UNIWERSYTET WARMIŃSKO-MAZURSKI W OLSZTYNIE
WYDZIAŁ NAUK TECHNICZNYCH

ROZPRAWA DOKTORSKA

mgr inż. Kazimierz Rychlik

Wielokierunkowa analiza ostrza narzędzia i powierzchni kształtowanej w technologii głębokiego wiercenia

Rozprawa wykonana pod kierunkiem:
dr hab. Sławomira Kuleszy, prof. UWM

Olsztyn 2023

Składam serdeczne podziękowania
Panu dr hab. Sławomirowi Kuleszy, prof. UWM za
życzliwość a nader wszystko za ogromną odwagę
i zaufanie.

Pragnę podziękować także Mojemu Przyjacielowi za
bezgraniczną i niezłomną wiarę
zwłaszcza kiedy brakowało sił.

Dziękuję Wam,

SPIS TREŚCI

STRESZCZENIE …… 7

WPROWADZENIE …… 9

1. ANALIZA ZAGADNIENIA ……..…… 11
1.1. Charakterystyka technologii głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi .. 11
1.1.1. Charakterystyka metody …….…….. 11
1.1.2. Rozwój narzędzi do głębokiego wiercenia otworów ……..…... 12
1.1.3. Budowa i geometria ostrza wiertła lufowego ……..…….. 14
1.1.4. Metody wiercenia otworów wiertłami lufowymi ……..…… 19
1.1.5. Metody współpracy przedmiot – narzędzie ……..…. 21
1.1.6. Modularyzacja obrabiarek do głębokiego wiercenia …….……... 23
1.1.7. Parametry skrawania w technologii głębokiego wiercenia otworów ……..... 29
1.2. Materiały narzędziowe ……..…. 30
1.3. Zużycie ostrzy narzędzi skrawających ……..……..…... 34
1.3.1. Procesy zużywania się ostrza ……..... 34
1.3.2. Kryteria i wskaźniki zużycia ostrza ……..…. 38
1.3.3. Czynniki wpływające na zużycie ostrza wiertła lufowego ……..……..… 40

2. PROBLEMATYKA, CEL I ZAKRES PRACY, HIPOTEZY BADAWCZE ……..... 43
2.1. Problem badawczy ……..…..…… 43
2.2. Cel i zakres pracy ……..…… 44
2.3. Hipotezy badawcze ……..……... 47

3. MATERIAŁY I METODY BADAWCZE ……...…… 49
3.1. Zastosowane materiały badawcze ……..……... 49
3.1.1. Narzędzia obróbkowe (wiertła lufowe) ……...…….. 49
3.1.2. Podłoże ……..…… 50
3.1.3. Czynnik chłodząco-smarujący (chłodziwo) ……...…... 51
3.2. Badania twardości ……..…. 52
3.3. Badania struktury geometrycznej i funkcjonalnej powierzchni ……...……. 52
3.3.1. Zależność parametrów chropowatości od długości pomiarowej. Zastosowanie metody RMS ……..…… 53
3.3.2. Charakterystyka nośności struktury powierzchni. Metoda Abbotta-Firestone'a ……...…... 54
3.3.3. Analiza fraktalna metodą funkcji gęstości spektralnej ……..…… 55
3.3.4. Allometryczna analiza cech kształtu powierzchni ……..…... 58
3.4. Badania dyfraktometryczne (XRD) ……..…… 61
3.4.1. Pomiary dyfrakcji promieni rentgenowskich …… 61
3.4.2. Metodyka wyznaczania głębokości wnikania promieni Rentgena …… 62
3.4.3. Wyznaczenie wielkości krystalitów i zniekształceń sieciowych metodą Williamsona-Halla ……...…….. 63
3.4.4. Wyznaczanie udziałów fazowych ……..…… 64
3.5. Badania odporności podłoży na zużycie ścierne (Ball-Cratering) ……..…. 65
3.6. Badania eksploatacyjne zużycia ostrzy wierteł lufowych …….. 67
3.6.1. Konfiguracja stanowiska badawczego ……...…… 67
3.6.2. Technologia obróbki ……..…… 68
3.6.3. Badania zużycia ostrzy wierteł lufowych ……..…… 71

3.7. Analiza kształtu tworzonego wióra …… 75

4. ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ ……..……..….. 77
4.1. Twardość podłoży i ostrzy wierteł ……..……..…… 77
4.2. Rentgenowska analiza fazowa (XRD) ……..…… 80
4.2.1. Wyznaczenie głębokości wnikania promieniowania rentgenowskiego …… 80
4.2.2. Analiza strukturalna ……..…… 82
4.3. Badanie odporności podłoży na zużycie ścierne metodą Ball-Cratering) …… 86
4.4. Struktura geometryczna i funkcjonalna powierzchni ……...… 97
4.4.1. Struktura geometryczna i funkcjonalna powierzchni podłoży ……..…… 97
4.4.2. Struktura geometryczna i funkcjonalna powierzchni ostrzy wierteł lufowych …… 106
4.4.3. Struktura geometryczna i funkcjonalna powierzchni wywierconych otworów ……..... 115
4.4.4. Analiza zależności parametrów chropowatości od długości pomiarowej (RMS) …… 117
4.4.5. Analiza fraktalna metodą funkcji gęstości spektralnej (PSD) ……..…. 118
4.4.6. Allometryczna analiza cech kształtu powierzchni ……..…….. 120
4.5. Analiza zużycia ostrza wiertła lufowego ……..…… 122
4.6. Analiza kształtu tworzonego wióra ……..…….. 143

5. DYSKUSJA UZYSKANYCH WYNIKÓW I WNIOSKI KOŃCOWE …… 147

6. LITERATURA ……..……..…… 157

STRESZCZENIE

Niniejsza praca poświęcona została technologii głębokiego wiercenia otworów, która jest wykorzystywana w obróbce skrawanej do wykonywania otworów o dużych długościach. Problem badawczy podjęty w pracy dotyczy zużycia monolitycznego ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego o średnicy wiercenia Ø8 mm podczas wiercenia otworów w stali C45 z podawaniem oleju Milpro HG12. W celu rozwiązania postawionego problemu badawczego przeprowadzona została analiza geometrycznych wskaźników zużycia ostrza wiertła lufowego oraz jego wpływu na strukturę i ukształtowanie warstwy wierzchniej wykonywanych otworów. Do opisu stanu współpracujących powierzchni wykorzystane zostały parametry geometryczne, funkcjonalne oraz fraktalne.

Praca zawiera spis treści, syntetyczne wprowadzenie do zagadnienia oraz 6 rozdziałów zasadniczo pokrywających się z zadaniami niezbędnymi do osiągnięcia postawionego celu pracy. Rozdział pierwszy zawiera analizę postawionego problemu z wyodrębnieniem trzech głównych obszarów zainteresowania w odniesieniu do dotychczasowych osiągnięć. Scharakteryzowano w nim technologię głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi, głównie jednoostrzowymi. Wskazano również rodzaje i właściwości materiałów narzędziowych wykorzystywanych na ostrza tego typu narzędzia koncentrując się na węgliku wolframu. Omówiono także zagadnienia związane ze zużyciem ostrza oraz sposobami jego oceny. W rozdziale drugim przedstawiony został główny problem badawczy; przedstawiono cel i zakres pracy wraz ze szczegółowym programem badań. Przedstawiono w nim również hipotezy badawcze wykorzystywane na potrzeby badań. W rozdziale trzecim scharakteryzowano materiały wykorzystane do badań oraz szczegółowo opisano stosowane w pracy metody badawcze wraz z wykorzystywanymi metodykami. Rozdział czwarty zawiera syntetyczne wyniki przeprowadzonych badań oraz ich wstępną interpretację, których pogłębioną dyskusję przeprowadzono w rozdziale piątym. W rozdziale tym sformułowane zostały także wnioski odnoszące się do hipotez badawczych oraz sugestie co do ewentualnych dalszych badań w tym obszarze. Rozdział szósty zawiera spis publikacji wykorzystanych w niniejszej pracy wg kolejności odwoływania się do nich w tekście rozprawy.

W toku przeprowadzonych badań pozytywnie zweryfikowano postawione hipotezy badawcze oraz zrealizowano plan badań, co pozwoliło sformułować wnioski o charakterze ogólnym dotyczące przebiegu procesu zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego podczas wiercenia głębokich otworów w stali.

ABSTRACT

Presented thesis is focused on the technology of drilling of deep holes that is the machining of holes with extremely high depth-to-diameter ratio. Research problem concerns the wear of monolithic single-edge gun drill with the radius Ø8 mm that occurs during preparation of deep holes in samples of C45 steel with permanent delivery of Milpro HG12 lubrication oil. In order to solve the above problem, multi-aspect analysis of geometrical measures of the wear of the drill has been carried out together with its influence on the structure and shape of the outer layers of the drilled holes. To this end several parameters including: statistical, functional and fractal, each of which reflects different aspects of the surfaces in contact, have been used.

The thesis contains Table of Contents, concise Introduction into the research problem and 6 independent chapters that cover subsequent tasks included in the research plan that are necessary to achieve the research goal. First chapter presents the state-of-the-art of the field under study in terms of three main research areas: the technology of deep hole drilling using gun barrels (mainly single-edge ones), types and properties of the cutting tool materials with special attention paid to the tungsten carbide, and the wear of the cutting edge together with wear indicators. Chapter two addresses the main research problem including the aim and the scope of the work followed by the detailed research plan. Apart from that, there are also three research hypotheses suggested in this chapter following the main intuitions behind the undertaken investigation. Chapter three provides comprehensive descriptions of the materials and methods used in this study, while chapter four presents obtained results. These results are analyzed and discussed in chapter five, where critical verification of the research hypotheses has been made, final conclusions as to aimed research goal were drawn and some suggestions for future investigations were proposed. Chapter six provides the list of cited references, showed in the order of their appearance in the text.

In general, the results of performed works confirmed validity of the research hypotheses. Together with completion of all the other tasks scheduled in the research plan several interesting conclusions concerning the changes in the structure and properties of the materials brought into contact were drawn casting new light on the wear of the single-edge gun drill during deep hole drilling process.

WPROWADZENIE

Wykonanie głębokiego otworu wydawać by się mogło stosunkowo łatwe. Tak rzeczywiście jest przy założeniu wykonania pojedynczego, płytkiego otworu. Jeśli jednak chodzi o wykonywanie otworów o powtarzalnych i mieszczących się w pewnych granicach parametrach geometrycznych, to przytoczone stwierdzenie przestaje być oczywiste. Od lat 40-tych XX wieku główną metodą seryjnego wykonywania otworów była i nadal jest technologia głębokiego wiercenia, do której niewątpliwy wkład i bogaty dorobek wnieśli: prof. E. Górski i prof. A. Streubel, a od których autor pracy otrzymał wiele cennych uwag i wskazówek.

Samo określenie przedmiotowej technologii wyodrębnia obszar obróbki skrawaniem, do realizacji której wymagane są bardzo specyficzne narzędzia obróbkowe, złożone obrabiarki oraz dedykowane układy wspomagające. Na przestrzeni lat technologia głębokiego wiercenia otworów była rozwijana na wielu poziomach, jednak do znaczących należy zaliczyć narzędzia obróbkowe, które diametralnie zmieniły swoje konstrukcje, a tym samym zakres zastosowania. Głównym impulsem zmian tych konstrukcji były nowe materiały narzędziowe, jak choćby: spieki WC czy ceramika narzędziowa. Rozwój automatyzacji produkcji, zespołów, układów sterowania oraz układów zasilających i wspomagających również przyczynił się do ogromnej zmiany w zadawaniu i monitoringu parametrów skrawania, co w przypadku technologii głębokiego wiercenia jest szczególnie istotne.

W szeroko rozumianej obróbce skrawaniem zużycie każdego narzędzia obróbkowego zajmuje szczególne miejsce, bowiem jest ono uznawane za oznakę zmieniających się warunków skrawania mogących doprowadzić – w skrajnej sytuacji – do uszkodzenia narzędzia, obrabianego przedmiotu, czy nawet obrabiarki. Przez lata uwaga badaczy, konstruktorów oraz technologów była skupiona na odporności narzędzia na zużycie, a tym samym jego trwałości, po to, by móc określić właściwy moment wymiany narzędzia. Analizowane były oznaki zużycia narzędzia, aby określić ich przyczyny i móc dobierać właściwe materiały obróbkowe oraz parametry skrawania. Oprócz tego wiele prac zostało poświęconych analizie warstwy wierzchniej skrawanych materiałów w zależności od rodzaju wykonanej obróbki, parametrów skrawania, stosowanych materiałów narzędzi, w tym geometrii ich ostrzy, czy nawet sposobów i rodzajów stosowanych chłodziw obróbkowych.

Zużycie ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego jest niewątpliwie wynikiem złożonych procesów zachodzących podczas skrawania. Zważywszy na specyficzną konstrukcję ostrza takiego narzędzia oraz fakt, że krawędzie skrawające takiego ostrza łączą w sobie cechy pracy wiertła i noża tokarskiego, powinno to skłaniać do spojrzenia na zjawiska występujące w strefie skrawania z nowej perspektywy. Zużycie ostrza wiertła lufowego dostarcza niewątpliwie cennych informacji, jednak w opinii autora warto podjąć szerszą dyskusję i zweryfikować dotychczasowe poglądy na zużycie ostrza narzędzia. Otóż **charakter zużycia ostrza określa zasady wzajemnego oddziaływania, a także wpływa na konstytuowanie się nowych krawędzi skrawających ostrza narzędzia lub też „roboczych brył stykowych" zmieniających warunki współpracy przedmiot-narzędzie (P-N) i pozostawiających swoisty „odcisk palca"**. Niewiele jednak wiadomo o tym, jak zużycie ostrza tak specyficznego narzędzia, jakim jest wiertło lufowe jednoostrzowe, wpływa na geometrię i funkcjonalność obrobionych powierzchni skrawanych materiałów. Dlatego też została przeprowadzona **wielokierunkowa analiza ostrza narzędzia i powierzchni kształtowanej w technologii**

głębokiego wiercenia, która odnosi się jedynie do bezpośrednich oznak zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego oraz charakterystyki kształtowanej powierzchni otworu wykonywanego podczas głębokiego wiercenia z wykorzystaniem parametrów geometrycznych, funkcjonalnych oraz fraktalnych powierzchni.

Praca została oparta na współpracy dwóch zasadniczych materiałów, z których pierwszym jest węglik wolframu K15 – materiał ostrza wiertła lufowego z jednym ostrzem monolitycznym, zaś drugi to stal C45 – materiał poddawany obróbce. Owe materiały zostały zastosowane w eksperymencie badawczym, polegającym na przeprowadzeniu obróbki skrawaniem w technologii głębokiego wiercenia otworów z użyciem oleju Milpro HG12. W pracy szczególną uwagę poświęcono analizie zużycia monolitycznego ostrza jednoostrzowego wiertła lufowego oraz pośredniej ocenie jego wpływu na strukturę i ukształtowanie warstwy wierzchniej kształtowanej powierzchni otworu wykonywanego z wykorzystaniem technologii głębokiego wiercenia.

1. ANALIZA ZAGADNIENIA

1.1. Charakterystyka technologii głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi

1.1.1. Charakterystyka metody

Głębokim wierceniem otworów w obróbce skrawaniem określana jest metoda, w której wykonywane są otwory o głębokości (długości) przekraczającej pięciokrotność średnicy wierconego otworu [1-3]. Pierwsza metoda wiercenia głębokich otworów została zaproponowana i zrealizowana na początku lat 40-tych XX wieku przez Beisnera, jednak aż do lat 70-tych informacje o tej technologii były w Polsce utajnione ze względu na jej stosowanie w przemyśle zbrojeniowym.

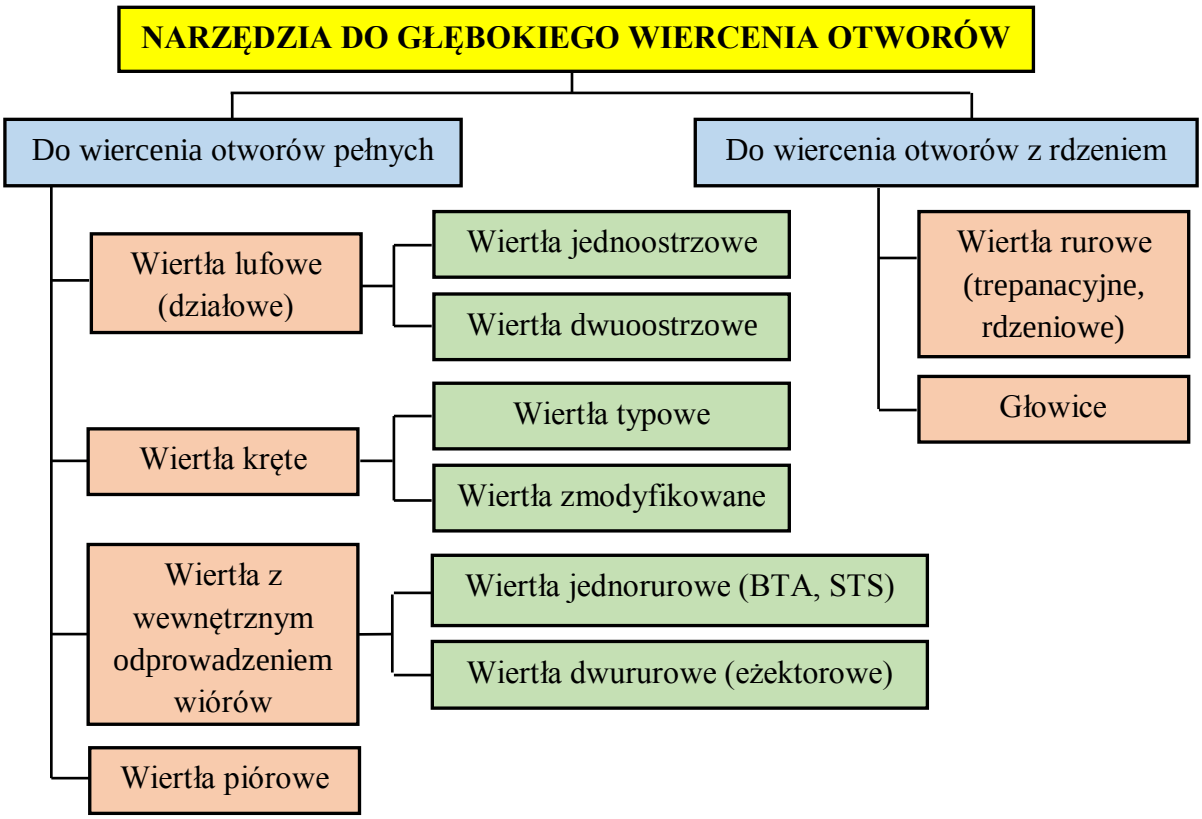
Charakterystyczne dla technologii głębokiego wiercenia otworów są:

- konstrukcja narzędzia skrawającego,
- technologiczne parametry pracy narzędzia skrawającego, a w szczególności rodzaje i parametry stosowanych czynników chłodząco-smarujących (chłodziw),
- specjalistyczna konfiguracja i budowa obrabiarki oraz jej zespołów.

