Use of ceramic tools for machining nickel based alloys, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 29 (1989) 575–588. [https://doi.org/10.1016/0890-6955\(89\)90072-2](https://doi.org/10.1016/0890-6955(89)90072-2).
- [237] F. Klocke, S. Barth, P. Mattfeld, High Performance Grinding, *Procedia CIRP*. 46 (2016) 266–271. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2016.04.067>.
- [238] L. Dąbrowski, J. Zawora, B. Nowicki, *Metrologia wielkości geometrycznych: ćwiczenia laboratoryjne*, Ofic. Wydaw. PWarsz., 2001. <https://repo.pw.edu.pl/info/book/WUT386639/> (accessed May 7, 2023).
- [239] JCM-7000 NeoScope™ Benchtop SEM | Products | JEOL Ltd., JCM-7000 NeoScope™ Benchtop SEM | Products | JEOL Ltd. (n.d.). <https://www.jeol.com/> (accessed June 8, 2023).
- [240] I. Głuch-Deli, *Chemia analityczna. Ćwiczenia laboratoryjne.*, Oficyna wydawnicza Politechniki Warszawskiej, n.d.
- [241] H.L. Eiselstein, D.J. Tillack, The Invention and Definition of Alloy 625, in: *Superalloys 718, 625 and Various Derivatives* (1991), TMS, 1991: pp. 1–14. https://doi.org/10.7449/1991/Superalloys_1991_1_14.
- [242] G.D. Smith, D.J. Tillack, S.J. Patel, Alloy 625: Impressive Past/Significant Presence/Awesome Future, in: *Superalloys 718, 625, 706 and Various Derivatives* (2001), TMS, 2001: pp. 35–46. https://doi.org/10.7449/2001/Superalloys_2001_35_46.
- [243] V. Shankar, K. Bhanu Sankara Rao, S.L. Mannan, Microstructure and mechanical properties of Inconel 625 superalloy, *Journal of Nuclear Materials*. 288 (2001) 222–232. [https://doi.org/10.1016/S0022-3115\(00\)00723-6](https://doi.org/10.1016/S0022-3115(00)00723-6).

- [244] A. Modak, 625 Inconel Alloy (UNS N06625) - Composition, Properties and Uses, ThePipingMart Blog. (2023). <https://blog.thepipingmart.com/grades/inconel-625uns-n06625-properties-uses-and-composition/> (accessed July 2, 2023).
- [245] J. Huebner, P. Rutkowski, D. Kata, J. Kusiński, Microstructural and Mechanical Study of Inconel 625 – Tungsten Carbide Composite Coatings Obtained by Powder Laser Cladding, Archives of Metallurgy and Materials. 62 (2017) 531–538. <https://doi.org/10.1515/amm-2017-0078>.
- [246] Y. Zhou, C. Tian, H. Li, L. Ma, M. Li, G. Yin, Study on removal mechanism and surface quality of grinding carbon fiber toughened ceramic matrix composite, J Braz. Soc. Mech. Sci. Eng. 44 (2022) 476. <https://doi.org/10.1007/s40430-022-03782-7>.
- [247] A.G. Talon, B.K. Sato, M. de S. Rodrigues, B.N. Ávila, J.L. Cuesta, F.S.F. Ribeiro, A.R. Rodrigues, L.E. de A. Sanchez, E.C. Bianchi, J.C. Lopes, Green manufacturing concept applied to the grinding process of advanced ceramics using an alternative lubrication technique, Int J Adv Manuf Technol. 123 (2022) 2771–2782. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-10385-y>.
- [248] R. Nowicki, R. Świercz, D. Oniszczyk-Świercz, A. Kopytowski, Investigation of the influence of machining parameters of grinding process using multi-granular wheels on the surface roughness of Inconel 718, in: 2019: pp. 1634–1639. <https://doi.org/10.37904/metal.2019.967>.
- [249] A. Kopytowski, R. Świercz, R. Nowicki, G. Stambolov, Influence of machining parameters on surface texture of Inconel 718 after grinding with multi-granular wheels, Welding Technology Review. 91 (2019). <https://doi.org/10.26628/wtr.v91i3.1042>.
- [250] A. Kopytowski, R. Świercz, D. Oniszczyk-Świercz, J. Zawora, J. Kuczak, Ł. Źrodowski, Effects of a New Type of Grinding Wheel with Multi-Granular Abrasive Grains on Surface Topography Properties after Grinding of Inconel 625, Materials. 16 (2023) 716. <https://doi.org/10.3390/ma16020716>.
- [251] M. Bańka, M. Salwin, R. Tylżanowski, I. Miciuła, M. Sychowicz, N. Chmiel, A. Kopytowski, Start-Up Accelerators and Their Impact on Entrepreneurship and Social Responsibility of the Manager, Sustainability. 15 (2023) 8892. <https://doi.org/10.3390/su15118892>.
- [252] Subsurface residual stress and damaged layer in high-speed grinding considering thermo-mechanical coupling influence, (2022). <https://doi.org/10.21203/rs.3.rs-1350935/v1>.
- [253] H.N. Li, D. Axinte, On a stochastically grain-discretised model for 2D/3D temperature mapping prediction in grinding, International Journal of Machine Tools and Manufacture. 116 (2017) 60–76. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2017.01.004>.
- [254] L. Tang, Y. Zhang, C. Li, Z. Zhou, X. Nie, Y. Chen, H. Cao, B. Liu, N. Zhang, Z. Said, S. Debnath, M. Jamil, H.M. Ali, S. Sharma, Biological Stability of Water-Based Cutting Fluids: Progress and Application, Chinese Journal of Mechanical Engineering. 35 (2022) 3. <https://doi.org/10.1186/s10033-021-00667-z>.
- [255] J.L. Jiang, P.Q. Ge, W.B. Bi, L. Zhang, D.X. Wang, Y. Zhang, 2D/3D ground surface topography modeling considering dressing and wear effects in grinding process, International Journal of Machine Tools and Manufacture. 74 (2013) 29–40. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2013.07.002>.