Wiercenie głębokich otworów ze względu na sposób przetwarzania skrawanego materiału w wióry dzielone jest na dwie zasadnicze grupy [1, 2, 4]:

- **wiercenie pełne** – 100% wierconego otworu jest przetwarzane na wióry,
- **wiercenie rdzeniowe** – część wierconego otworu jest przetwarzana na wióry, zaś reszta pozostaje jako pełny rdzeń stanowiący odpad.

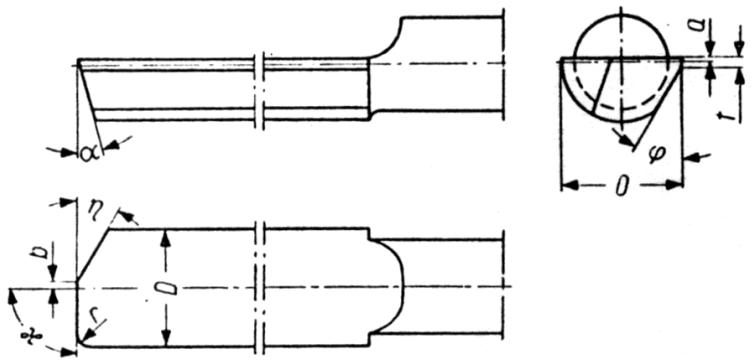
Występowanie tych grup uwarunkowane jest głównie stosowanymi metodami oraz narzędziami skrawającymi (rys. 1.1.1).



Rys. 1.1.1. Podział narzędzi skrawających do wiercenia głębokich otworów (opracowanie własne na podstawie [1-6]).

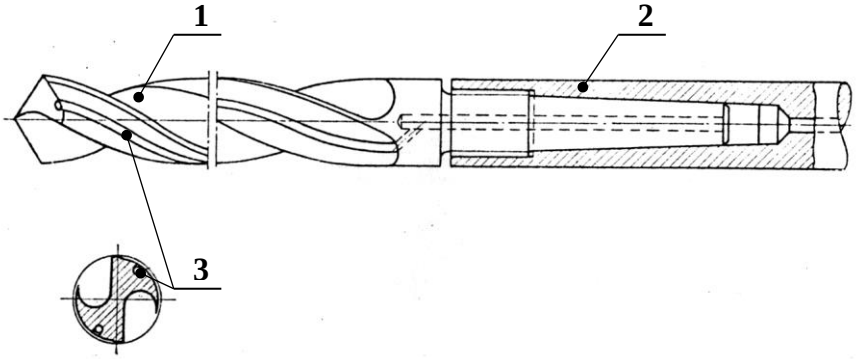
1.1.2. Rozwój narzędzi do głębokiego wiercenia otworów

Pierwszym, a zarazem najstarszym, narzędziem skrawającym używanym do głębokiego wiercenia otworów było wiertło działowe (rys. 1.1.2) [1, 2]. Narzędzie tego typu, jak sama nazwa wskazuje, stosowano głównie w przemyśle zbrojeniowym do produkcji dział. Praca tego wiertła wymagała jego częstego wycofywania w celu usunięcia wiórów powstających w wierconym otworze. W konsekwencji silnie obniżało to wydajność obróbki, a konieczność stosowania w obrabianym materiale otworu wprowadzającego wiertło wymagała wykonania dodatkowych zabiegów przygotowawczych. Współczesne wiertła lufowe posiadają pewne cechy wiertła działowego, które ze względu na rozwój materiałów narzędziowych oraz technik wytwarzania są nadal rozwijane i unowocześniane.



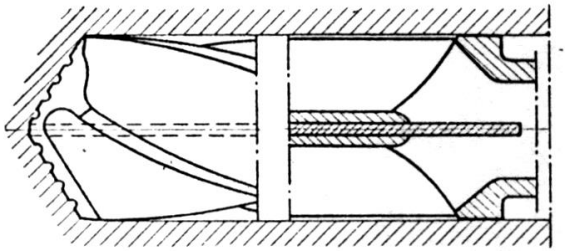
Rys. 1.1.2. Część skrawająca wiertła działowego [1, 2].

Początkowo wśród narzędzi specjalnych do głębokiego wiercenia otworów występowały też wiertła kręte. Pierwsze z nich wyposażone były w kanały doprowadzające ciecz chłodząco-smarującą, którą transportowano w strefę skrawania poprzez wlutowane miedziane rurki (rys. 1.1.3) celem poprawy warunków pracy. Nadal niezbędne było jednak cykliczne wycofywanie wiertła dla odprowadzenia wiórów ze strefy skrawania [1, 2].



Rys. 1.1.3. Wiertło kręte do wiercenia głębokich otworów: 1 – wiertło, 2 – przedłużacz, 3 – rurka [1, 2].

Do wiercenia głębokich otworów wiertłami krętymi o większych średnicach początkowo stosowane były także wiertła składane [1, 2]. Niestety wadą wszystkich stosowanych wierteł krętych był występujący ścin, który powodował znaczne przesuwanie się wiertła z osi wierconego otworu, a wlutowane rurki w wyniku drgań luzowały się i ulegały uszkodzeniu. Opracowane zostały wówczas wiertła bez ścina z otworem centralnym (rys. 1.1.4), gdzie powstający rdzeń tworzył dodatkowe prowadzenie wiertła [1, 2].

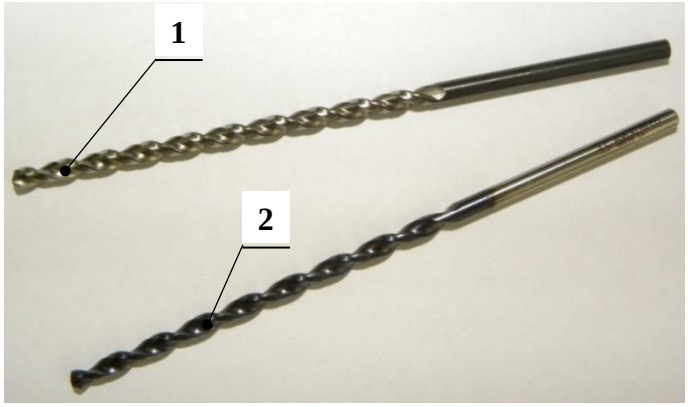


Rys. 1.1.4. Wiertło kręte bez ścina z otworem centralnym [1, 2].

Poprawiając prostoliniowość osi wierconego otworu ustalony rdzeń jednocześnie często zacierał się i blokował powstające w otworze wióry. Do rozwiązania tego problemu wprowadzono mimośrodowy otwór rdzeniowy, jednak dopiero zastosowanie łamacza rdzenia zdecydowanie poprawiło proces wiercenia. Wdrożenie tego rozwiązania pozwoliło dwukrotnie zwiększyć wydajność wiercenia i było stosowane już w okresie II wojny światowej [1, 2]. Współczesne firmy narzędziowe, które oferują powszechnie wiertła kręte do głębokiego wiercenia (rys. 1.1.5), dostarczają wiertła o zróżnicowanej średnicy (D_c), umożliwiające wiercenie otworów do głębokości $7\times D_c$. Firma SANDVIK Coromant opracowała wiertła kręte do wiercenia otworów o głębokości do $30\times D_c$ [7]:

- $12\times D_c$, Ø 3 ÷ 20 mm,
- $15\times D_c$, Ø 3 ÷ 12 mm,
- $20\times D_c$, Ø 3 ÷ 12 mm,
- $30\times D_c$, Ø 3 ÷ 8 mm.

Firma narzędziowa TITEX proponuje obecnie wiertła do wiercenia otworów o głębokości do $20\times D_c$, zaś japońska firma NACHI do $40\times D_c$ [8].

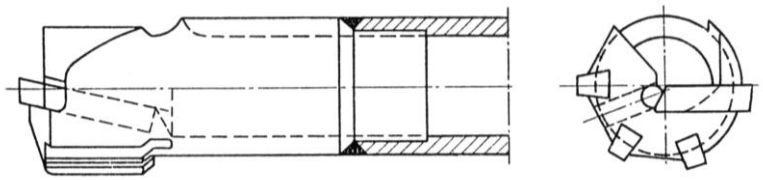


Rys. 1.1.5. Wiertła kręte do głębokiego wiercenia otworów: 1 – TITEX A15443.5, 2 – NACHI AGPLSD LIST6540P HSS-Co [2, 9, 10].

Obecne konstrukcje wierteł krętych, ze względu na zmodyfikowany rowek wiórowy, umożliwiają skuteczne odprowadzanie wiórów ze strefy obróbki. Wiertła kręte o mniejszych średnicach są jednak pozbawione wewnętrznych kanałów doprowadzających czynnik chłodząco-smarujący, co niekorzystnie wpływa na ich trwałość.

Inną grupą rozwijanych konstrukcji wierteł do głębokiego wiercenia otworów były wiertła piórowe. Zasadniczą wadą wiertła piórowego był brak prowadzenia wiertła, co powodowało nadmierne jego schodzenie z osi wierconego otworu. Z tego powodu w kolejnych konstrukcjach wierteł piórowych zastosowano odpowiednie prowadzenie z użyciem metalowych prowadnic [1, 2]. Po raz pierwszy w konstrukcjach pojawiły się dodatkowe dwa elementy, które po dziś dzień są znamienne dla technologii głębokiego wiercenia otworów:

podtrzymka przedłużacza ograniczająca wyboczenie wiertła oraz uszczelnienie przy komorze zasilania czynnikiem chłodząco-smarującym. Ostrza w wiertłach piórowych posiadały zerowe lub ujemne kąty natarcia, dlatego podczas wiercenia występowały duże opory skrawania uniemożliwiające zwiększenie wydajności obróbki. Problem ten częściowo rozwiązano stosując wiertło-łyżkę, gdzie wprowadzono dodatnie kąty natarcia ostrza (rys. 1.1.6), choć nadal nie rozwiązano efektywnego odprowadzania wiórów ze strefy obróbki. Przedstawione rozwiązanie konstrukcyjne wiertła (rys. 1.1.6) zasługuje na szczególną uwagę, ponieważ jego ostrze posiada najwięcej cech podobieństwa ze współcześnie stosowanymi wiertłami lufowymi jednoostrzowymi.

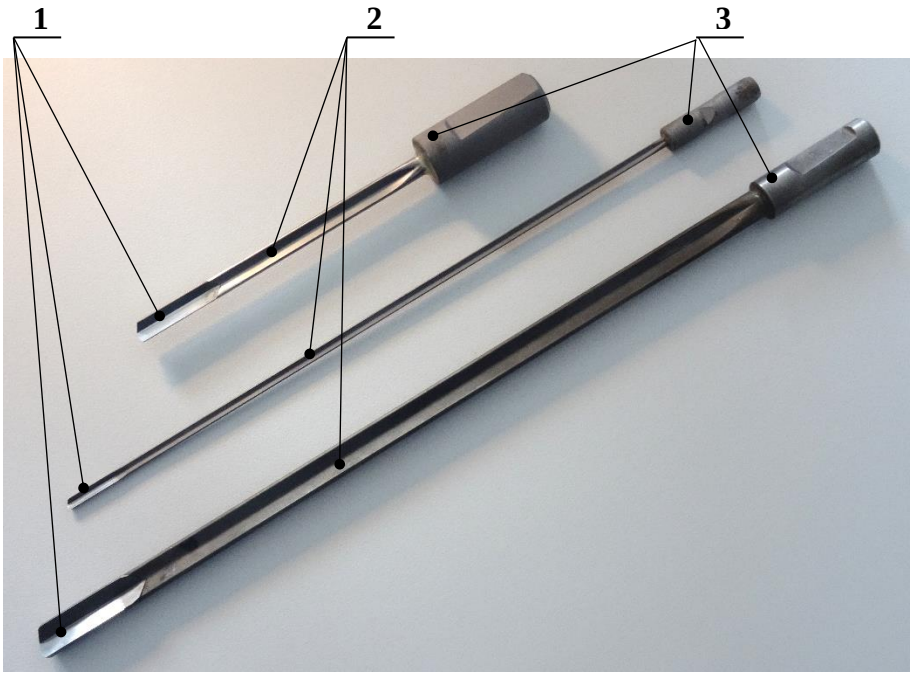


Rys. 1.1.6. Wiertło – łyżka [1, 2].

1.1.3. Budowa i geometria ostrza wiertła lufowego

Obecnie dominującymi światowymi producentami wierteł lufowych są firmy: TBT, BOTEK, SANDVIK COROMANT oraz GÜHRING. Wytwarzane wiertła różnią się stosowanymi materiałami, geometrią ostrza oraz sposobami łączenia poszczególnych elementów narzędzia skrawającego. Niezależnie jednak od istniejących różnic, typowe wiertło lufowe składa się z trzech głównych elementów (rys. 1.1.7):

- ostrze wiertła: monolityczne lub składane, jednoostrzowe lub dwuostrzowe,
- przedłużacz (część łącząca ostrze z chwytem wiertła),
- chwyt wiertła (część wiertła służąca do zamocowania go w gnieździe oprawki narzędziowej).



Rys. 1.1.7. Wiertło lufowe jednoostrzowe z lutowanym ostrzem monolitycznym:
1 – ostrze wiertła, 2 – przedłużacz, 3 – chwyt wiertła (opracowanie własne).

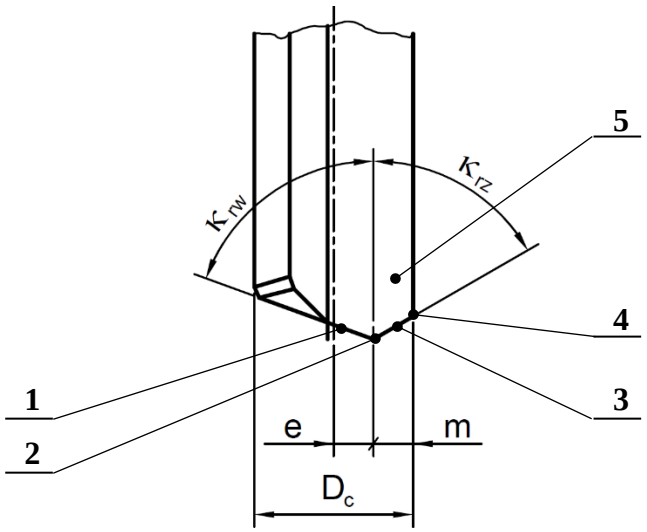
Zakresy stosowalności wierteł lufowych nieznacznie się różnią ze względu na ich wymiary podawane przez wiodących producentów narzędzi skrawających, co przedstawiono w tabeli 1.1.1.

Tabela 1.1.1. Wymiarowe zakresy stosowalności wierteł lufowych (opracowanie własne na podstawie [11-13]).

Symbol wiertła, producent	Zakres średnic wierconych otworów	Długość wierconych otworów	Liczba ostrzy, rodzaj ostrza
EB 100, GÜHRING	Ø 1 ÷ 8 mm	do 300 mm	1, monolit
428.5, SANDVIK Coromant	Ø 0,8 ÷ 12 mm	do 300 mm	1, monolit
113, 113-1, BOTEK	Ø 0,7 ÷ 10 mm	do 100 D_c	1, monolit
EB 80, GÜHRING	Ø 2 ÷ 40 mm	do 3000 mm	1, monolit
428.9, SANDVIK Coromant	Ø 1,9 ÷ 40 mm	do 100 D_c	1, monolit
110, 111, BOTEK	Ø 1,85 ÷ 60 mm	do 5000 mm	1, monolit
ZB 80, GÜHRING	Ø 6 ÷ 27 mm	do 1000 mm	2, monolit
428.2, SANDVIK Coromant	Ø 6 ÷ 26,5 mm	do 100 D_c	2, monolit
EB 800, GÜHRING	Ø 16 ÷ 40 mm	do 3000 mm	1, składane (płytka)

Z doświadczeń autora pracy zdobytych podczas budowy i wdrożeń obrabiarek zadaniowych do wiercenia głębokich otworów wynika, że najpowszechniejsze zastosowanie posiadają wiertła lufowe jednoostrzowe o średnicach wiercenia Ø 4÷15 mm. Wiertła lufowe jednoostrzowe, ze względu na sposób prowadzenia ostrza, znacząco zmniejszają błąd prostoliniowości osi wierconego otworu oraz jego chropowatość w stosunku do wierteł dwuostrzowych.

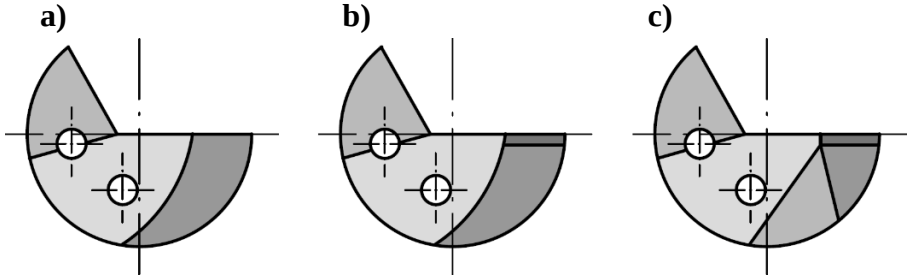
Cechą charakterystyczną wierteł lufowych jednoostrzowych z lutowanym ostrzem monolitycznym jest to, że ostrze posiada dwie krawędzie skrawające położone asymetrycznie w stosunku do osi obrotowej wiertła (rys. 1.1.8).



Rys. 1.1.8. Ostrze wiertła lufowego jednoostrzowego z lutowanym ostrzem monolitycznym: 1 – wewnętrzna krawędź skrawająca, 2 – wierzchołek ostrza, 3 – zewnętrzna krawędź skrawająca, 4 – naroże, 5 – powierzchnia natarcia (opracowanie własne na podstawie [1-5, 11-14]).

W wiertle lufowym jednoostrzowym (rys. 1.1.8), inaczej niż w wiertle krętym, znamienne jest, że wierzchołek ostrza znajduje się zwykle poza jego osią obrotową w odległości *e*, która zwykle wynosi ¼ D_c. W wyniku takiego umiejscowienia wierzchołka ostrza powstaje zewnętrzna i wewnętrzna krawędź skrawająca. Obie krawędzie są usytuowane pod określonymi kątami przystawienia (κ_{rw} i κ_{rz}) do osi obrotowej wiertła i decydują o jego pracy, przebiegu procesu wiercenia i efektach wymiarowo-kształtowych wierconych otworów. Kąty przystawienia zmieniają wartości w zależności od średnicy wierconych otworów oraz rodzaju obrabianego materiału.

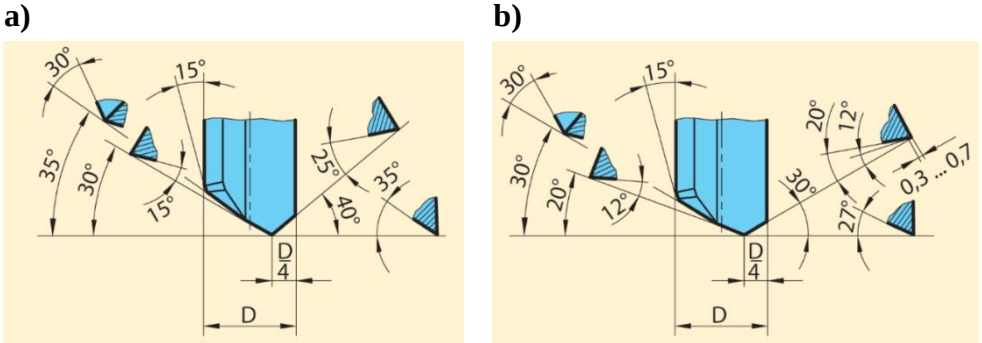
W wiertle lufowym kształt powierzchni przyłożenia uzależniony jest od przyjętej metody jej kształtowania podczas szlifowania (rys. 1.1.9).



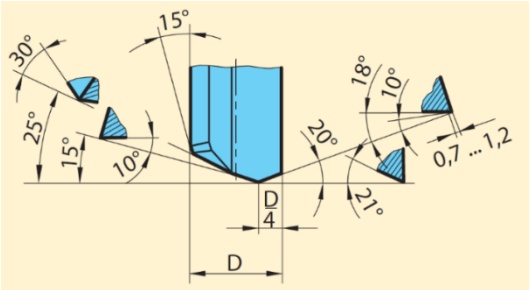
Rys. 1.1.9. Ukształtowanie powierzchni przyłożenia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego z lutowanym ostrzem monolitycznym: a) stożkowo-śrubowe, b) stożkowo-śrubowe z fazą, c) płaszczyznowe z fazą (opracowanie własne na podstawie [1-4, 11-14]).

Przy kształtowaniu powierzchni przyłożenia (rys. 1.1.8) zakłada się, że wewnętrzna krawędź skrawająca wiertła pracuje w podobnych warunkach jak główna krawędź noża tokarskiego, natomiast krawędź zewnętrzna pracuje jak jedna z krawędzi skrawających wiertła krętego. Dla krawędzi wewnętrznej wykonywana jest płaska powierzchnia przyłożenia, natomiast dla krawędzi zewnętrznej powierzchnia przyłożenia może mieć zróżnicowany kształt. W obecnie stosowanych wiertłach lufowych jednoostrzowych, najczęściej przyjmowanym kształtem powierzchni przyłożenia dla zewnętrznej krawędzi skrawającej jest płaszczyzna z fazą (rys. 1.8c) lub bez niej. Występowanie fazy uzależnione jest od średnicy wiertła D_c.

W zależności od średnicy wierconych otworów i rodzaju obrabianego materiału, producenci wierteł lufowych stosują różne geometrie ostrza skrawającego w wiertłach lufowych jednoostrzowych (rys. 1.1.9 ÷ 1.1.14).

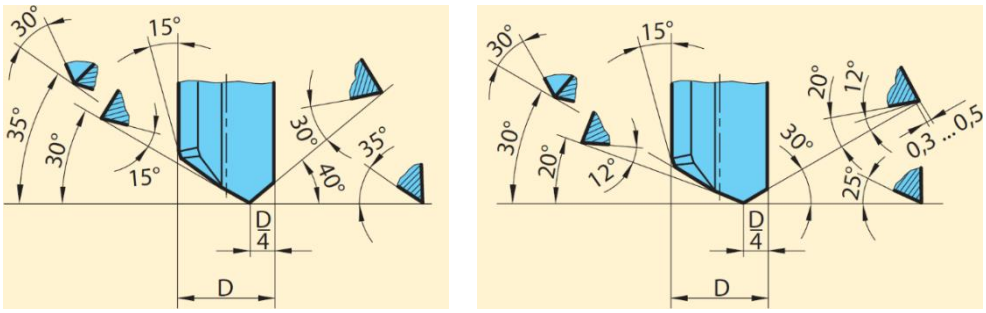


Rys. 1.1.9. Geometria ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego GÜHRING typu EB 80: a) D_c = 2 ÷ 4 mm, b) D_c = 4,01 ÷ 20 mm [12].



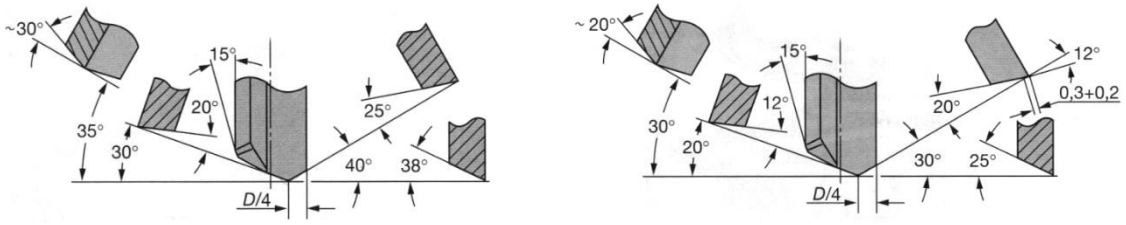
Rys. 1.1.10. Geometria ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego GÜHRING typu EB 80 dla D_c = 20,01 ÷ 40 mm [12].

a) **b)**

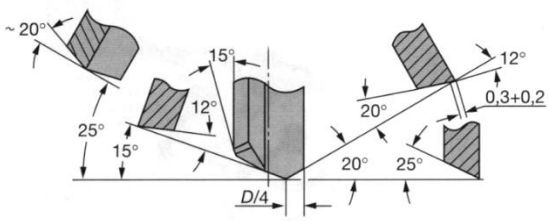


Rys. 1.1.11. Geometria ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego GÜHRING typu EB 100: a) D_c = 2 ÷ 4 mm, b) D_c = 4,01 ÷ 6 mm [12].

a) **b)**

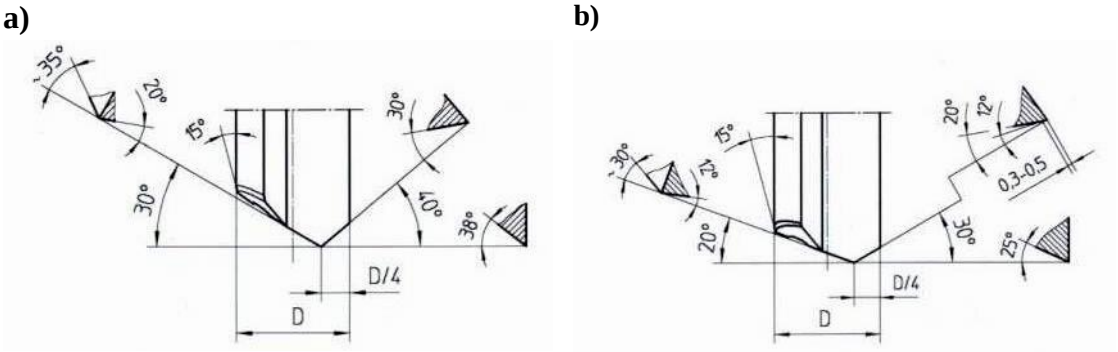


c)



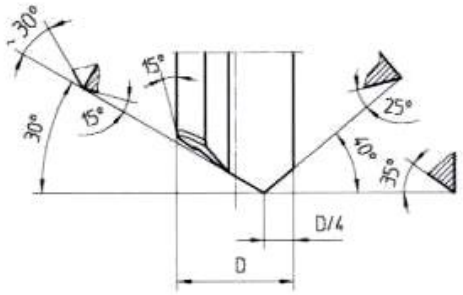
Rys. 1.1.12. Geometria ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego SANDVIK COROMANT: a) D_c = 0,98 ÷ 5 mm, b) D_c = 5 ÷ 20 mm, c) D_c = 20 ÷ 40,5 mm [11, 14].

a) **b)**

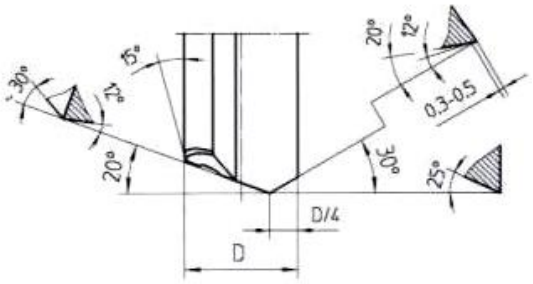


Rys. 1.1.13. Geometria ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego BOTEK: a) typ 113 dla średnic D_c = 0,7 ÷ 4 mm, b) typ 113-1 dla średnic D_c = 4,001 ÷ 10 mm [13].

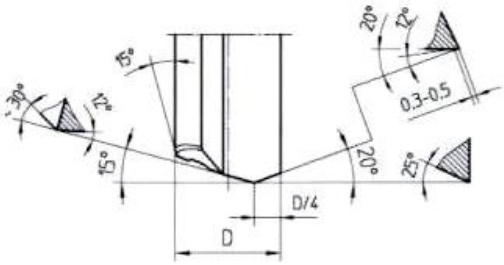
a)



b)

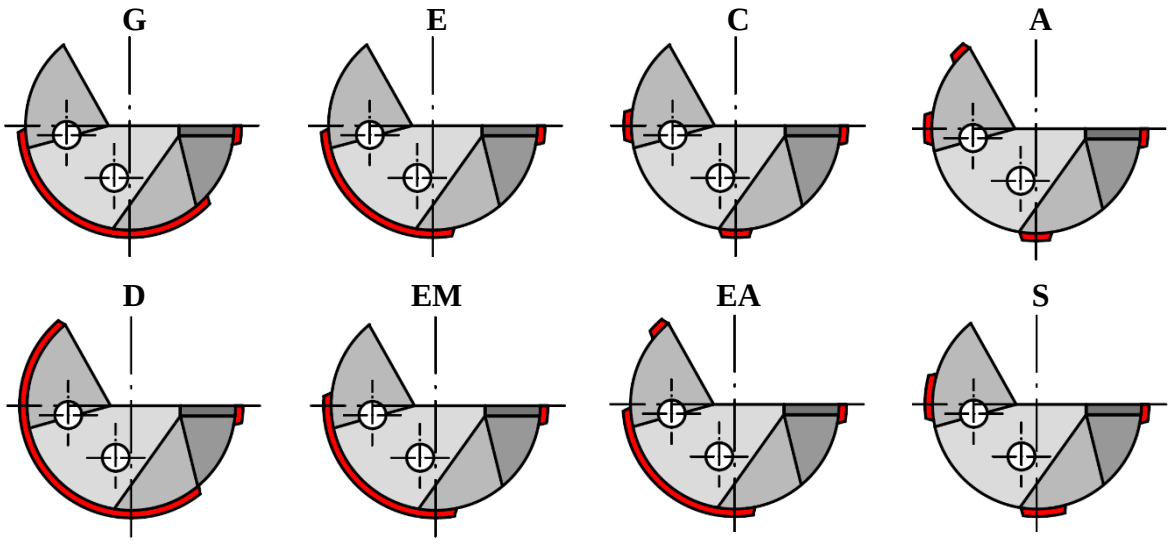


c)



Rys. 1.1.14. Geometria ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego BOTEK typu 110, 111: a) D_c = 1,85 ÷ 4 mm, b) D_c = 4,001 ÷ 20 mm, c) D_c = 20,001 ÷ 60 mm [13].

Ostrze wiertła lufowego jednoostrzowego posiada listwy prowadzące dla prawidłowego prowadzenia w wierconym otworze (rys. 1.1.15). W wiertłach lufowych z ostrzem monolitycznym listwy wykonane są w postaci wycinków tworzącej stożka i rozmieszczone są odpowiednio na obwodzie ostrza wiertła.



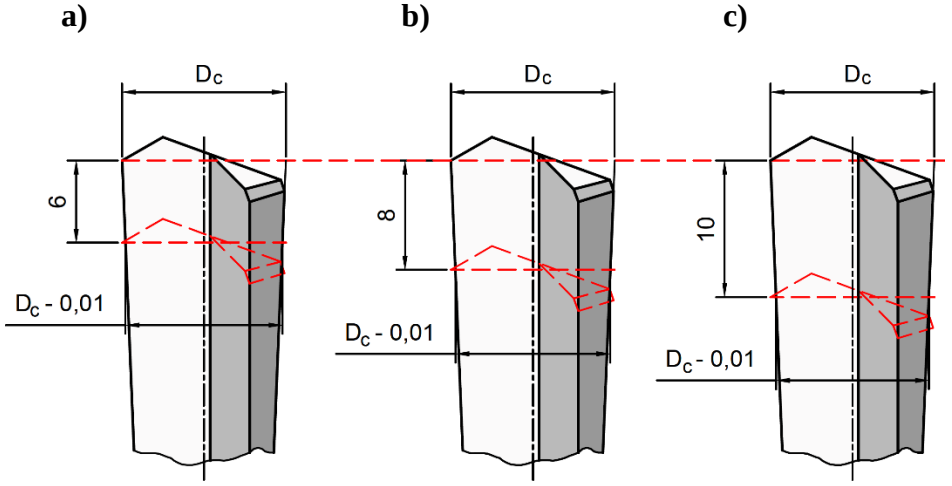
Rys. 1.1.15. Metody rozmieszczenia listew prowadzących w wiertle lufowym jednoostrzowym z ostrzem monolitycznym (opracowanie własne na podstawie [12, 13]).

Rozmieszczenie listew prowadzących uzależnione jest głównie od rodzaju obrabianego materiału i warunków obróbki [12, 13]:

- **G** – odpowiednie dla wszystkich materiałów i wąskich tolerancji otworu,
- **E** – odpowiednie dla wszystkich materiałów i szerszych tolerancji otworu,
- **C** – odpowiednie do materiałów trudnoobrabialnych, np. stali wysokostopowych,
- **A** – odpowiednie dla wszystkich materiałów w utrudnionych warunkach nawiercania,

- **D** – odpowiednie głównie dla żeliw szarych,
- **EM** – odpowiednie dla stali, żeliw i miękkich materiałów,
- **EA** – odpowiednie dla stali i aluminium – zwłaszcza, gdy przecinają się otwory,
- **S** – odpowiednie dla stali przy krótszych otworach – z wymogiem uzyskania wąskich tolerancji otworu o dobrej jakości powierzchni.

Oprócz prowadzenia ostrza wiertła, listwy prowadzące wpływają również korzystnie na zmniejszenie chropowatości powierzchni wierconego otworu. Typowa zbieżność listew prowadzących wynosi 1:800, ale występują też zbieżności 1:600 i 1:1000 (rys. 1.1.16). Zbyt mała zbieżność może doprowadzić do zakleszczenia się ostrza wiertła w otworze, a w konsekwencji do jego urwania. Zbyt duża zbieżność pogarsza prostoliniowość osi wierconego otworu.



Rys. 1.1.16. Zbieżności listew prowadzących w wiertłach lufowych jednoostrzowych z ostrzami monolitycznymi: a) 1:600, b) 1:800, c) 1:1000 (opracowanie własne na podstawie [12]).