- [256] J. Jiang, P. Ge, S. Sun, D. Wang, Y. Wang, Y. Yang, From the microscopic interaction mechanism to the grinding temperature field: An integrated modelling on the grinding process, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 110 (2016) 27–42. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2016.08.004>.
- [257] K. Mucha, K. Krauze, Planowanie eksperymentu dla laboratoryjnych badań ścierności skał, (n.d.).
- [258] J. Konkół, Wprowadzenie do praktycznego planowania eksperymentu, (2008).
- [259] Z. Polański, Planowanie doświadczeń w technice, PWN, 1984.
- [260] K. Mańczak, Technika planowania eksperymentu, WNT, 1976.
- [261] M. Korzyński, Metodyka eksperymentu. Planowanie, realizacja i statystyczne opracowanie wyników eksperymentów technologicznych, WNT, 2006. <https://www.ksiegarniatechniczna.com.pl/metodyka-eksperymentu-planowanie-realizacja-i-statystyczne-opracowanie-wynikow-eksperymentow-technologicznych.html> (accessed June 18, 2023).
- [262] A. Devillez, G. Le Coz, S. Dominiak, D. Dudzinski, Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity, *Journal of Materials Processing Technology*. 211 (2011) 1590–1598. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2011.04.011>.
- [263] Prestasi Perkakas Pemotong Karbida Bersalut Semasa Pengisaran Inkonel 718 Dalam Keadaan Kuantiti Pelincir Minimum, (2014).
- [264] A.B. Sadat, M.Y. Reddy, Surface integrity of inconel-718 nickel-base superalloy using controlled and natural contact length tools. Part II: Unlubricated, *Experimental Mechanics*. 33 (1993) 343–348. <https://doi.org/10.1007/BF02322151>.
- [265] Pencirian dan analisa pemesinan laju tinggi kriogenik menggunakan mata alat kisar hujung bebola bersalut karbida ke atas Inkonel 718, (2016).
- [266] Manufacturing Processes 4: Forming | SpringerLink, (n.d.). <https://link.springer.com/book/10.1007/978-3-642-36772-4> (accessed July 13, 2023).
- [267] G. SATHYANARAYANAN, I. JOSEPH LIN, M.-K. CHEN, Neural network modelling and multiobjective optimization of creep feed grinding of superalloys, *International Journal of Production Research*. 30 (1992) 2421–2438. <https://doi.org/10.1080/00207549208948164>.
- [268] H.A. Sonawane, S.S. Joshi, Analysis of machined surface quality in a single-pass of ball-end milling on Inconel 718, *Journal of Manufacturing Processes*. 14 (2012) 257–268. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2012.03.003>.
- [269] A. Thakur, S. Gangopadhyay, State-of-the-art in surface integrity in machining of nickel-based super alloys, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 100 (2016) 25–54. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2015.10.001>.
- [270] Y.S. Liao, H.M. Lin, J.H. Wang, Behaviors of end milling Inconel 718 superalloy by cemented carbide tools, *Journal of Materials Processing Technology*. 201 (2008) 460–465. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.11.176>.
- [271] M.N. Sharif, S. Pervaiz, I. Deiab, Potential of alternative lubrication strategies for metal cutting processes: a review, *Int J Adv Manuf Technol*. 89 (2017) 2447–2479. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-9298-5>.

- [272] R. de S. Ruzzi, R.L. de Paiva, L.R.R. da Silva, A.M. Abrão, L.C. Brandão, R.B. da Silva, Comprehensive study on Inconel 718 surface topography after grinding, *Tribology International*. 158 (2021) 106919. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2021.106919>.
- [273] M.C. Salcedo, I.B. Coral, G.V. Ochoa, Characterization of surface topography with Abbott Firestone curve, *Ces.* 11 (2018) 3397–3407. <https://doi.org/10.12988/ces.2018.87319>.
- [274] M. Matuszewski, Nośność powierzchni a rodzaj jej obróbki, *Tribologia*. (2011) 143–150.
- [275] W. Zhou, J. Tang, H. Chen, C. Zhu, W. Shao, A comprehensive investigation of plowing and grain-workpiece micro interactions on 3D ground surface topography, *International Journal of Mechanical Sciences*. 144 (2018) 639–653. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2018.06.024>.
- [276] J. Grum, A review of the influence of grinding conditions on resulting residual stresses after induction surface hardening and grinding, *Journal of Materials Processing Technology*. 114 (2001) 212–226. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00562-3](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00562-3).
- [277] A model for prediction of surface roughness in ultrasonic-assisted grinding | SpringerLink, (n.d.). <https://link.springer.com/article/10.1007/s00170-014-6482-3> (accessed June 19, 2023).
- [278] L.M. Hlaváč, D. Krajcarz, I.M. Hlaváčová, S. Spadlo, Precision comparison of analytical and statistical-regression models for AWJ cutting, *Precision Engineering*. 50 (2017) 148–159. <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2017.05.002>.
- [279] D. Oniszczyk-Świercz, R. Świercz, L. Dąbrowski, M. Marczak, Surface layer of Inconel 718 after WEDM process, *Mechanik*. (2015) 327/71-327/74. <https://doi.org/10.17814/mechanik.2015.4.174>.
- [280] S. Spadlo, P. Młynarczyk, D. Krajcarz, G. Pałosz, Way of testing of wear sanding discs in the grinding process, *Mechanik*. (2016) 1158–1159. <https://doi.org/10.17814/mechanik.2016.8-9.296>.
- [281] Y. Wang, C. Li, Y. Zhang, B. Li, M. Yang, X. Zhang, S. Guo, G. Liu, Experimental evaluation of the lubrication properties of the wheel/workpiece interface in MQL grinding with different nanofluids, *Tribology International*. 99 (2016) 198–210. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2016.03.023>.

8. Spis rysunków

Rysunek 1. Klasyfikacja metod obróbki ścierniej [20].	16
Rysunek 2. Podstawowe parametry procesu szlifowania.	17
Rysunek 3. Schemat zmiany powierzchni ściernicy po (a) profilowaniu; (b) ostrzeniu. ...	20
Rysunek 4. Zależności wielkości wejściowych i wyjściowych omawianego procesu [20].	21
Rysunek 5. Zestawienie twardości różnych rodzajów materiałów ściernych.	22
Rysunek 6. Oddziaływania mające miejsce podczas szlifowania ściernicowego.	23
Rysunek 7. Składowe naprężeń w modelowym ziarnie sferycznym sześciennym wywołane obciążeniem siłą F_n .	24
Rysunek 8. Kształt ziaren cBN z tarczy ścierniej. Wartości procentowe odnoszą się do udziału kształtu nieregularnej piramidy tetragonalnej wśród obserwowanych ziaren [103].	28
Rysunek 9. Symulacja topografii powierzchni ściernicy [103].	30
Rysunek 10. Trajektoria ziarna ściernego w szlifowaniu płaszczyzn [109].	31
Rysunek 11. Wpływ rotacji ziarna wokół osi z na morfologię wióra i naprężenia w strefie odkształceń [103].	34
Rysunek 12. Etapy procesu szlifowania.	36
Rysunek 13. Proces dystrybucji ziarna [106].	38
Rysunek 14. Powierzchnia ściernicy: początkowy rozkład ziarna (po lewej), końcowy rozkład ziarna (po prawej) [131].	39
Rysunek 15. Sferyczny rozkład ziaren na siatce jednowarstwowej [129].	40
Rysunek 16. Usuwanie pojedynczego ziarna ściernego wzdłuż śladu szlifowania [134].	41
Rysunek 17. Rozkład sił podczas kontaktu pomiędzy ziarnem ściernym a materiałem obrabianym [103].	42
Rysunek 18. Definiowanie chropowatości powierzchni wg normy PN-87/M-04256/01. ...	45
Rysunek 19. Podział parametrów chropowatości wraz z przykładami parametrów.	45
Rysunek 20. Interpretacja geometryczna parametru R_a .	46