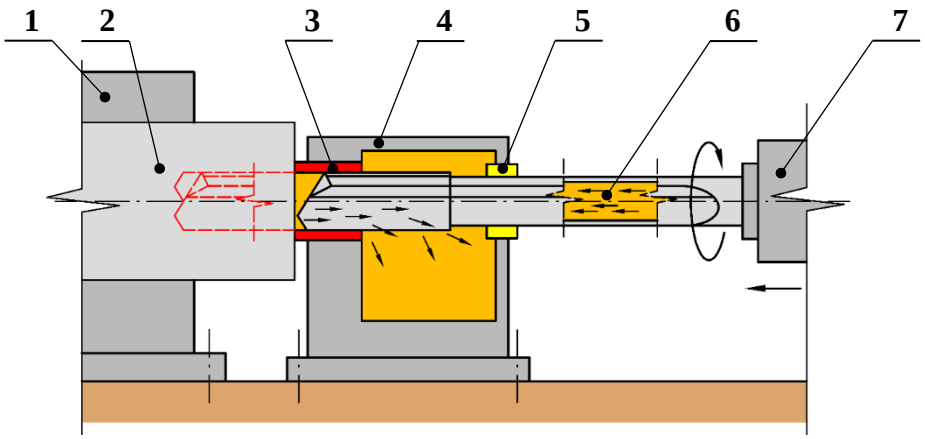
Metody rozmieszczenia listew prowadzących (rys. 1.1.15) oraz ich zbieżność (rys. 1.1.16) dotyczą tylko monolitycznych ostrzy wierteł lufowych jednoostrzowych. Z uwagi na zużycie ostrza wiertła podczas wiercenia koniecznym staje się jego okresowe ostrzenie. Przy założeniu, że grubość warstwy usuwanej z ostrza podczas jego ostrzenia wynosi ok. 0,5 mm, to w przypadku zbieżności 1:800 już po 16-tu ostrzeniach średnica ostrza wiertła D_c zmniejsza się o 0,01 mm. Zmniejszeniu ulega również średnica wierconego otworu oraz parametry współpracy ostrze-tulejka prowadząca.

1.1.4. Metody wiercenia otworów wiertłami lufowymi

Wiercenie otworów wiertłami lufowymi jest szczególną metodą obróbki skrawaniem ze względu na specyficzne prowadzenie narzędzia podczas wiercenia i odprowadzanie wiórów ze strefy skrawania. Do podstawowych metod można zaliczyć wiercenie z wprowadzaniem wiertła przy użyciu:

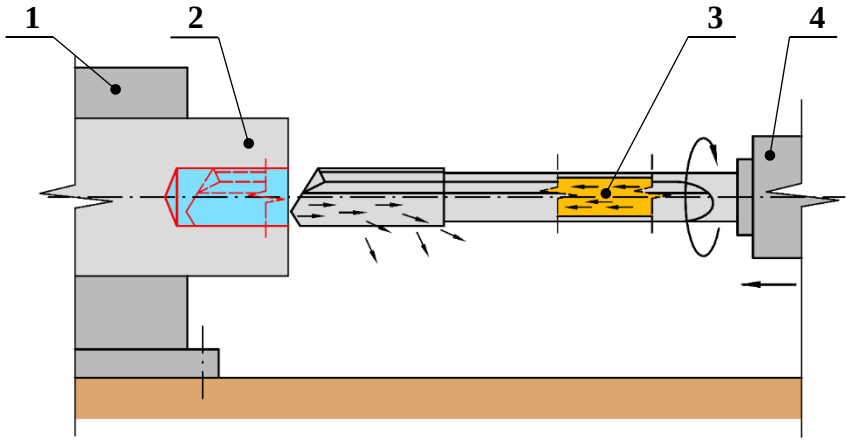
- wiertarskiej tulejki prowadzącej,
- otworu pilotującego.

Wiercenie głębokiego otworu przy wykorzystaniu wiertarskiej tulejki prowadzącej stosowane jest zwykle na specjalnych obrabiarkach zadaniowych dla znacznych głębokości wierconych otworów, gdzie wiertło ze względu na skłonność do wyboczenia musi być zamontowane w specjalnych podtrzymkach (rys. 1.1.17).



Rys. 1.1.17. Wprowadzanie wiertła lufowego przy pomocy wiertarskiej tulejki prowadzącej: 1 – uchwyt mocujący, 2 – przedmiot obrabiany, 3 – wiertarska tulejka prowadząca, 4 – wiertnik, 5 – tulejka uszczelniająca, 6 – wiertło, 7 – oprawka narzędziowa (opracowanie własne na podstawie [2, 3, 12-16].

Druga metoda wiercenia zakłada wprowadzanie wiertła w wiercony materiał przy użyciu otworu pilotującego (rys. 1.1.18).



Rys. 1.1.18. Wprowadzanie wiertła lufowego przy pomocy otworu pilotującego: 1 – uchwyt mocujący, 2 – przedmiot obrabiany, 3 – wiertło, 4 – oprawka narzędziowa (opracowanie własne na podstawie [2, 3, 12-16].

W metodzie przedstawionej na rys. 1.1.18, w obrabianym przedmiocie wykonuje się wstępnie otwór (pilot), który niejako zastępuje wiertarską tulejkę prowadzącą o wymiarach przedstawionych w tabeli 1.1.2.

Tabela 1.1.2. Wymiary otworu pilotującego [12, 13, 17].

Producent wiertła	**ØD [mm]**	**L [mm]**
GÜHRING	$ØD_{c}^{+0,03}_{+0,01}$	$1,5 \times ØD_c$
TBT	$ØD_c$ H8	$1 \div 1,5 \times ØD_c$
BOTEK	$ØD_{c}^{+0,015}_{+0,005}$ dla $ØD_c = 0,5 \div 2,5$	$2 \times ØD_c$
	$ØD_{c}^{+0,02}_{+0,01}$ dla $ØD_c = 2,6 \div 8,9$	$1,5 \times ØD_c$
	$ØD_{c}^{+0,04}_{+0,015}$ dla $ØD_c = 9 \div 50$	$1 \times ØD_c$

Metoda wprowadzania wiertła lufowego przy pomocy otworu pilotującego stosowana jest zwykle przy użyciu centrów obróbkowych CNC lub krótkich narzędzi. Ze względu na małą sztywność poprzeczną wiertła najkorzystniejszym układem pracy dla metody z rys. 1.1.18 jest oczywiście układ z pionowym wrzecionem. To jednak pociąga za sobą wiele niedogodności i ograniczeń.

1.1.5. Metody współpracy przedmiot – narzędzie

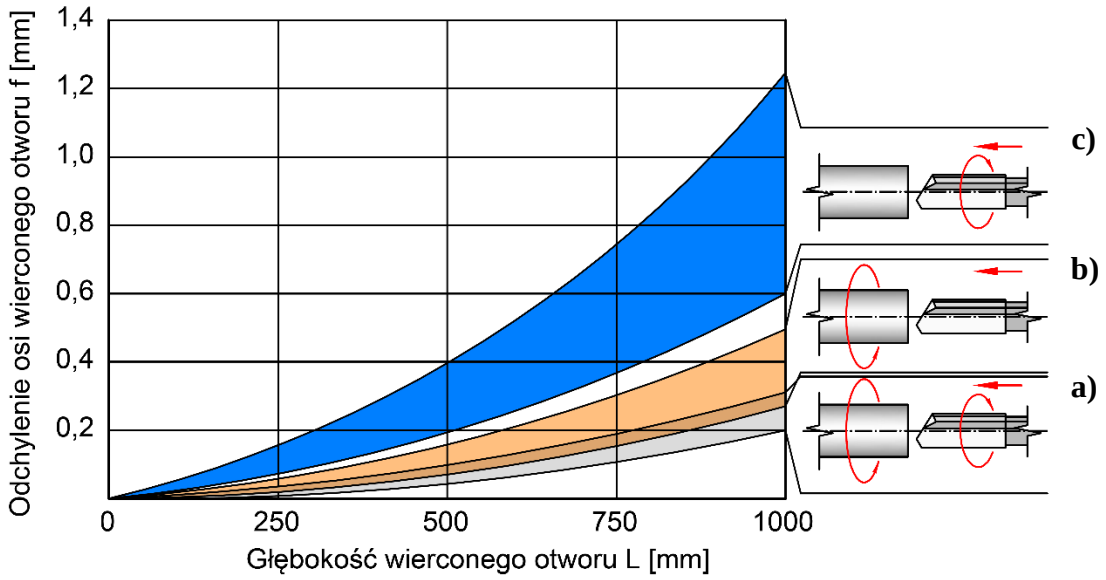
W wyniku realizacji technologii głębokiego wiercenia otworów zwykle ocenie poddawane są trzy parametry wykonania wierconego otworu:

- średnica wierconego otworu,
- chropowatość powierzchni otworu,
- prostoliniowość osi wierconego otworu.

Najczęściej, ściśle określanym parametrem jest prostoliniowość wierconego otworu. W pewnych zakresach prostoliniowością można sterować przez wybór odpowiedniej kinematyki obrabiarki (rys. 1.1.19) zdefiniowanej przez [3, 4, 11-14, 17, 18]:

a) obracający się przedmiot obrabiany, obracające się narzędzie z posuwem,
b) obracający się przedmiot obrabiany, narzędzie z posuwem,
c) nieruchomy przedmiot obrabiany, obracające się narzędzie z posuwem,
d) obracający się przedmiot obrabiany z posuwem, nieruchome narzędzie,
e) przedmiot obrabiany z posuwem, obracające się narzędzie,
f) obracający się przedmiot obrabiany z posuwem, obracające się narzędzie.

W praktyce, najczęściej stosowane są jednak pierwsze trzy układy a), b) i c) ze względu na mniejsze problemy konstrukcyjne i koszty wytworzenia.



Rys. 1.1.19. Odchylenie osi wierconego otworu w zależności od kinematyki obrabiarki do głębokiego wiercenia: a) narzędzie z pełną obrotową prędkością roboczą, posuwem i przeciwbieżnym obrotem (technologicznym) obrabianego przedmiotu, b) obrabiany przedmiot z pełną obrotową prędkością roboczą i posuwem narzędzia, c) narzędzie z pełną obrotową prędkością roboczą, posuwem i nieruchomym obrabianym przedmiotem (opracowanie własne na podstawie [2-4, 11-14, 17, 18]).

Z doświadczeń autora pracy wynika, że najczęściej jest stosowana kinematyka obrabiarki przedstawiona na rys. 1.1.19c.

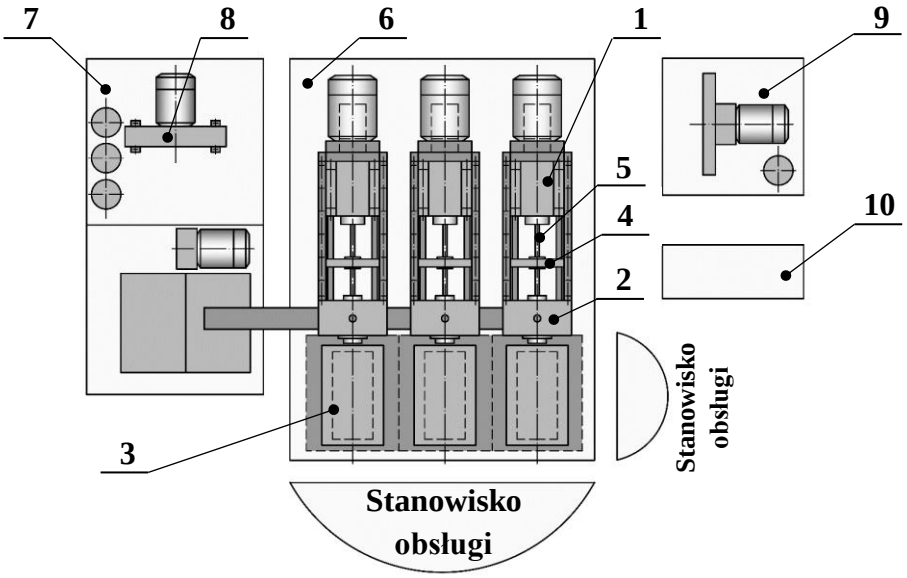
1.1.6. Modularyzacja obrabiarek do głębokiego wiercenia

W wyniku rozwoju układów sterowania stosowanych w obrabiarkach, ustawicznym zmianom ulegają również rozwiązania technik wytwarzania głębokiego wiercenia otworów. Na podstawie doświadczeń firm obrabiarkowych NAGEL, IXION, DEGEN oraz MOLLARD w Ośrodku Badawczo-Konstrukcyjnym KOPROTECH w Warszawie, w 2003 r. przy udziale autora pracy został zrealizowany projekt celowy, nt. „*Wykonanie i wdrożenie współrzędnościowej obrabiarki do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi*" [19]. Projekt umożliwił budowę podstawowej konfiguracji obrabiarki do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi jednoostrzowymi z lutowanymi ostrzami monolitycznymi i pozwolił na rozwój oraz wdrożenie technologii w warunkach przemysłowych.

Do podstawowych zespołów wykorzystanych w budowie obrabiarki zadaniowej do głębokiego wiercenia otworów należą [2, 18, 20]:

- jednostka obróbkowa (wrzeciennik, zespół posuwowy, podtrzymka, wiertnik-studzienka, zespół prowadząco-uszczelniający, wiertło, oprawka narzędziowa),
- układ chłodzenia i odwiórowania (układy niskiego i wysokiego ciśnienia, zespół filtrów, chłodnica oleju),
- układ napędu i sterowania pneumatycznego, hydraulicznego i elektrycznego,
- uchwyt mocujący obrabiany przedmiot,
- zespoły korpusowe osi przestawnych,
- zespół osłon.

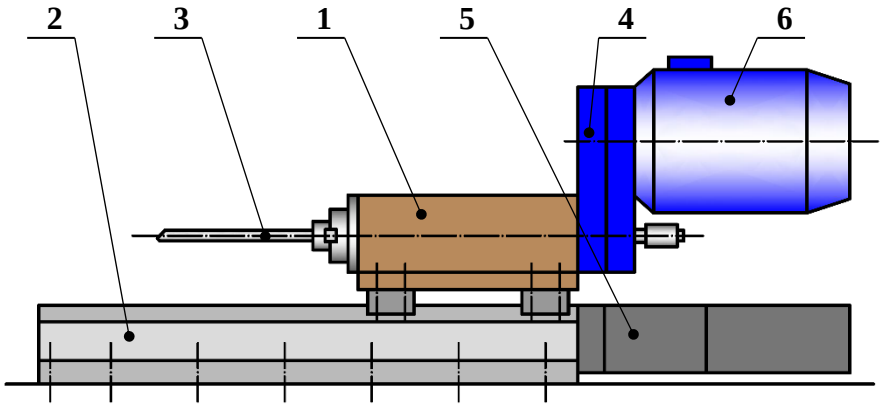
Zaproponowana w 2003 r. przez OBK KOPROTECH z udziałem autora rozprawy współrzędnościowa obrabiarka do głębokiego wiercenia otworów wraz z rozwiązaniami technologicznymi układu chłodzenia i odwiórowania oraz układu systemu napędu i sterowania elektrycznego, umożliwiła zastosowanie ich w przemyśle z dostosowaniem ich konstrukcji do wymagań technologicznych (rys. 1.1.20).



Rys. 1.1.20. Konfiguracja obrabiarki do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi: 1 – jednostka obróbkowa (wrzeciennik, zespół posuwowy), 2 – wiertnik-studzienka, 3 - uchwyt mocujący obrabiany przedmiot, 4 – podtrzymka, 5 – wyposażenie narzędziowe (wiertło, oprawka narzędziowa), 6 – korpus główny, 7 – układ chłodzenia i odwiórowania, 8 – chłodnica oleju, 9 – układ napędu i sterowania hydraulicznego, pneumatycznego, 10 – układ napędu i sterowania elektrycznego (opracowanie własne na podstawie [2, 18-26]).

Przedstawiona na rys. 1.1.20 konfiguracja obrabiarki do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi jest wersją najbardziej rozbudowaną, wykonaną z udziałem autora rozprawy.

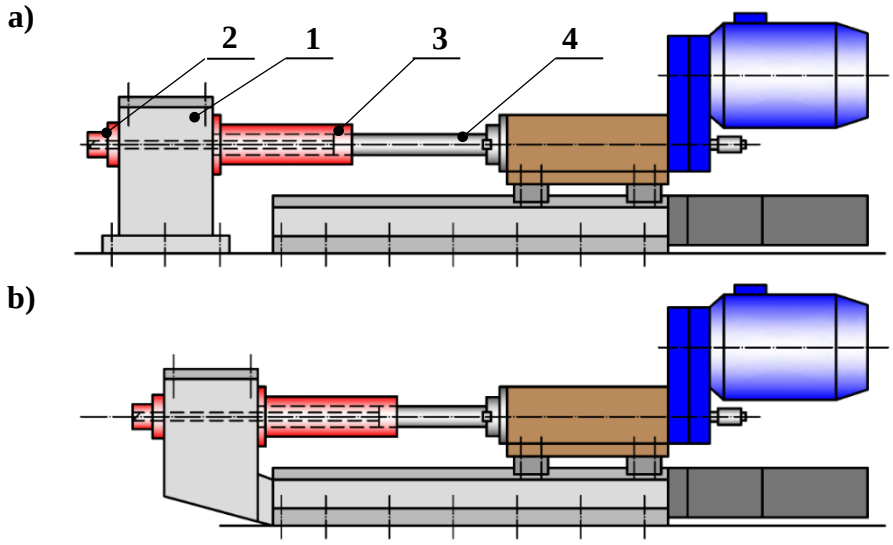
Jednostka obróbkowa w technologii głębokiego wiercenia otworów pełni wiele zadań, dlatego jej konstrukcja wymaga zastosowania specjalistycznych zespołów pełniących określone funkcje w obrabiarce. Zespoły te i ich rozwiązania konstrukcyjne są współautorskim opracowaniem autora niniejszej pracy i uzyskały wzór użytkowy pt. *„Jednostka modułowa do głębokiego wiercenia otworów”* [27] oraz wzór przemysłowy pt. *„Jednostka modułowa do głębokich wierceń”* [28] nadane przez Urząd Patentowy Rzeczpospolitej Polskiej. Konfiguracje jednostek obróbkowych, które zostały sprawdzone i mogą być stosowane do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi zostały przedstawione na rys. 1.1.21, 1.1.22 i 1.1.24. Jednostka obróbkowa do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi z narzędziem bez podparcia jest podstawowym rozwiązaniem konstrukcyjnym (rys. 1.1.21).