Rysunek 21. Porównanie charakterystyki wypyłek Ksi materiału wokół bruzdy wykonywanej przez zorientowane ziarno ściernie w kształcie ostrosłupa czterościennego (krzywa 1) i chropowatość powierzchni szlifowanej narzędziem z zorientowanymi ziarnami CPS (krzywa 2) [35].	48
Rysunek 22. Krzywa Abotta-Firestone’a [160].	49
Rysunek 23. Parametry objętościowe obliczane z krzywej powierzchniowego udziału materiałowego [162].	49
Rysunek 24. Typowe cechy powierzchni po szlifowaniu.	50
Rysunek 25. Stan warstwy wierzchniej.	51
Rysunek 26. Wpływ uderzenia cieplnego na rozkład twardości przy małym (krzywa 1) i dużym (krzywa 2) gradientie temperatury [169].	52
Rysunek 27. Składowe procesy szlifowania oddziałujące na jego przebieg [182].	53
Rysunek 28. Krzywe stałej twardości HV materiału odkształconego wokół bruzdy wykonanej ostrzem o kącie $2\alpha=105$ stopni. (a) przekrój XY; (b) przekrój YZ; (c) przekrój XZ; (d) schemat umiejscowienia osi. Linie przerywane odpowiadają geometrii bruzdy [184].	54
Rysunek 29. Profilogram powierzchni po szlifowaniu w $k=4$ przesuwach stołu szlifierki jako wynik złożenia 4 zarysów [32].	55
Rysunek 30. Aktualne trendy w rozwoju tarcz ściernych.	56
Rysunek 31. Schemat tarczy ścierniej charakteryzującej się na powierzchni (a) prostymi rowkami; (b) spiralnymi rowkami [193].	57
Rysunek 32. Schemat tarczy opracowanej przez Gavasa i współpracowników [194].	58
Rysunek 33. Schematy zaprojektowanych tarcz ściernych ze spiralnymi rowkami [195].	58
Rysunek 34. Schemat procesu szlifowania wspomaganego (a) reakcją chemiczną [198]; (b) laserowo [201].	59
Rysunek 35. (a) Schemat pracy elastycznej ściernicy zbudowanej z silikonowego substratu pokrytego ścierniwem [203]; (b) schemat ściernicy zawierającej elastyczne spoiwo [202].	60
Rysunek 36. (a) Możliwe sensory stosowane do monitorowania procesu szlifowania [205]; (b) schemat tarczy ścierniej wyposażonej w piezoelektryczne czujniki siły [204].	61

Rysunek 37. (a) Wpływ kształtu ziarna ściernego na objętość usuwanego materiału [206]; (b) opracowana ściernica zawierająca ziarna ściernie o konkretnym kształcie [208].	61
Rysunek 38. (a) Schemat ściernicy o charakterystycznej mikrostrukturze wykonanej metodą druku 3D [211]; (b) charakterystyczne ułożenie ziaren ściernych w ściernicy uzyskane metodą druku 3D [214].	62
Rysunek 39. Procent nadstopów zużywanych przez różne gałęzie przemysłu [221].	63
Rysunek 40. Szlifierka do płaszczyzn Jotes SPC-20b.	67
Rysunek 41. Profilometr Taylor Hobson FORM TALYSURF Series 2.	68
Rysunek 42. Schemat blokowy profilometru stykowego.	69
Rysunek 43. Skaningowy mikroskop elektronowy Jeol JCM-7000 Neoscope [239].	70
Rysunek 44. a) Schemat blokowy SEM; b) schemat działu elektronowego [240].	71
Rysunek 45. Mikroskop Hitachi SU8000.	72
Rysunek 46. Mikroskop cyfrowy Keyence VHX.	73
Rysunek 47. Twardościomierz Nexus 423D.	74
Rysunek 48. Metodyka realizowanych badań doświadczalnych.	75
Rysunek 49. Przyjęty model eksperymentalny.	76
Rysunek 50. Porównanie budowy tarczy wielogranulacyjnej z konwencjonalną.	82
Rysunek 51. Stosowane w badaniach tarcze ściernie: (a) tarcza konwencjonalna; (b) tarcza wielogranulacyjna.	83
Rysunek 52. Mechanizm pracy tarczy wielogranulacyjnej.	83
Rysunek 53. Schemat szlifowania w przypadku, gdy $a_p \leq h_{\max}^{(i)}$.	85
Rysunek 54. Metoda określania liczby efektywnych ziaren ściernych [103].	86
Rysunek 55. Określanie fazy kontaktu ziarna ściernego z powierzchnią obrabianą [103].	87
Rysunek 56. Zestawienie planów eksperymentów.	89
Rysunek 57. Morfologia powierzchni uzyskana przy parametrach: $V_c=33\text{m/s}$, $V_p=133\text{ mm/min}$, $V_w=13900\text{ mm/min}$: (a) dla tarczy konwencjonalnej; (b) dla tarczy wielogranulacyjnej.	93

Rysunek 58. Morfologia powierzchni uzyskana przy parametrach: $V_c=23\text{m/s}$, $V_p=90\text{ mm/min}$, $V_w=11000\text{ mm/min}$: (a) dla tarczy konwencjonalnej; (b) dla tarczy wielo- granulacyjnej.	94
Rysunek 59. Morfologia powierzchni uzyskana przy parametrach: $V_c=13\text{m/s}$, $V_p=133\text{ mm/min}$, $V_w=13900\text{ mm/min}$: (a) dla tarczy konwencjonalnej; (b) dla tarczy wielo- granulacyjnej.	96
Rysunek 60. Mikrotwardość próbki szlifowanej tarczą konwencjonalną (parametry obróbki $V_c= 33\text{ m/s}$, $V_p=133\text{ mm/min}$, $V_w= 14000\text{ mm/min}$).	98
Rysunek 61. Ślady odcisków na obrabianej powierzchni tarczą konwencjonalną.....	98
Rysunek 62. Mikrotwardość próbki szlifowanej tarczą wielo- granulacyjną (parametry obróbki $V_c= 33\text{ m/s}$, $V_p=133\text{ mm/min}$, $V_w= 14000\text{ mm/min}$).	99
Rysunek 63. Ślady odcisków na obrabianej powierzchni tarczą wielo- granulacyjną.....	99
Rysunek 64. Zestawienie mikrotwardości ze wskazaniem warstwy zmienionej i obszaru rodzimego.	101
Rysunek 65. Obrazy SEM warstwy zmienionej uzyskane dla powierzchni obrabianej tarczą konwencjonalną (parametry obróbki $V_c= 33\text{ m/s}$, $V_p=133\text{ mm/min}$, $V_w= 14000\text{ mm/min}$). .	103
Rysunek 66. Obrazy SEM warstwy zmienionej uzyskane dla powierzchni obrabianej tarczą wielo- granulacyjną (parametry obróbki $V_c= 33\text{ m/s}$, $V_p=133\text{ mm/min}$, $V_w= 14000\text{ mm/min}$).	105
Rysunek 67. Porównanie parametrów powierzchni dla obu tarcz ($V_w=13\,973\text{ mm/min}$, $V_p=133\text{ mm/min}$, $V_c=13\text{ m/s}$): (a) krzywa Abotta-Firestone’a dla tarczy konwencjonalnej; (b) krzywa Abotta-Firestone’a dla tarczy wielo- granulacyjnej; (c) krzywa objętościowego udziału nośnego dla tarczy konwencjonalnej; (d) krzywa objętościowego udziału nośnego dla tarczy wielo- granulacyjnej; (e) morfologia bruzd dla tarczy konwencjonalnej; (f) morfologia bruzd dla tarczy wielo- granulacyjnej.	107
Rysunek 68. Porównanie parametrów powierzchni dla obu tarcz ($V_w=13\,973\text{ mm/min}$, $V_p=133\text{ mm/min}$, $V_c=13\text{ m/s}$): (a) krzywa Abotta-Firestone’a dla tarczy konwencjonalnej; (b) krzywa Abotta-Firestone’a dla tarczy wielo- granulacyjnej; (c) krzywa objętościowego udziału nośnego dla tarczy konwencjonalnej; (d) krzywa objętościowego udziału nośnego dla tarczy wielo- granulacyjnej; (e) morfologia bruzd dla tarczy konwencjonalnej; (f) morfologia bruzd dla tarczy wielo- granulacyjnej.	109

Rysunek 69. Porównanie parametrów powierzchni dla obu tarcz ($V_w=13\,973$ mm/min, $V_p=133$ mm/min, $V_c=13$ m/s): (a) krzywa Abotta-Firestone’a dla tarczy konwencjonalnej; (b) krzywa Abotta-Firestone’a dla tarczy wielogranulacyjnej; (c) krzywa objętościowego udziału nośnego dla tarczy konwencjonalnej; (d) krzywa objętościowego udziału nośnego dla tarczy wielogranulacyjnej; (e) morfologia bruzd dla tarczy konwencjonalnej; (f) morfologia bruzd dla tarczy wielogranulacyjnej.111

Rysunek 70. Zależność parametr chropowatości powierzchni R_a od prędkości posuwu poprzecznego V_p i prędkości skrawania V_c dla tarczy konwencjonalnej.115

Rysunek 71. Zależność parametru chropowatości powierzchni R_a dla tarczy wielogranulacyjnej od (a) prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu wzdłużnego V_w ; (b) prędkości posuwu poprzecznego V_p i prędkości skrawania V_c ; (c) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości posuwu poprzecznego V_p116

Rysunek 72. Zależność parametru chropowatości powierzchni S_a dla tarczy konwencjonalnej od (a) prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (b) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (c) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości skrawania V_c118

Rysunek 73. Analiza reszt dla opracowanego równania regresji S_a po obróbce tarczą konwencjonalną: (a) normalny wykres reszt; (b) rozrzut reszt względem wartości przewidywanych; (c) rozrzut reszt w funkcji numeru próby.119

Rysunek 74. Zależność parametru chropowatości powierzchni S_a dla tarczy wielogranulacyjnej od (a) prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (b) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (c) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości skrawania V_c120

Rysunek 75. Analiza reszt dla opracowanego równania regresji chropowatości powierzchni S_a po obróbce tarczą wielogranulacyjną: (a) normalny wykres reszt; (b) rozrzut reszt względem wartości przewidywanych; (c) rozrzut reszt w funkcji numeru próby.121

Rysunek 76. Zależność parametr chropowatości powierzchni R_z od prędkości posuwu poprzecznego V_p i prędkości skrawania V_c dla tarczy konwencjonalnej.122