Rys. 1.1.21. Jednostka obróbkowa do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi z narzędziem bez podparcia: 1 – zespół wrzecionowy (wrzeciennik), 2 – zespół posuwowy, 3 – wyposażenie narzędziowe (wiertło, oprawka narzędziowa), 4 – skrzynka przekładniowa, 5 – zespół napędu posuwu (elektryczny, hydrauliczny lub pneumatyczny), 6 – silnik napędu wrzeciona (opracowanie własne na podstawie [2, 18, 20, 21, 23-25, 27-31]).

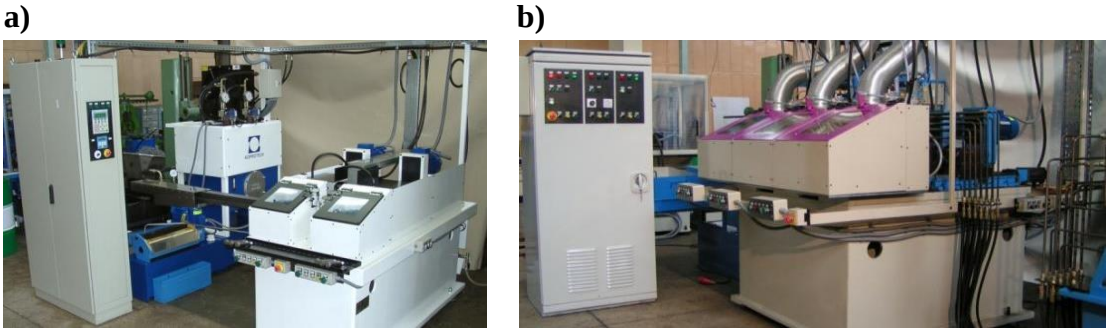
W tym przypadku głębokość wiercenia ograniczona jest długością narzędzia, które nie wymaga dodatkowego podparcia. Najkorzystniejszym ustawieniem jednostki dla realizacji technologii głębokiego wiercenia otworów jest pionowe ustawienie wrzeciona. Zaletą tego typu rozwiązania jest brak dodatkowego zespołu, jakim jest wiertnik-studzienka, a wadą – intensywne rozrzucanie czynnika chłodząco-smarującego i wiórów oraz utrudnione ich usuwanie z obrabiarki.

Innym rozwiązaniem jednostki obróbkowej jest podparcie narzędzia w tulei (rys. 1.1.22). Charakteryzuje się ona podparciem narzędzia przez oprawkę narzędziową pracującą w specjalnej tulei prowadząco-uszczelniającej. Zaletą tego rozwiązania jest możliwość skrócenia korpusu zespołu posuwowego i długości wiertła oraz brak ruchomej podtrzymki. Wadą jest ograniczenie głębokości wiercenia nawet do 50% w stosunku do innych rozwiązań, co wynika z wymiarów wiertnika.



Rys. 1.1.22. Jednostka obróbkowa do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi z podpartym narzędziem w tulei: a) podparcie w oprawce oraz tulei w wolnostojącym wiertniku, b) podparcie w oprawce oraz tulei w zintegrowanym wiertniku, 1 – wiertnik, 2 – zespół prowadzący wiertło (wiertarska tulejka prowadząca, oprawa), 3 – tuleja prowadząco-uszczelniająca, 4 – oprawka narzędziowa (opracowanie własne na podstawie [2, 18, 20, 21, 23-25, 27-31]).

Rozwiązania konstrukcyjno-technologiczne jednostki obróbkowej do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi z podpartym narzędziem w tulei uzyskały prawo ochronne zarówno na wzór użytkowy, pt. *„Przystawka wiertarska modułowa do głębokiego wiercenia otworów”* [32], oraz wzór przemysłowy, pt. *„Przyrząd obróbkowy z uchwytem mocującym przedmiot obrabiany”* przyznane przez Urząd Patentowy Rzeczpospolitej Polskiej [33]. Przykładami wdrożenia jednostki obróbkowej do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi z podpartym narzędziem w tulei, przeprowadzonego z udziałem autora pracy, są obrabiarki przedstawione na rys. 1.1.23.

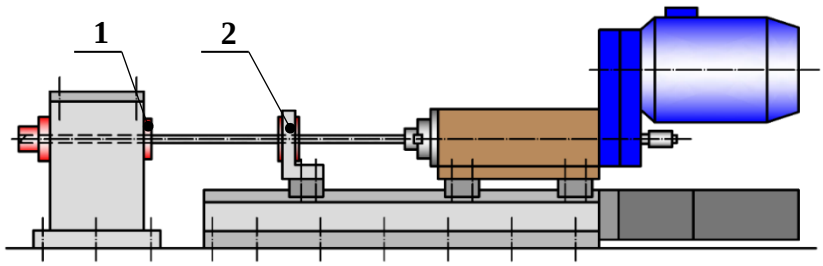


Rys. 1.1.23. Zastosowanie jednostek obróbkowych do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi z podpartym narzędziem w tulei w obrabiarkach wdrożonych przez IMBiGS: a) obrabiarka LSB-100NC z dwoma jednostkami obróbkowymi, b) obrabiarka LWL-28NC z trzema jednostkami obróbkowymi [18, 20, 22, 26, 34, 35].

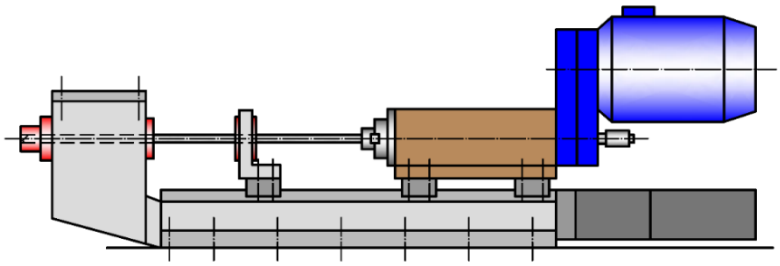
Kolejnym rozwiązaniem jest jednostka obróbkowa do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi z podpartym narzędziem w podtrzymce (rys. 1.1.24). Charakteryzuje się ona podparciem narzędzia przez specjalną podtrzymkę, która przemieszcza się odpowiednio podczas pracy narzędzia. Jednostka tego typu stanowi zwartą konstrukcję, dzięki czemu może być ustawiana bezpośrednio na obrabiarce. Zaletą rozwiązania jest możliwość wiercenia

otworów o głębokości ograniczonej jedynie przez długość narzędzia i zespołu posuwowego, gdzie możliwe jest stosowanie wielu podtrzymek.

a)



b)



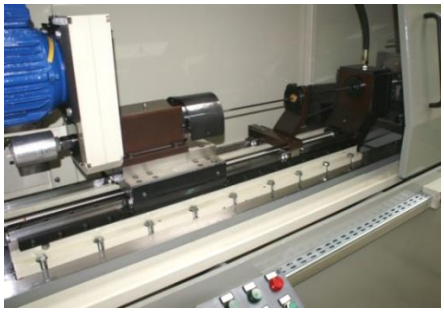
Rys. 1.1.24. Jednostka obróbkowa do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi z podpartym narzędziem w podtrzymce: a) podparcie w podtrzymce i wolnostojącym wiertniku, b) podparcie w podtrzymce i zintegrowanym wiertniku, 1 – zespół uszczelniający wiertnika, 2 – podtrzymka (opracowanie własne na podstawie [2, 18, 20, 21, 23-25, 27-31]).

Przykładami wdrożenia jednostki obróbkowej do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi z podpartym narzędziem w podtrzymce, przeprowadzonego z udziałem autora pracy, są obrabiarki przedstawione na rys. 1.1.25.

a)



b)



c)



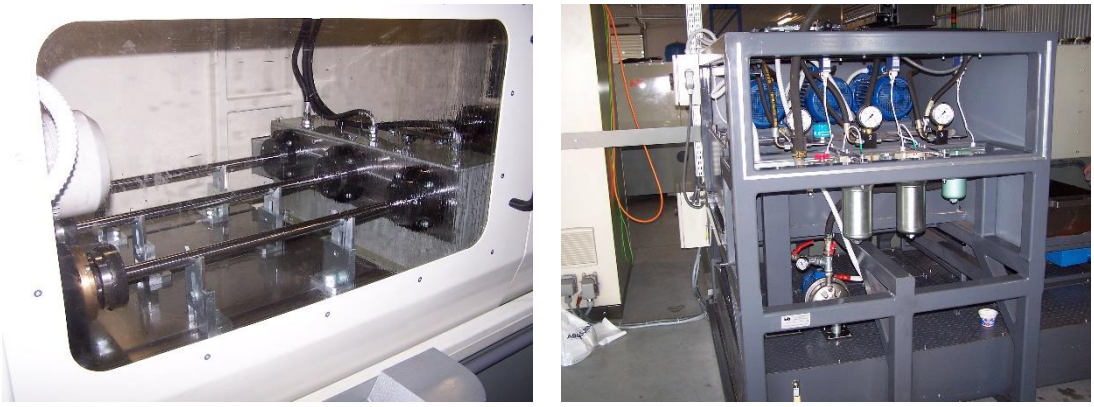
d)



Rys. 1.1.25. Zastosowanie pojedynczych jednostek obróbkowych do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi z podpartym narzędziem w podtrzymce w obrabiarkach wdrożonych przez OBK KOPROTECH i IMBiGS: a) obrabiarka LWL-27NC, b) obrabiarka LWL-30NC, c) obrabiarka LWL-32NC, d) obrabiarka LWL-29NC [2, 18, 20, 25, 30, 36, 37].

W rozwiązaniach konstrukcyjnych obrabiarek do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi mogą być zastosowane bardziej złożone konstrukcje. Jednostki obróbkowe mogą być częściowo zintegrowane w taki sposób, że wiertniki-studzienki, podtrzymki oraz zespoły posuwowe stanowią pojedyncze zespoły, zaś wrzecienniki są niezależnymi zespołami konstrukcyjnymi. W obszarze zastosowań jednostek zintegrowanych autor niniejszej pracy jest współtwórcą patentowego prawa ochronnego przyznanego przez Urząd Patentowy Rzeczpospolitej Polskiej na wynalazek pt. „*Zespół chłodzenia i odwiórowania”* [38]. Przykładem wdrożenia obrabiarki z jednostkami zintegrowanymi, przeprowadzonego z udziałem autora pracy są dwie obrabiarki, których zasadnicze zespoły przedstawia rys. 1.1.26:

a) **b)**



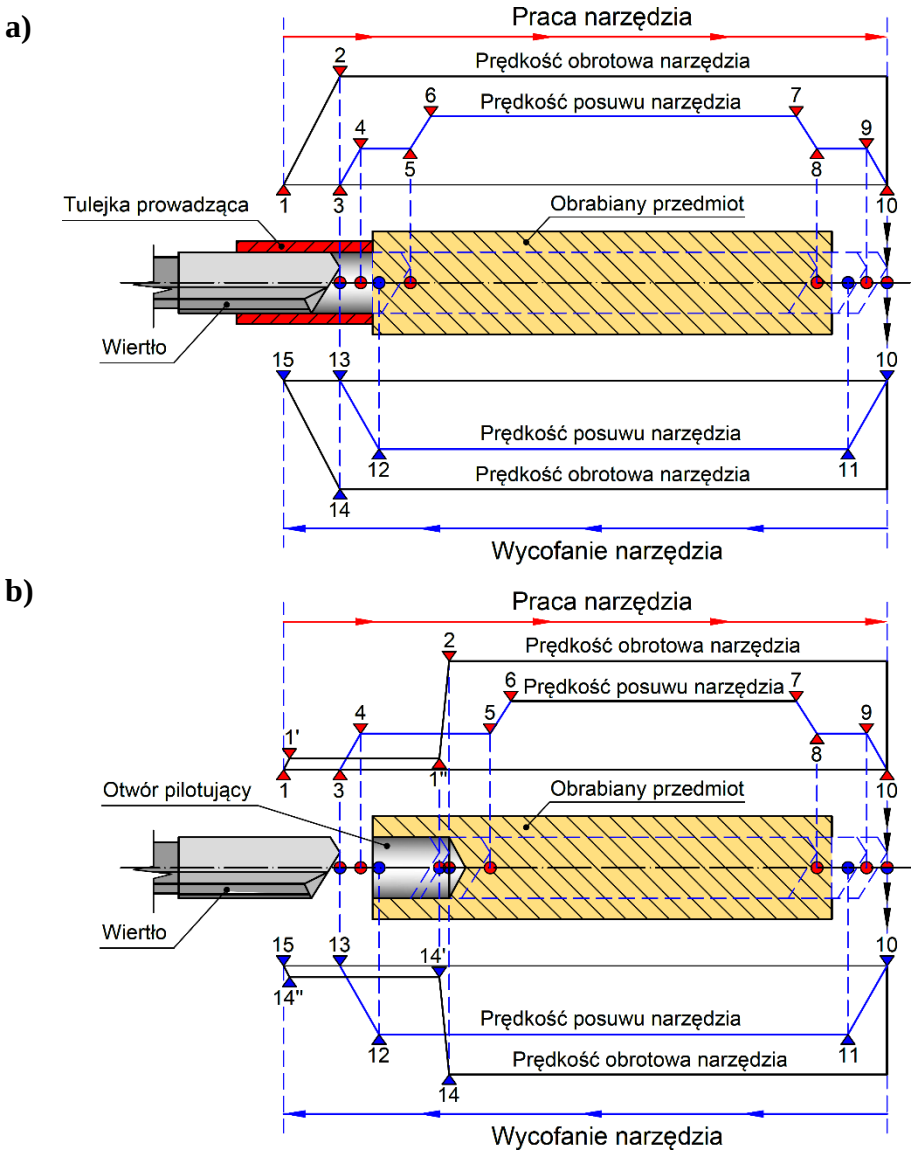
Rys. 1.1.26. Zastosowanie jednostek zintegrowanych w obrabiarkach LWL-33NC i LWL-34NC wdrożonych przez Łukasiewicz – IMBiGS: a) komora obróbkowa, b) układ chłodzenia i odwiórowania (opracowanie własne).

Wrzeciennik – w jednostce obróbkowej do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi służy zasadniczo do wprawienia wiertła w ruch obrotowy. Napęd na wrzeciono zespołu przekazywany jest najczęściej z silnika elektrycznego za pośrednictwem przekładni. Dobrze sprawdzają się przekładnie elastyczne zębate, choć ich wadą jest niewątpliwie emisja hałasu oraz ryzyko uszkodzeń zabezpieczeń bocznych (kołnierzy) kół pasowych zębatych. Wrzeciono wrzeciennika musi ponadto umożliwiać doprowadzenie czynnika chłodząco-smarującego do strefy obróbki. W efekcie na końcu wrzeciona montowane są zwykle specjalne złącza obrotowe dobierane w zależności od rodzaju, ciśnienia i wydatku czynnika chłodząco-smarującego oraz prędkości obrotowej wrzeciona. Zespoły tego typu budowane są m.in. przez firmy EUROMA i SUHNER [39, 40]. Bardzo dobrze sprawdzają się również konstrukcje opracowane w Ośrodku Badawczo-Konstrukcyjnym KOPROTECH.

Zespół posuwowy – w jednostce obróbkowej do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi służy głównie do nadania narzędziu ruchu posuwistego z możliwością przemieszczania obrabianego przedmiotu. W technologii głębokiego wiercenia otworów najtrudniejszymi momentami pracy wiertła jest jego wejście w obrabiany przedmiot i wyjście. Kiedy wiertło wprowadzane jest w materiał przy użyciu tulejki prowadzącej lub otworu pilotującego początkowo nie wierci ono pełnej średnicy ze względu na geometrię ostrza wiertła [3, 6]. Gdy ostrze wiertła zagłębi się już całkowicie w materiał, wówczas przy wykorzystaniu luzu tulejki lub otworu pilotującego, wiertło spychane jest w bok i zaczyna intensywnie skrawać krawędzią boczną.

Z doświadczeń autora pracy wynika, że jest to moment, w którym gwałtownie wzrastają opory skrawania prowadząc do przyspieszonego zużycia krawędzi bocznej ostrza wiertła,

a nawet jego urwania. Z tego względu konieczne jest wprowadzenie złożonego cyklu pracy zespołu posuwowego, który jest możliwy do zrealizowania przez obecnie stosowane rozwiązania, zwłaszcza w układach napędu i sterowania elektrycznego (rys. 1.1.27).



Rys. 1.1.27. Cykl pracy jednostki do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi dla kinematyki obrabiarki wg rys. 1.1.19c: a) wprowadzanie wiertła lufowego przy pomocy wiertarskiej tulejki prowadzącej, b) wprowadzanie wiertła lufowego przy pomocy otworu pilotującego (opracowanie własne na podstawie [2, 11, 21, 24, 25].