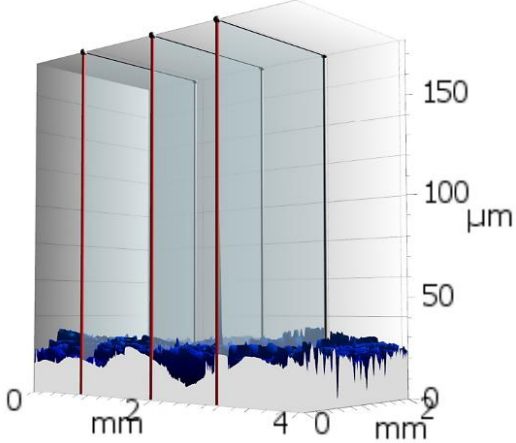
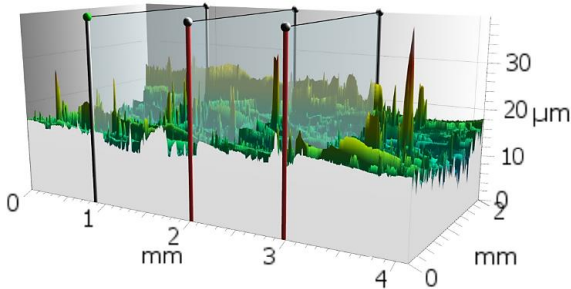
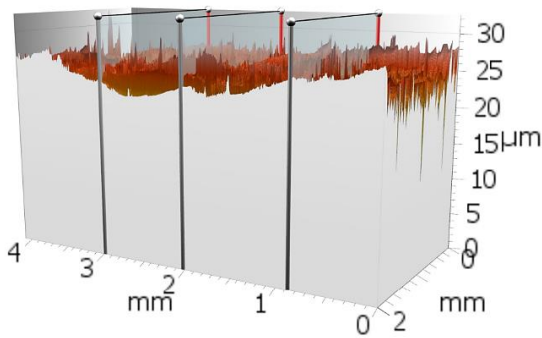
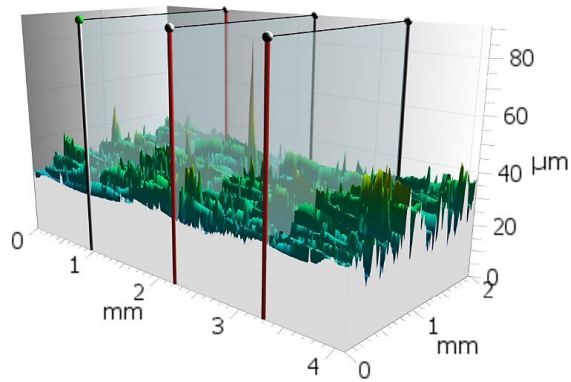
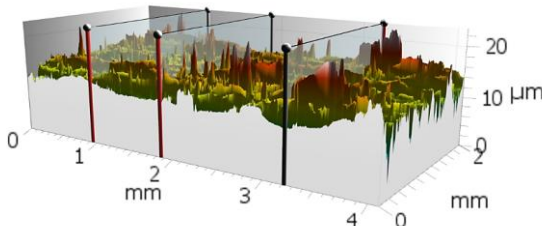
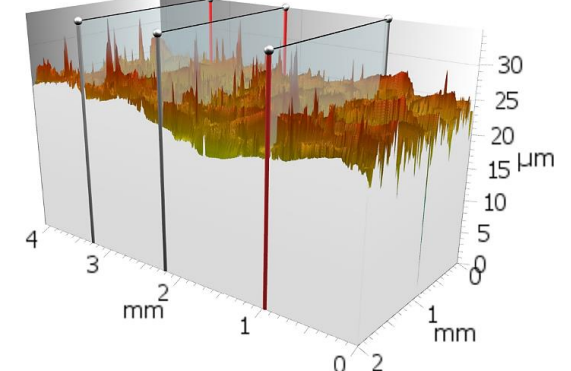
Rysunek 77. Weryfikacja modelu parametru chropowatości powierzchni R_z po obróbce tarczą konwencjonalną: (a) normalny wykres reszt; (b) rozrzut reszt względem wartości przewidywanych; (c) rozrzut reszt w funkcji numeru próby.123

Rysunek 78. Zależność parametru chropowatości powierzchni R_z dla tarczy wielogranulacyjnej od (a) prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (b) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (c) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości skrawania V_c	124
Rysunek 79. Weryfikacja modelu parametru chropowatości powierzchni R_z po obróbce tarczą wielogranulacyjną: (a) normalny wykres reszt; (b) rozrzut reszt względem wartości przewidywanych; (c) rozrzut reszt w funkcji numeru próby.	125
Rysunek 80. Zależność parametru chropowatości powierzchni S_p dla tarczy konwencjonalnej od prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu wzdłużnego V_w	126
Rysunek 81. Zależność parametru chropowatości powierzchni S_p dla tarczy wielogranulacyjnej od (a) prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (b) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (c) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości skrawania V_c	127
Rysunek 82. Zależność parametru chropowatości powierzchni S_v dla tarczy konwencjonalnej od (a) prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (b) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości posuwu poprzecznego V_p ; (c) prędkości posuwu wzdłużnego V_w i prędkości skrawania V_c	129
Rysunek 83. Zależność parametru chropowatości powierzchni S_v dla tarczy wielogranulacyjnej od prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu poprzecznego V_p	130
Rysunek 84. Zależność parametru chropowatości powierzchni S_z dla tarczy konwencjonalnej od prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu wzdłużnego V_w	131
Rysunek 85. Zależność parametru chropowatości powierzchni S_z dla tarczy wielogranulacyjnej od prędkości skrawania V_c i prędkości posuwu wzdłużnego V_w	132
Rysunek 86. Obraz SEM dla tarczy wielogranulacyjnej oraz konwencjonalnej.	133
Rysunek 87. Powierzchnia czynna (a) konwencjonalnej i (b) wieloziarnistej ściernicy po obróbce.	134
Rysunek 88. Zdjęcia przedstawiające obecność mikrowióra po obróbce: a) tarcza konwencjonalna; b) tarcza wielogranulacyjna.	136
Rysunek 89. Zaobserwowane pęknięcie ziarna ściernego w tarczy konwencjonalnej.	137

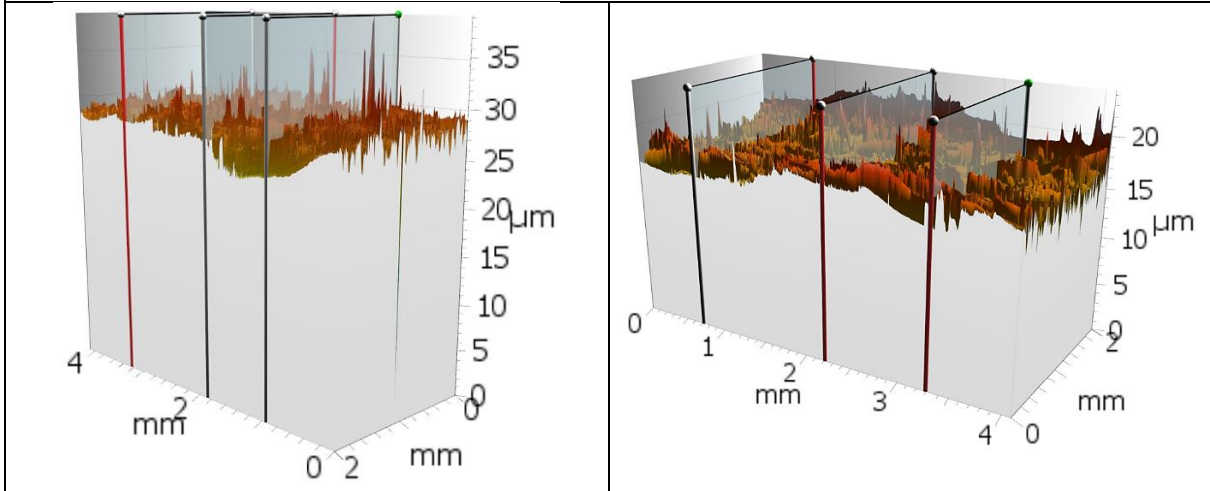
9. Spis tabel

Tabela 1. Naprężenia graniczne σ_c dla ziaren w kształcie kuli i sześcianu [63].	23
Tabela 2. Parametry równania Johnssona-Cooka [107].....	31
Tabela 3. Parametry pracy profilometru.	69
Tabela 4. Warunki procesu szlifowania.....	76
Tabela 5. Parametry chropowatości powierzchni uzyskanej w wyniku szlifowania tarczą konwencjonalną z zastosowaniem różnych wartości parametrów technologicznych.....	78
Tabela 6. Parametry chropowatości powierzchni uzyskanej w wyniku szlifowania tarczą wielogranulacyjną z zastosowaniem różnych wartości parametrów technologicznych.....	79
Tabela 7. Skład pierwiastkowy Inconelu 625 (% masowe) [241].	80
Tabela 8. Właściwości fizyczne i mechaniczne Inconelu 625 [220,234,244,245].....	81
Tabela 9. Przyjęty plan Hartley’a.	90
Tabela 10. Parametry statystyczne równania regresji parametru chropowatości R_a	114
Tabela 11. Parametry statystyczne równania regresji parametru chropowatości S_a	117
Tabela 12. Parametry statystyczne równania regresji parametru chropowatości R_z	122
Tabela 13. Parametry statystyczne równania regresji parametru chropowatości S_p	126
Tabela 14. Parametry statystyczne równania regresji parametru chropowatości S_v	128
Tabela 15. Parametry statystyczne równania regresji parametru chropowatości S_z	131

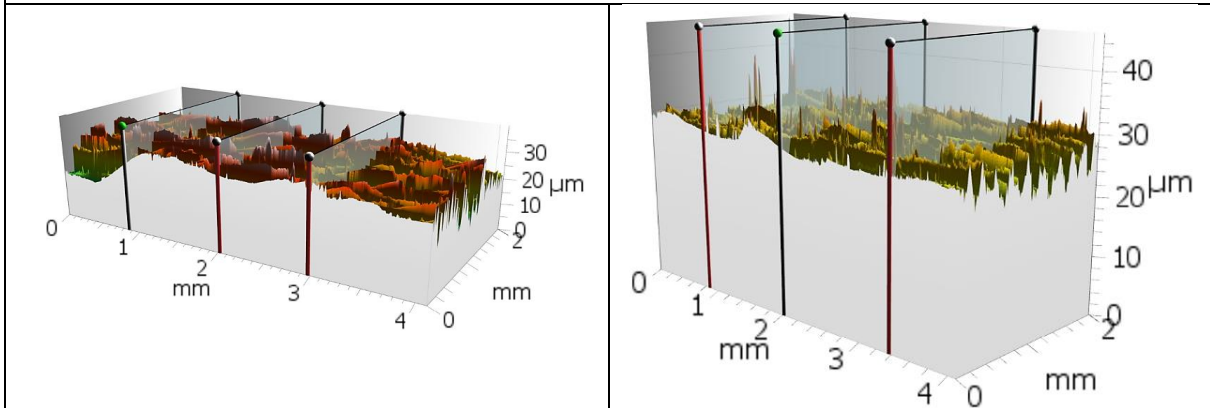
10. Załącznik

Tarcza konwencjonalna	Tarcza wielogranulacyjna
$V_w=8\,027\text{ mm/min}$, $V_p=133\text{ mm/min}$, $V_c=13\text{ m/s}$	
	
$V_w=13\,973\text{ mm/min}$, $V_p=257\text{ mm/min}$, $V_c=13\text{ m/s}$	
	
$V_w=8\,027\text{ mm/min}$, $V_p=257\text{ mm/min}$, $V_c=33\text{ m/s}$	
	

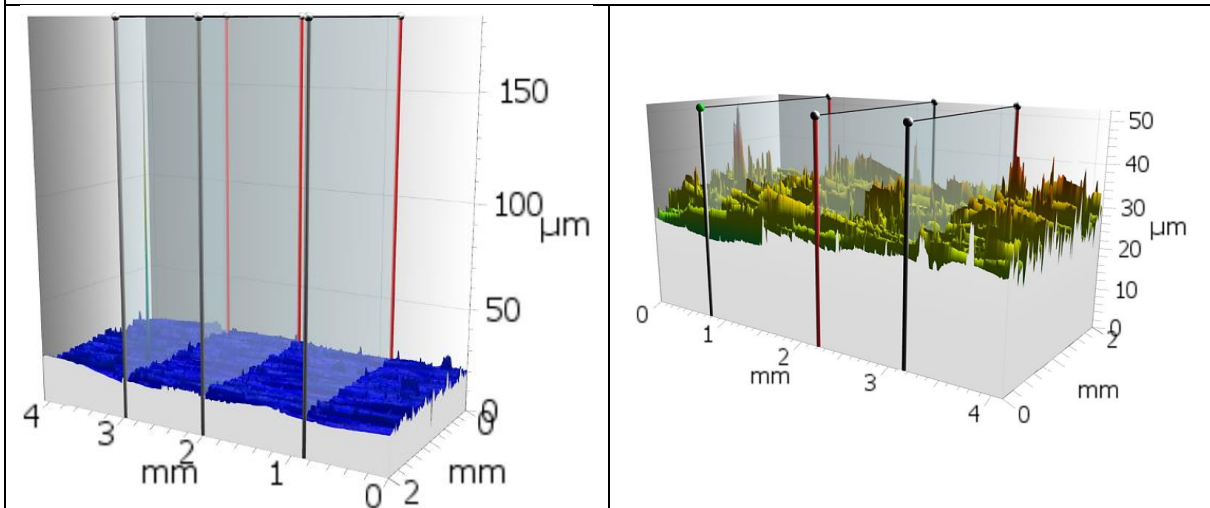
$V_w=13\,973\text{ mm/min}$, $V_p=133\text{ mm/min}$, $V_c=33\text{ m/s}$



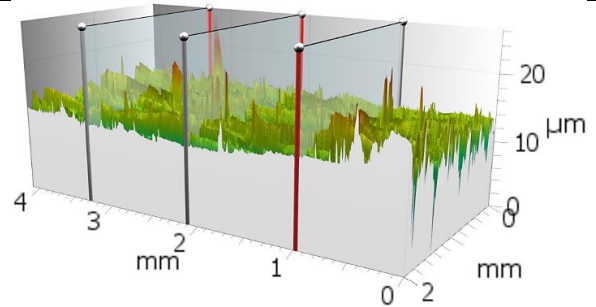
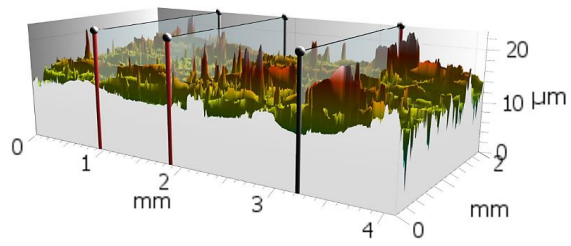
$V_w=11\,000\text{ mm/min}$, $V_p=195\text{ mm/min}$, $V_c=23\text{ m/s}$