Praca jednostki obróbkowej do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi z kinematyką obrabiarki, w której narzędzie pracuje z pełną roboczą prędkością obrotową z posuwem, zaś obrabiany przedmiot jest nieruchomy, powinna odbywać się ze zmiennymi parametrami. Należą do nich głównie prędkość obrotowa narzędzia n oraz posuw (zespołu posuwowego) f_m (rys. 1.1.27):

- 1 – start cyklu, załączenie obrotów narzędzia,
- 1’ – osiągnięcie prędkości obrotowej narzędzia, maksymalnie n = 50 obr/min (wprowadzenie ostrza narzędzia w otwór pilotujący),
- 1” – początek zmiany prędkości obrotowej narzędzia,
- 2 – osiągnięcie roboczej prędkości obrotowej narzędzia,

- 3 – start cyklu posuwu narzędzia,
- 4 – osiągnięcie 1/2 prędkości posuwu roboczego narzędzia (wprowadzenie ostrza narzędzia w obrabiany materiał),
- 5 – początek zmiany prędkości posuwu narzędzia,
- 6 – osiągnięcie prędkości posuwu roboczego narzędzia,
- 7 – początek zmiany prędkości posuwu narzędzia,
- 8 – osiągnięcie 1/2 prędkości posuwu roboczego narzędzia (przebijanie obrabianego materiału przez ostrze narzędzia),
- 9 – początek zmiany prędkości posuwu narzędzia (początek zatrzymania posuwu),
- 10 – zatrzymanie posuwu narzędzia i zmiana jego kierunku,
- 11 – osiągnięcie prędkości posuwu (wycofania) narzędzia,
- 12 – początek zmiany prędkości posuwu narzędzia (początek zatrzymania posuwu),
- 13 – zatrzymanie posuwu narzędzia,
- 14 – początek zmiany prędkości obrotowej narzędzia,
- 14’ – osiągnięcie prędkości obrotowej narzędzia, maksymalnie n = 50 obr/min (wyjście ostrza narzędzia z obrabianego materiału),
- 14” – początek zmiany prędkości obrotowej narzędzia,
- 15 – zatrzymanie obrotów narzędzia (koniec cyklu).

Obecnie w większości konstrukcji zespołu posuwowego stosuje się precyzyjne prowadnice toczne, toczne zestawy pociągowe oraz serwonapędy AC umożliwiające uzyskanie wysokiej precyzji posuwu. Tego typu konstrukcje zostały opracowane z udziałem autora rozprawy i zastosowane w wielu obrabiarkach zadaniowych, w tym również do głębokiego wiercenia otworów w ramach projektu celowego pt. „*Uruchomienie produkcji typoszeregu jednostek obróbkowych jednowrzecionowych do budowy obrabiarek zespołowych i linii automatycznych*” [41].

Wiertnik-studzienka – w jednostce obróbkowej do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi służy do:

- prowadzenia ostrza wiertła w początkowej fazie obróbki przy pomocy wiertarskiej tulejki prowadzącej,
- bazowania obrabianego przedmiotu (zależnie od zastosowanego rozwiązania uchwytu mocującego),
- szczelnego odprowadzenia czynnika chodząco-smarującego oraz wiórów ze strefy skrawania i transportu na zewnątrz obrabiarki.

W korpusie wiertnika następuje rozładowanie wysokiego ciśnienia czynnika chłodząco-smarującego powracającego ze strefy obróbki oraz chwilowe skumulowanie odprowadzanych wiórów, które dalej spłukiwane są do rynny odpływowej. Zwykle do spłukiwania wiórów wykorzystywany jest dodatkowy strumień czynnika chłodząco-smarującego umożliwiający ciągłą pracę, niezależnie od fazy pracy jednostki lub zestawu jednostek obróbkowych. Zespół wiertnik-studzienka umieszczany jest pomiędzy uchwytem mocującym obrabiany przedmiot a wrzeciennikiem. W korpusie wiertnika-studzienki montowane są dwa specjalne zestawy prowadząco-uszczelniające spełniające określone zadania technologiczne:

- zespół prowadzący wiertło (wiertarska tulejka prowadząca, oprawa), od strony przedmiotu obrabianego – odpowiedzialny jest za prawidłowe prowadzenie ostrza narzędzia podczas

pracy przy wchodzeniu w obrabiany materiał oraz podczas czynności przezbrojeniowych obrabiarki i mocowania nowego narzędzia,

- zespół uszczelniający wiertnika lub tuleja prowadząco-uszczelniająca od strony wrzeciennika – odpowiedzialne są za zabezpieczenie przed rozbryzgami czynnika chłodząco-smarującego oraz wiórów, a także za podtrzymywanie narzędzia.

Podtrzymka – służy do poprzecznego podparcia wiertła i jest stosowana zwykle w sytuacji gdy sztywność poprzeczna wiertła jest zbyt mała i grozi jego wyboczeniem podczas pracy. Liczba podtrzymek uzależniona jest zwykle od rodzaju narzędzia, jego średnicy i długości. Wadą podtrzymek jest zabieranie drogi wiercenia, co musi być rekompensowane przez zwiększenie długości zespołu posuwowego.

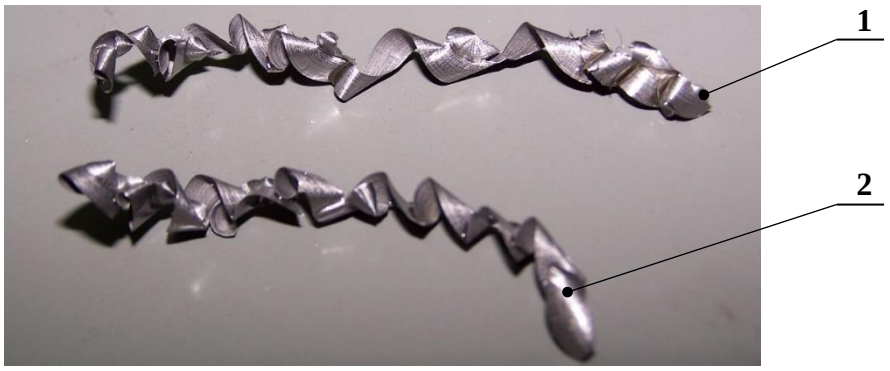
1.1.7. Parametry skrawania w technologii głębokiego wiercenia otworów

Podczas wiercenia głębokich otworów wiertłami lufowymi bardzo ważne jest skuteczne odprowadzenie wiórów ze strefy skrawania. W tego typu obróbce strefa skrawania ograniczona jest przez ściany otworu i pracujące narzędzie, przez co powstające wióry muszą uzyskać kształt pozwalający na swobodne wypchnięcie ich ze strefy skrawania. Na kształt wióra wpływają: prędkość skrawania, prędkość posuwu, geometria ostrza oraz powstający narost na powierzchni natarcia [3, 6, 42]. Geometria ostrzy wierteł lufowych jednoostrzowych z monolitycznym ostrzem jest ściśle ustalona przez producentów tego typu narzędzi, choć możliwe są modyfikacje na podstawie specjalnych wymagań [11-14]. Do dyspozycji technologów jest głównie zmiana parametrów skrawania.

W technologii głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi parametry skrawania uzależnione są głównie od rodzaju obrabianego materiału. Prędkość skrawania dla średnicy ostrza wiertła D_c = 0,98÷40,5 mm może przyjmować szeroki zakres V_c = 10÷300 m/min, zaś posuw na obrót f_z = 0,003÷0,19 mm/obr [7], przy czym:

- stale – V_c = 40÷120 m/min, f_z = 0,003÷0,11 mm/obr.,
- stale nierdzewne – V_c = 40 ÷ 90 m/min, f_z = 0,003÷0,1 mm/obr.,
- żeliwa – V_c = 15÷90 m/min, f_z = 0,003÷0,19 mm/obr.,
- metale nieżelazne – V_c = 65÷300 m/min, f_z = 0,005÷0,15 mm/obr.,
- stopy żaroodporne – V_c = 10÷50 m/min, f_z = 0,003÷0,1 mm/obr.

Należy pamiętać też, że odpowiedni dobór parametrów skrawania w technologii głębokiego wiercenia otworów powinien gwarantować prawidłowe ukształtowanie wióra (rys. 1.1.28).



Rys. 1.1.28. Kształt wióra powstającego podczas wiercenia otworów wiertłami lufowymi jednoostrzowymi z monolitycznym ostrzem: 1 – kształt wióra formowanego przez wewnętrzną krawędź skrawającą, 2 – kształt wióra formowanego przez zewnętrzną krawędź skrawającą (opracowanie na podstawie badań własnych).

Uzyskane w tym względzie doświadczenia autora pracy dowodzą, że przedmioty wykonane z typowych rodzajów stali i stopów aluminium raczej nie stanowią problemu dla odpowiedniego formowania się wióra. Wióry zwykle są krótkie i korzystne do odprowadzenia ze strefy skrawania. Ze względu na właściwości magnetyczne są dobrze odseparowywane od czynnika chłodząco-smarującego, co upraszcza budowę układu filtracyjnego. Znaczący problem występuje natomiast przy obróbce przedmiotów wykonanych z miedzi. Prawdopodobnie spowodowane jest to małym kątem ścinania powstającym w strefie skrawania, który zazwyczaj można zwiększyć poprzez [3, 5, 43-46]:

- zwiększenie prędkości skrawania (przyspiesza to jednak zużycie ostrza, a dodatkowo może zwiększać twardość wióra),
- zwiększenie grubości warstwy skrawanej (może powodować zwiększanie utwardzenia warstwy wierzchniej dna wierconego otworu, a przez to przyspieszać zużycie ostrza i zwiększać ryzyko urwania wiertła),
- zastosowanie dodatniego kąta natarcia ostrza wiertła (co w ostrzach monolitycznych jest praktycznie niemożliwe gdyż spowodowałoby to konieczność dużego ubytku materiału ostrza podczas jego ostrzenia),
- skrócenie powierzchni natarcia ostrza wiertła i jej styku z wiórem (podobnie jak przy modyfikacji kąta natarcia, ze względu na konieczność ostrzenia ostrza wiertła tego typu modyfikacja jest raczej niemożliwa),
- zmniejszenie współczynnika tarcia w strefie skrawania.

Z przedstawionej analizy technologii głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi można zauważyć, że uwaga naukowców, technologów i konstruktorów skupiona została na konstrukcji obrabiarek i ich zespołów, układach napędu i sterowania elektrycznego, hydraulicznego, pneumatycznego, układach chłodzenia i odwiórowania oraz rozwoju materiałów i konstrukcji wierteł lufowych. Ze względu na rozwój materiałów i konstrukcji narzędzi dużo prac poświęcono zjawiskom zachodzącym w strefie skrawania, które odnoszą się jednak w znacznym stopniu do typowego toczenia, frezowania czy wiercenia. Wynikać to może z dużej dostępności uniwersalnych obrabiarek i narzędzi, na których prowadzi się badania zgodnie z konkretnym zapotrzebowaniem produkcyjnym. W przypadku wierteł lufowych i technologii głębokiego wiercenia otworów liczba opracowań naukowych poświęconych tej tematyce jest niewielka. Wynikać to może z faktu, że badania są niezmiernie trudne ze względu na konieczność posiadania specjalistycznych i jednocześnie kosztownych obrabiarek, oprzyrządowania i układów wspomagających.

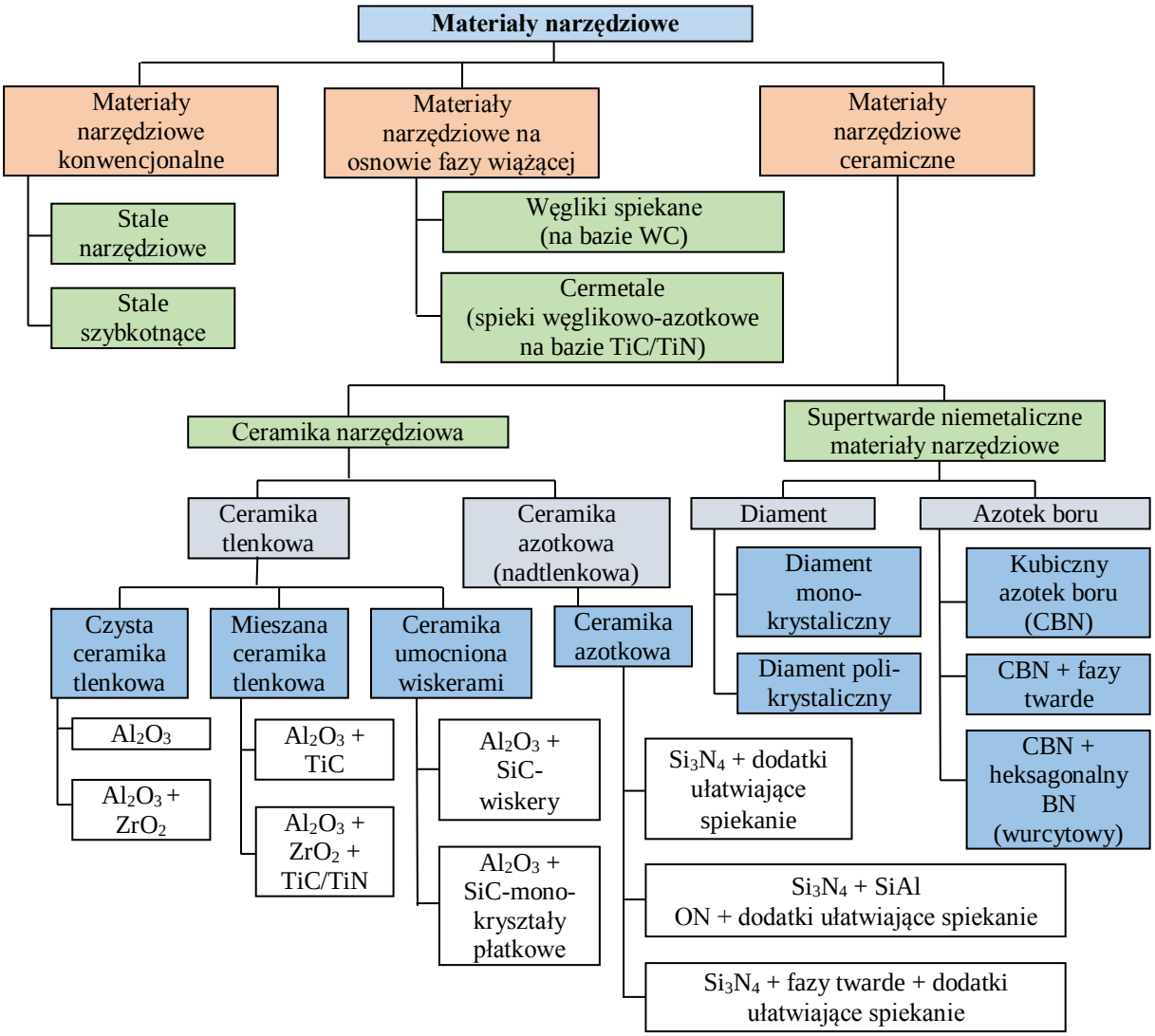
1.2. Materiały narzędziowe

Materiałami narzędziowymi określane są zwykle materiały, z których wykonywane są ostrza narzędzi obróbkowych. Obecnie narzędzia obróbkowe wykonywane są: w całości z materiału narzędziowego (narzędzia monolityczne), z ostrzami połączonymi w sposób nierozłączny z korpusem narzędzia (połączenie lutowane lub zgrzewane) lub z ostrzami połączonymi w sposób rozłączny z korpusem narzędzia (wymienne płytki mocowane mechanicznie). Każdy materiał narzędziowy spełniający wymagania stawiane przez obróbkę skrawaniem powinien charakteryzować się następującymi właściwościami [58]:

- twardość znacznie większa (co najmniej o 30 HRC) od twardości obrabianego materiału,
- duża wytrzymałość na rozciąganie, zginanie, ściskanie, skręcanie, zmęczenie, duża udarność,

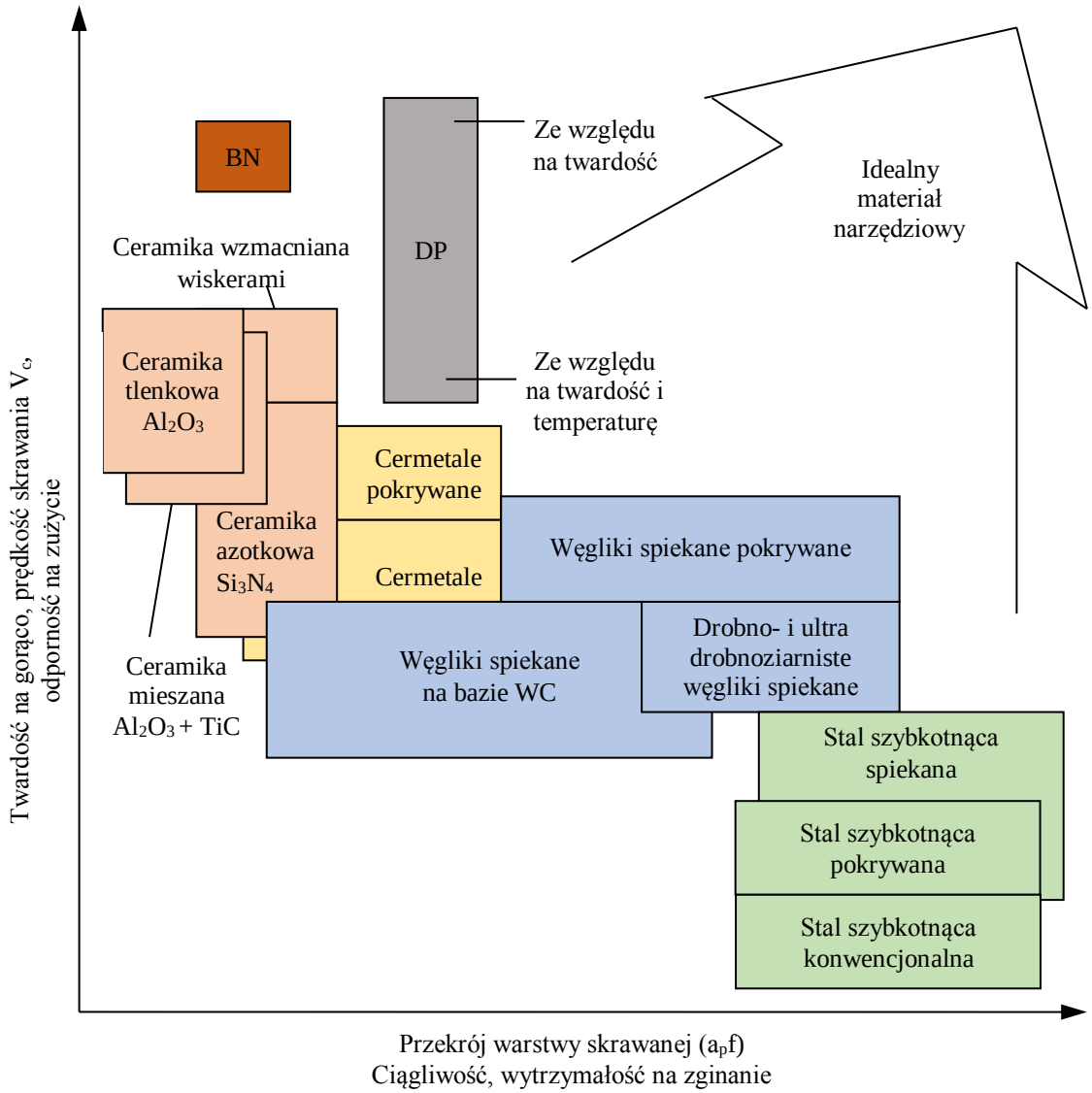
- duża odporność na zużycie ścierne, adhezyjne, dyfuzyjne, chemiczne,
- odporność na nagłe zmiany temperatury,
- zdolność utrzymywania wymienionych parametrów w wysokich temperaturach.