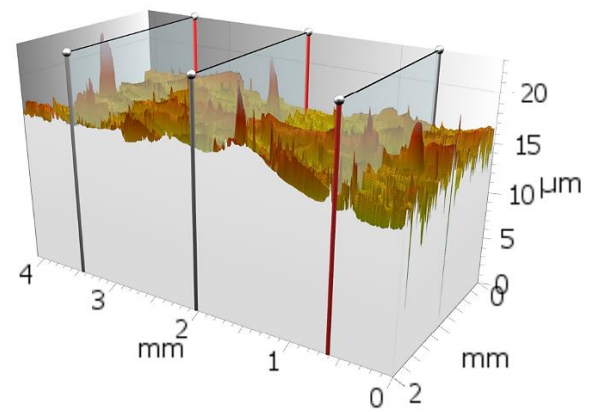
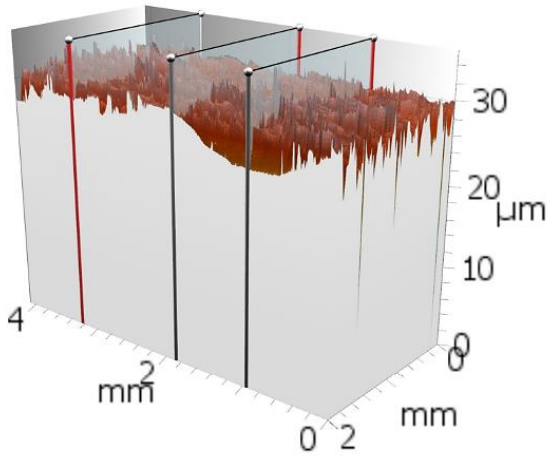
$V_w=8027\text{ mm/min}$, $V_p=257\text{ mm/min}$, $V_c=13\text{ m/s}$



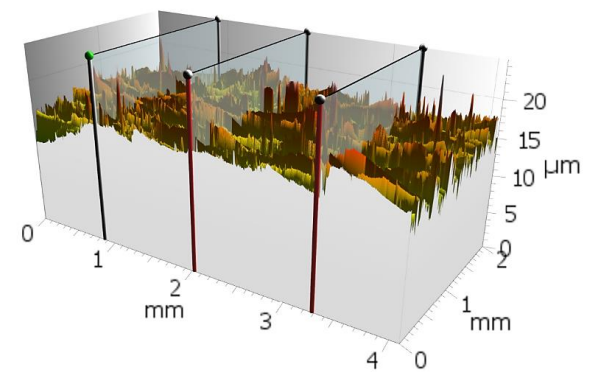
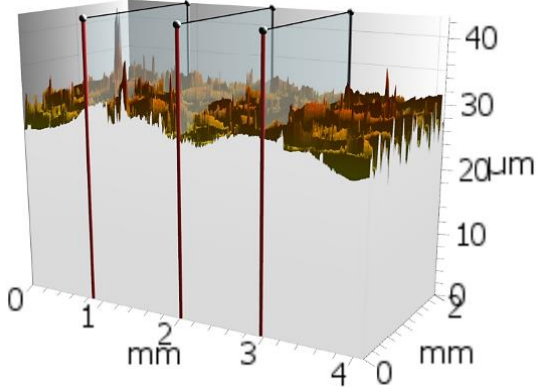
$V_w=13\,973\text{ mm/min}$, $V_p=133\text{ mm/min}$, $V_c=13\text{ m/s}$



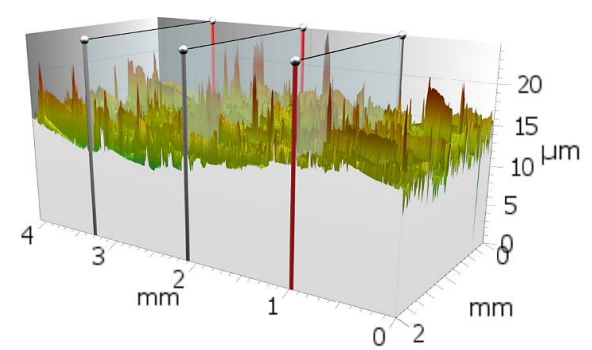
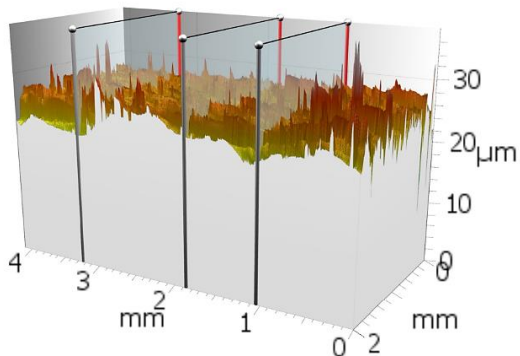
$V_w=8\,027\text{ mm/min}$, $V_p=133\text{ mm/min}$, $V_c=33\text{ m/s}$

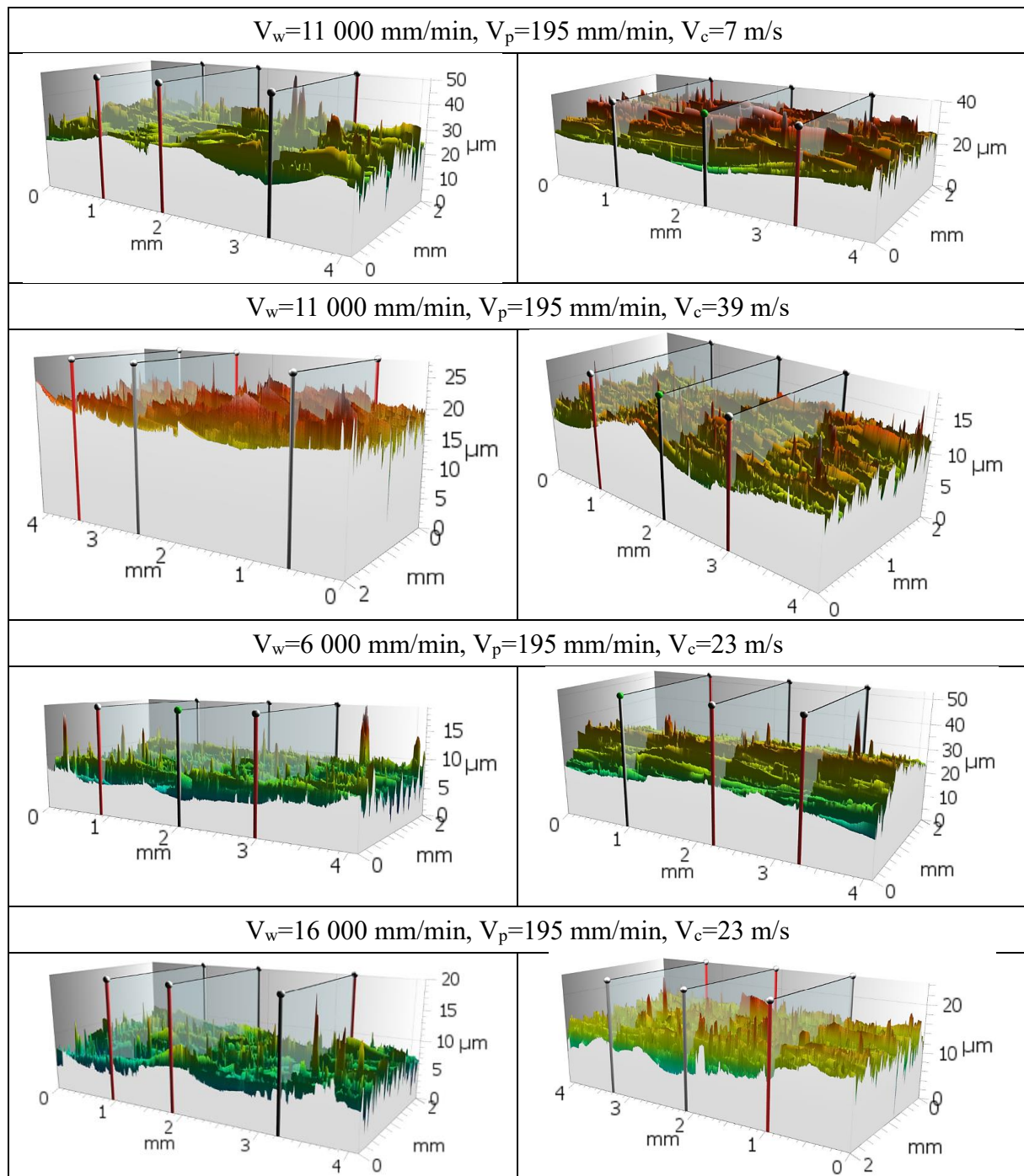


$V_w=13\,973\text{ mm/min}$, $V_p=257\text{ mm/min}$, $V_c=33\text{ m/s}$

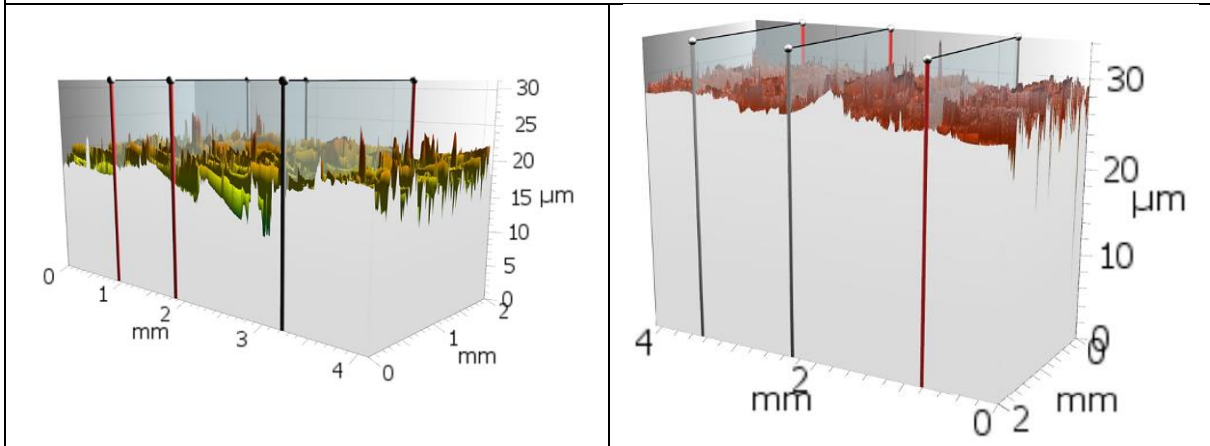


$V_w=11\,000\text{ mm/min}$, $V_p=195\text{ mm/min}$, $V_c=23\text{ m/s}$

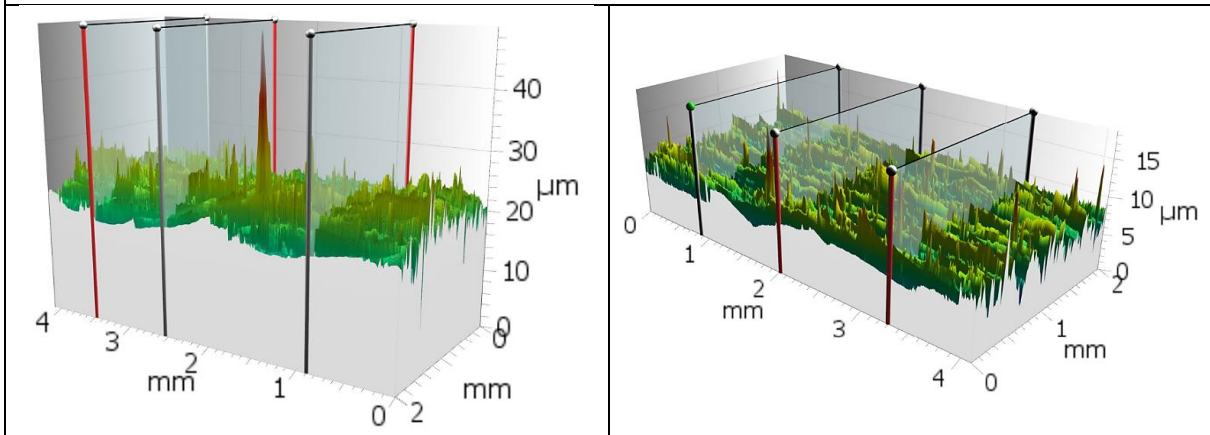




$V_w=11\ 000\text{ mm/min}$, $V_p=90\text{ mm/min}$, $V_c=23\text{ m/s}$



$V_w=11\ 000\text{ mm/min}$, $V_p=300\text{ mm/min}$, $V_c=23\text{ m/s}$



$V_w=11\ 000\text{ mm/min}$, $V_p=195\text{ mm/min}$, $V_c=23\text{ m/s}$