Podział materiałów narzędziowych stosowanych współcześnie ze względu na materiał, z jakiego są wykonane, przedstawia rys. 1.2.1.



Rys. 1.2.1. Podział materiałów narzędziowych [43].

Porównanie materiałów narzędziowych wg ich właściwości fizycznych oraz stosowanych parametrów skrawania przedstawia rys. 1.2.2.



Rys. 1.2.2. Porównanie materiałów narzędziowych wg ich właściwości fizycznych i stosowanych parametrów skrawania [50].

Norma PN-EN ISO 4957:2004 wyszczególnia 4 rodzaje stali narzędziowych [59]:

- stale narzędziowe niestopowe do pracy na zimno,
- stale narzędziowe stopowe do pracy na zimno,
- stale narzędziowe stopowe do pracy na gorąco,
- stale szybkotnące.

Stale narzędziowe niestopowe należą do materiałów, które były stosowane najwcześniej. Stosowano je głównie na narzędzia skrawające oraz do obróbki plastycznej. Od typowych stali węglowych różnią się wyższą zawartością węgla. Stale narzędziowe niestopowe zawierają średnio 0,42 ÷ 1,25% węgla oraz niewielki dodatek pierwiastków stopowych takich jak: Si, Mn, P oraz S [59]. Temperatura odpuszczania dla wszystkich gatunków stali narzędziowych niestopowych wynosi ok. 180 °C, zatem w warunkach obróbki skrawaniem narzędzia w tej temperaturze będą traciły dosyć szybko swoją twardość. Tego typu ograniczenie powoduje, że narzędzia wykonane ze stali narzędziowej niestopowej mogą pracować z małymi prędkościami skrawania dochodzącymi zaledwie do kilku m/min.

Stale narzędziowe stopowe posiadają nieco lepsze właściwości niż stale narzędziowe niestopowe dzięki zwiększonej zawartości pierwiastków stopowych takich jak: Cr, Mo, Ni, V, W [59]. Oba jednak gatunki stali nie są obecnie wykorzystywane na ostrza wierteł lufowych.

Stale szybkotnące to grupa stali narzędziowych, która obecnie jest wykorzystywana na wiertła do głębokiego wiercenia otworów, lecz dotyczy to tylko wierteł krętych. Twardość stali szybkotnących wynosi 60 ÷ 66 HRC zaś temperatura odpuszczania to już 550 ÷ 560 °C. Powszechne zastosowanie na narzędzia do obróbki skrawaniem znajduje stal szybkotnąca molibdenowa SW7M [60]. Stal ta odpowiada stali HS6-5-2 wg normy PN-EN ISO 4957:2004. Każdy składnik stopowy, taki jak: C, Co, Cr, Mo, V, W, wpływa na właściwości stali szybkotnącej [61]. Dzięki technologii metalurgii proszków możliwe jest uzyskanie stali szybkotnących o drobnych ziarnach i dużym rozproszeniu węglików [50].

Węgliki spiekane należą do materiałów, z których wykonywanych jest bardzo wiele narzędzi do obróbki skrawaniem. Na początku lat 90-tych udział węglików spiekanych wykorzystywanych na narzędzia skrawające osiągnął 50% w stosunku do pozostałych materiałów. Posiadają one dużą wytrzymałość, dobrą przewodność i niewielką rozszerzalność cieplną, a ponadto dobre właściwości skrawne, uniwersalność zastosowań i względnie niski koszt wytworzenia. Są to materiały, które składają się z węglików metali trudno topliwych, do których należą: wolfram (W), tytan (Ti), tantal (Ta) i niob (Nb), o udziale objętościowym ok. 65 ÷ 98 % oraz metalu wiążącego, którym przeważnie jest kobalt (Co). Jako metalu wiążącego używa się również niklu (Ni), molibdenu (Mo), żelaza (Fe) i ich stopów z kobaltem. Właściwości węglików spiekanych zależne są od ich składu chemicznego, składu fazowego, kształtu i wielkości ziaren oraz udziału objętościowego w strukturze [5, 43]. Wytrzymałość na zginanie węglików spiekanych zwiększa się wraz ze wzrostem stężenia kobaltu i węglika tantalu przy zmniejszeniu stężenia węglika tytanu [62]. Wytrzymałość na zginanie węglików spiekanych zależy także od wielkości ziaren osnowy. Kolejną korzystną cechą węglików spiekanych jest ich duża wytrzymałość na ściskanie, która niestety zmniejsza się wraz ze wzrostem stężenia kobaltu oraz węglika tytanu. Węgliki spiekane wykazują dużą wytrzymałość na ścieranie przy małym stężeniu kobaltu [5, 43]. Węgliki spiekane przewyższają parametrami stale szybkotnące, dlatego też są powszechnie stosowane na narzędzia obróbkowe. Producenci narzędzi do obróbki skrawaniem oferują wiele odmian węglików spiekanych oznaczając je wg własnych schematów. Klasyfikacja węglików spiekanych została podana w normie PN-ISO 513 [63]. Przywołana norma PN-ISO 513:1999 wprowadza tylko trzy grupy zastosowań węglików, co obecnie już nie jest wystarczające. Światowi producenci narzędzi rozbudowują ten system i wprowadzają nowe grupy zastosowań. Dla przykładu firma Sandvik Coromant wprowadza trzy dodatkowe grupy zastosowań do obróbki materiałów nieżelaznych, żaroodpornych i hartowanych [64, 65]. Węgliki spiekane, oprócz szeregu zalet, posiadają również niewątpliwą wadę, gdyż są bardziej kruche niż stale szybkotnące, a to zmusza do stosowania w ich geometrii mniejszych dodatnich kątów natarcia, a w większości nawet kątów ujemnych.

Pozostałe materiały narzędziowe, które nie są tak często stosowane na ostrza wierteł lufowych, ale są niezwykle istotne wśród materiałów narzędziowych, to: cermetale, ceramika narzędziowa (spieki ceramiczne), materiały supertwarde (diament polikrystaliczny PCD, regularny azotek boru CBN [5, 43, 64].

Skład chemiczny oraz sposób wytwarzania materiałów narzędziowych stanowi o ich właściwościach, a więc o przydatności do obróbki skrawaniem. Wymagania odnośnie obróbki

w obecnych czasach ciągle jednak rosną, co pociąga za sobą konieczność polepszania właściwości materiałów narzędziowych. W przypadku stali szybkotnących właściwości warstwy wierzchniej ostrza narzędzia obróbkowego początkowo były poprawiane przez obróbkę cieplno-chemiczną. W wyniku takiej obróbki uzyskuje się warstwę o grubości $2 \div 20$ μm, która ma nieco wyższą wytrzymałość niż rdzeń narzędzia, ale za to znacznie większą odporność na zużycie ścierne i adhezyjne, czyli trwałość ostrza narzędzia. Niekorzystną cechą tego typu warstw jest skłonność do mikrowykruszeń i zmiana wymiarowa narzędzi po procesie cieplno-chemicznym [66].

Jednym ze sposobów zwiększenia odporności na zużycie narzędzi skrawających jest stosowanie powłok przeciwzużyciowych (ochronnych). Znane powłoki z materiałów odpornych na zużycie, nanoszone metodami PVD i CVD znajdują szerokie zastosowanie w przypadku ogólnie wykorzystywanych narzędzi skrawających. Powłoki te pozwalają zwiększyć trwałość narzędzi poprzez podniesienie ich odporności m.in. na zużycie ścierne, chemiczne i adhezyjne [67, 68]. Powłoki te mogą mieć postać azotków, węglików, węglikoazotków, tlenków i postać wieloskładnikową [69]. Zastosowanie warstwy TiN powoduje kilkakrotny wzrost trwałości ostrza oraz zmniejszenie oporów skrawania o 10 % ÷ 20 %, wyraźny spadek ich dynamiki [70] oraz umożliwia zwiększenie prędkości skrawania o ok. 25 % [43]. Powłoki typu Ti(C,N) posiadają wysoką twardość i niski współczynnik tarcia [71-76]. Tworzenie się faz i ich rozdział w powłokach wielofazowych i wielowarstwowych podczas samego procesu nanoszenia powłok prowadzi do uzyskania niezwykłych właściwości powłok, takich jak np. wysokiej twardości, znacznie wyższej od twardości warstw lub faz tworzących powłokę – dotyczy to zwłaszcza powłok nanostrukturalnych [77-79]. Przez dobranie odpowiedniej budowy i określonego składu fazowego powłok wielofazowych można kształtować ich właściwości, np. podwyższyć twardość i zmniejszyć współczynnik tarcia [80].

Powłoki przeciwzużyciowe niewątpliwie wpływają pozytywnie na proces skrawania, a zwłaszcza ograniczają zużycie ostrza narzędzia. Powłoki tego typu stosowane są przez producentów narzędzi na ostrzach wierteł lufowych. Tu jednak pojawiają się problemy eksploatacyjne. Z doświadczeń autora pracy wynika, że w przypadku wierteł lufowych z ostrzem monolitycznym powłoka nanoszona jest na całym ostrzu, które następnie jest ostrzone na powierzchniach przyłożenia. Trudno jest określić, jaki wpływ ma ostrzenie na siłę przylegania powłoki, zwłaszcza w pobliżu krawędzi skrawającej. Ponadto podczas pracy ulegają tarciu prowadnice ostrza, które nie są regenerowane podczas ostrzenia. W opinii autora pracy można stwierdzić, że węgliki spiekane wykorzystywane na ostrza wierteł lufowych bez powłok ochronnych to dobry wybór. Zważywszy jednak na fakt zużywania się ostrza wiertła lufowego w procesie wiercenia istotnym staje się wyodrębnienie informacji jednoznacznie określającej przydatność narzędzia do dalszej pracy.

1.3. Zużycie ostrzy narzędzi skrawających

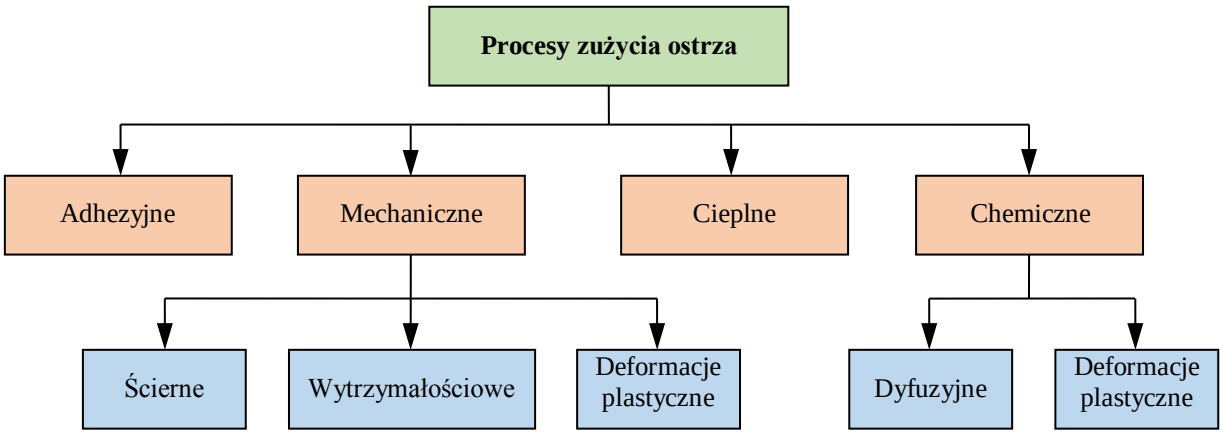
1.3.1. Procesy zużywania się ostrza

Podczas skrawania następuje bezpośredni kontakt ostrza narzędzia skrawającego z obrabianym materiałem. Z tego powodu dochodzi do zużycia ostrza narzędzia skrawającego, które uwidacznia się w różnych postaciach ubytkiem materiału ostrza narzędzia, a tym samym zmianą jego geometrii. Zwykle prowadzi to do utraty zdolności skrawnych. Do szczegółowych przyczyn powodujących zużycie ostrza narzędzia skrawającego należą [81]:

- **naciski jednostkowe** – w początkowym okresie skrawania są bardzo wysokie,

- **odnawianie się powierzchni trących** – prowadzi do czystego metalicznego kontaktu współpracujących materiałów ostrza i obrabianego materiału,
- **wysoka temperatura na powierzchniach trących** – temperatura może dochodzić do temperatury topnienia metalu,
- **utrudnione doprowadzenie czynnika smarującego (chłodziwa) do strefy tarcia** – w najkorzystniejszym przypadku można uzyskać tylko tarcie graniczne.

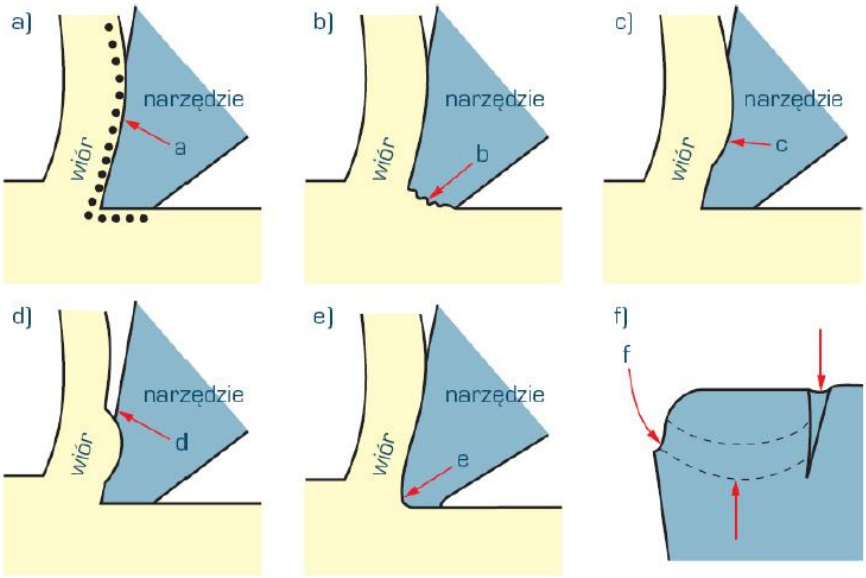
Zużycie ostrza narzędzia skrawającego następuje w wyniku wielu procesów występujących przeważnie jednocześnie, choć z różnym natężeniem (rys. 1.3.1).



Rys. 1.3.1. Procesy zużycia ostrza narzędzia skrawającego (opracowanie własne na podstawie [81]).

W praktyce, koniec technologicznego okresu trwałości ostrza narzędzia następuje zwykle wtedy, gdy przestaje ono zapewniać możliwość uzyskania przedmiotu o pożądanych wymiarach i jakości powierzchni. Typowymi objawami zużycia ostrza narzędzia skrawającego są: widoczne starcia na powierzchni przyłożenia (głównej i pomocniczej), krater na powierzchni natarcia oraz wręby na powierzchniach natarcia i przyłożenia czynnej krawędzi skrawającej. Postępujące zużycie zazwyczaj negatywnie wpływa na uzyskiwane efekty pracy ostrza, które z czasem się pogarszają. Z doświadczeń autora pracy wynika, że niekiedy umiarkowane zużycie ostrza narzędzia jest nawet pożądane, jednak są to sytuacje wyjątkowe. Nadmierne zużycie ostrza niejednokrotnie prowadzi do całkowitego zniszczenia narzędzia, a nawet obrabianego przedmiotu. Stan ostrza, który czyni je przydatnym do dalszej pracy, nazywany jest stępieniem ostrza. Tak więc, o ile zużycie jest wielkością zmienną w czasie, tak stępienie jest określoną wartością tego zużycia [43].

Zużycie tribologiczne jest rodzajem zużycia spowodowanego procesami tarcia, w którym następuje zmiana masy oraz struktury i fizycznych właściwości warstw wierzchnich obszarów styków pary ciernej. Intensywność zużycia tribologicznego zależy od odporności obszarów tarcia warstw wierzchnich oraz od rodzaju oddziaływania. Procesy zużycia tribologicznego mają m.in. istotne znaczenie w przypadku niszczenia i uszkodzenia narzędzi skrawających [62].



Rys. 1.3.2. Podstawowe mechanizmy zużycia narzędzi skrawających a) zużycie ścierne, b) zużycie adhezyjne, c) zużycie dyfuzyjne, d) zużycie w wyniku powierzchniowego odkształcenia plastycznego, e) zużycie w wyniku odkształcenia plastycznego krawędzi skrawającej pod działaniem naprężeń normalnych, f) zużycie przez wykruszanie w wyniku poślizgu [62, 82, 83].

Zużycie ścierne ma miejsce wtedy, gdy w obszarach tarcia współpracujących elementów występują utwierdzone albo luźne cząstki ścierniwa, lub wystające nierówności twardego materiału. Zużycie ścierne może następować przez [62]:

- ziarna umocowane we współpracujących powierzchniach,
- luźne pojedyncze ziarna ścierne, w tym także powstające w obszarze tarcia w wyniku utleniania produktów zużycia,
- warstwę ścierną występującą między współpracującymi powierzchniami,
- strumień ścierny, tj. strumień płynu, w którym są zawieszone cząstki ścierniwa,
- ścieranie w środowisku ściernym, gdy styk ziarna ze ścieraną powierzchnią następuje pod działaniem sił wykonujących pracę ścierania i zgniatania materiału ścierniwa.

W obróbce skrawaniem ścieranie mechaniczne polega na usuwaniu cząstek materiału ostrza przez wiór trący o powierzchnię natarcia ostrza i przez materiał obrabiany trący o powierzchnię przyłożenia ostrza. Siły tarcia na powierzchniach natarcia i przyłożenia ostrza w kontakcie z obrabianym przedmiotem i wiórem powodują ścinanie wierzchołków nierówności tych powierzchni, ich rysowanie i nieustanne usuwanie drobnych cząstek ostrza [5]. Ścieranie się materiału narzędzia skrawającego powoduje dodanie twardych cząstek do czynnika chłodząco-smarującego, który powracając w strefę obróbki sprzyja zwiększonemu ścieraniu [84, 85].

Zużycie adhezyjne polega na lokalnym **sczepianiu metalicznym** (adhezji) powierzchni trących w mikroobszarach odkształcenia plastycznego warstwy wierzchniej, a zwłaszcza najwyższych wierzchołków chropowatości zbliżonych na odległość działania sił molekularnych, i następnym ich rozrywaniu związanym z odrywaniem cząstek metalu lub jego rozmazywaniem na powierzchniach tarcia. Zużycie adhezyjne występuje przy styku dwóch powierzchni metali, charakteryzujących się dużym powinowactwem chemicznym. W wysokiej temperaturze oraz przy dużych odkształceniach plastycznych mikroobszarów tarcia następuje,

jako odmiana sczepiania adhezyjnego, **zrastanie tarciowe**, które polega na trwałym łączeniu się trących powierzchni metalowych w wyniku dyfuzji poprzez granicę styku. W warunkach bardzo dużych nacisków jednostkowych i wysokich temperatur, gdy stykają się ze sobą czyste fizycznie i chemicznie powierzchnie z wiórem, występują sprzyjające warunki do adhezji. Spływający wiór wyrywa z powierzchni natarcia ostrza cząstki materiału. Wyraźnie obserwowanym skutkiem zjawiska adhezji jest narost, który tworząc się i okresowo odrywając również odrywa materiał ostrza narzędzia skrawającego [62].

Zużycie dyfuzyjne spowodowane jest wzajemnym przenikaniem atomów z materiału obrabianego do narzędzia i odwrotnie. Proces ten jest zależny od temperatury w miejscu styku narzędzia i wióra oraz narzędzia i przedmiotu obrabianego, a zależy od podobieństwa wiązań atomowych narzędzia oraz materiału obrabianego [62]. W przypadku obróbki stali narzędziami wykonanymi z węglików spiekanych atomy żelaza dyfundujące do narzędzia powodują przemianę węglika wolframu w złożone związki wolframu, żelaza i węgla, które nie mają właściwości skrawnych, są więc łatwo unoszone przez wiór. Pozostały z tej reakcji węgiel dyfunduje do wióra, podobnie jak kobalt, stanowiący spoiwo materiału ostrza, a to oczywiście osłabia ostrze odsłaniając ziarna węglików. Dyfuzja pojawia się przy wyższych temperaturach skrawania, w momencie zaniku narostu, a więc adhezji. Dyfuzja towarzyszy wysokim prędkościom skrawania i posuwom, a wpływ na zużycie rośnie ze wzrostem tych parametrów. Skutkiem działania dyfuzji jest przede wszystkim powstawanie krateru na powierzchni natarcia, a kształt podobny jest do stref rozkładu temperatur [43].

Zużycie korozyjne nie jest zazwyczaj główną przyczyną nadmiernego zużycia narzędzi, ale może stać się najistotniejszym mechanizmem zużycia stali w wysokiej temperaturze lub podczas obróbki plastycznej. Zużycie to związane jest z pękaniem warstwy skorodowanej na powierzchni narzędzia w wyniku naprężeń występujących w trakcie skrawania i zachodzącą następnie korozję nowo odsłoniętej powierzchni. Ta forma zużycia może być ograniczona przez właściwe smarowanie, wyższe stężenie chromu w narzędziach lub przez nanoszenie powłok [82, 86].

Zużycie chemiczne (utlenianie) występuje wtedy, gdy na powierzchniach roboczych ostrza tworzą się tlenki oraz inne związki pierwiastków, a następnie są usuwane przez wiór oraz obrabiany przedmiot [5]. Utlenianie powoduje zużycie wrębowe, czyli powstawanie charakterystycznych wąskich wyżłobień na powierzchniach natarcia i przyłożenia prostopadłych do krawędzi skrawającej.

Zużycie cieplne występuje zazwyczaj przy wysokich temperaturach. Pod wpływem zbyt wysokich temperatur mogą zmieniać się struktura oraz właściwości mechaniczne materiału ostrza, mogą też występować deformacje plastyczne czynnych krawędzi skrawających, prowadzące do utraty zdolności skrawnych, w następstwie czego może dojść do spalenia ostrza.

Zużycie plastyczne (deformacje, odkształcenia) powstaje przy udziale wysokich temperatur wywołanych głównie przez duże prędkości skrawania i duże posuwy (naciski jednostkowe). Odkształcone ostrze łatwiej się zużywa na powierzchni przyłożenia. Deformacje plastyczne występują głównie przy obróbce materiałów narzędziami wykonanymi ze stali szybkotnących, a mniejszym stopniu w węglikach spiekanych.

Zużycie wytrzymałościowe (zmęczeniowe) jest skokową formą zużycia ostrza narzędzia do obróbki skrawaniem i może przybierać następujące formy [87]:

- **pęknięcia ostrza** – występują zwykle przy obróbce przerywanej. Zmęczenie mechaniczne powoduje powstawanie pęknięć równoległych do krawędzi, zaś cieplne – prostopadłych do niej,
- **wyszczerbienie ostrza (chipping)** – powstają w wyniku miejscowego przekroczenia wytrzymałości doraźnej ostrza,
- **wykruszenia ostrza** – większe ubytki materiału ostrza nie wykraczające poza obszar kontaktu z obrabianym materiałem,
- **wyłamania ostrza** – są większe niż wykruszenia i wykraczają poza obszar kontaktu ostrza z obrabianym materiałem. Zwykle są spowodowane tymi samymi przyczynami co wykruszenia i gwałtownie prowadzą do utraty właściwości skrawnych,
- **spalenie ostrza** – następuje pod wpływem wysokiej temperatury prowadzącej do odpuszczenia materiału i ścięcia wierzchołka krawędzi skrawającej.

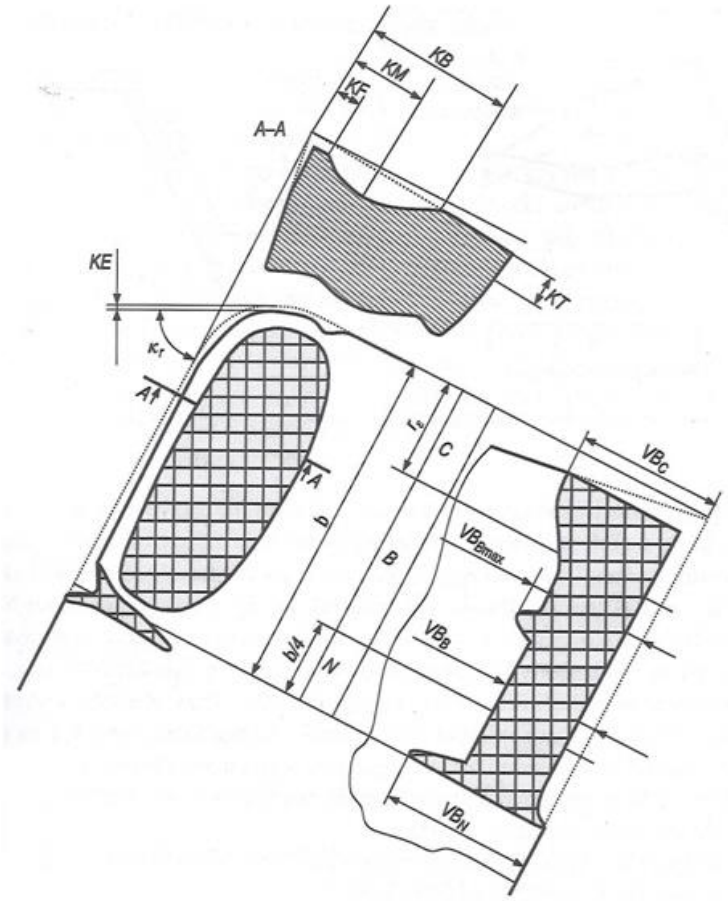
1.3.2. Kryteria i wskaźniki zużycia ostrza

Zużyciem ostrza jest zmiana kształtu ostrza w czasie skrawania w porównaniu z kształtem początkowym. Stępieniem ostrza jest z kolei utrata właściwości skrawnych. Zużycie ostrza narzędzia skrawającego wiąże się bezpośrednio ze stępieniem samego ostrza, dlatego terminy często bywają używane naprzemiennie. Za ostrze stępione uważane jest ostrze, w którym zużycie osiągnęło określoną granicę, czyli nastąpiło zużycie dopuszczalne. Najczęściej wyszczególniane się cztery kryteria stępienia ostrza narzędzia skrawającego [88-90]:

- **Kryteria geometryczne** – odnoszą się do zmian geometrycznych ostrza (starcia powierzchni przyłożenia i natarcia) opisywanych przez wskaźniki. Ostrze uznawane jest za stępione, kiedy wartości wskaźników są przekroczone.
- **Kryteria technologiczne –** odnoszą się do wymagań obróbki rozpatrywanym narzędziem. Ostrze jest uznawane za stępione wówczas, gdy jego zużycie nie pozwala na wykonanie przedmiotu z żądaną chropowatością powierzchni i osiągnięcie określonego wymiaru obrabianego przedmiotu.
- **Kryteria fizykalne –** uwzględniają jedynie możliwości skrawne narzędzia. Ostrze jest uznawane za stępione wówczas, gdy jego zużycie wchodzi w zakres trzeciej, przyspieszonej fazy zużycia.
- **Kryteria ekonomiczne –** zakładają, że należy dopuszczać taką wielkość zużycia ostrza, aby osiągać najmniejsze koszty użytkowania narzędzia.

Do oceny zużycia ostrza narzędzia skrawającego służą wskaźniki, wśród których można wyszczególnić dwie główne grupy [5, 43, 90, 91]:

- Bezpośrednie wskaźniki zużycia ostrza,
- Pośrednie wskaźniki zużycia ostrza.



Rys. 1.3.3. Bezpośrednie wskaźniki zużycia ostrza [92].

Bezpośrednie wskaźniki zużycia ostrza:

1. **Na powierzchni natarcia:**
   - głębokość żłobka *KT*,
   - szerokość żłobka *KB*,
   - położenie żłobka *KF*,
   - położenie środka żłobka *KM*.

2. **Na powierzchni przyłożenia:**
   - szerokość starcia w strefie środkowej VB_B,
   - maksymalna szerokość starcia w strefie środkowej VB_{Bmax},
   - szerokość starcia w rejonie naroża VB_C,
   - szerokość wrębu VB_N.

Pośrednie wskaźniki zużycia ostrza:

- wzrost poboru mocy przez obrabiarkę,
- wymiary obrabianego przedmiotu nie mieszczą się w założonych tolerancjach,
- niska jakość powierzchni (duża chropowatość),
- wydzielanie nadmiernej ilości ciepła,
- niekorzystny kształt wióra,
- duży hałas podczas obróbki,
- drgania układu OUPN.

Określając zużycie ostrza należy oczywiście przyjmować tylko te wskaźniki, które decydują o jego przydatności do pracy (tabela 1.3.1).

Tabela 1.3.1. Wskaźniki stępienia ostrza wg PN-83/M-58350 [93].

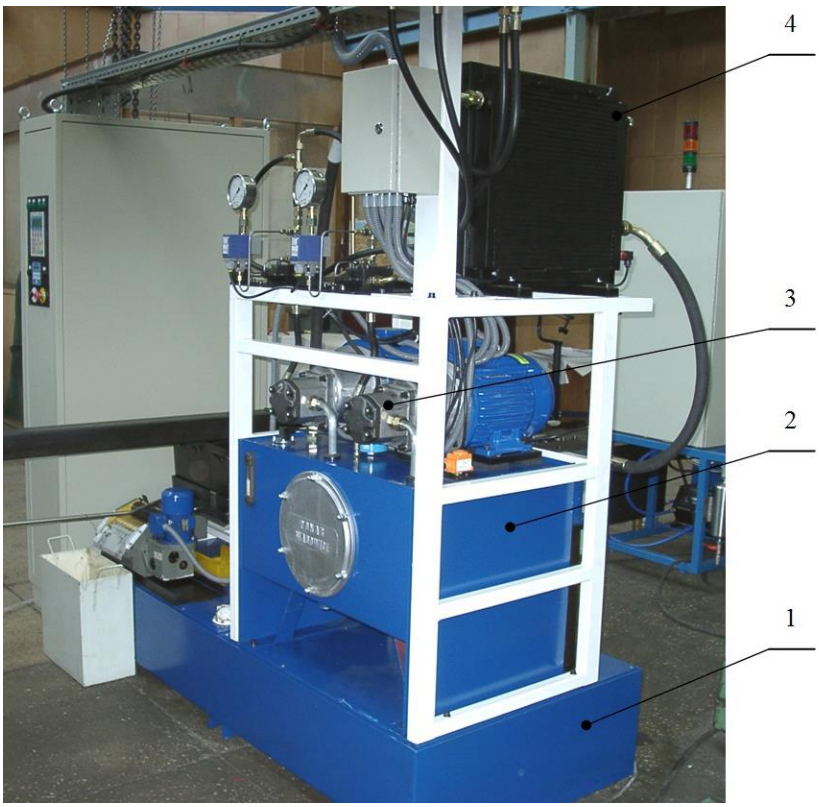
<table>
<tr><th rowspan="3">Materiał ostrza</th><th colspan="7">Wskaźniki stępienia</th></tr>
<tr><th>VB_B</th><th>VB_{Bmax}</th><th>VB_N</th><th>KT</th><th>KT/KM</th><th>KE[3)]</th><th>Ra[3)]</th><th rowspan="2">Inne</th></tr>
<tr><th>[mm]</th><th>[mm]</th><th>[mm]</th><th>[mm]</th><th></th><th>[mm]</th><th>[μm]</th></tr>
<tr><td>Stal szybkotnąca</td><td rowspan="3">0,3</td><td rowspan="3">0,6[1)]</td><td colspan="5">Nie ustala się</td><td>Zużycie katastroficzne</td></tr>
<tr><td>Węgliki spiekane</td><td>1,0</td><td>0,06÷0,3p[2)]</td><td>0,1</td><td>0,4 IT</td><td rowspan="2">0,4; 0,8; 1,6; 3,2; 6,3; 12,5</td><td rowspan="2">Gwałtowne pogorszenie jakości powierzchni obrobionej[4)] zużycie katastroficzne[5)]</td></tr>
<tr><td>Na osnowie Al_2O_3</td><td colspan="4">Nie ustala się</td></tr>
<tr><td colspan="8">[1)] Uprzywilejowany wskaźnik stępienia, stosowany przy nierównomiernym zużyciu powierzchni przyłożenia, gdy dominuje nad innymi wskaźnikami.
[2)] Przy posuwach wzorcowych 0.25; 0.4; 0.63 mm/obr można przyjąć KT równe odpowiednio 0.14; 0.18; 0.25 mm.
[3)] Przede wszystkim przy toczeniu bardzo dokładnym.
[4)] Przy wysokiej temperaturze ostrza, wywołanej dużymi posuwami i szybkością skrawania, gdy gwałtowne pogorszenie jakości powierzchni (wzrost chropowatości) następuje wcześniej niż osiągnięte zostaną wartości określone innymi wskaźnikami stępienia.</td></tr>
</table>

1.3.3. Czynniki wpływające na zużycie ostrza wiertła lufowego

Z badań własnych autora pracy wynika, że w technologii głębokiego wiercenia otworów ciepło powstające w strefie skrawania odprowadzane jest głównie przez wióry, które gwałtownie przekazują je do czynnika chłodzącego. Olej pracując w układzie zamkniętym jest stale podgrzewany powodując wzrost jego temperatury ponad temperaturę początkową, co można ograniczyć poprzez dodatkowe wymuszenie chłodnicą olejową. W tym przypadku temperatury wahają się w przedziale 20 ÷ 50 °C lub więcej. Jest to niekorzystne zjawisko ze względu na pracę pomp wysokiego ciśnienia, regulację zespołów stabilizujących ciśnienie w układzie oraz operatorów obsługujących maszynę. Wysoka temperatura czynnika chłodzącego dodatkowo wpływa niekorzystnie na proces wiercenia powodując [16]:

- spadek lepkości oleju, a przez to spadek ciśnienia pomp hydraulicznych,
- utrudnienia w obsłudze (zakładanie, wyjmowanie przedmiotu z uchwytu przez operatora – parzenie przedmiotów, rutynowe czynności konserwacyjne),
- przenoszenie się ciepła na sąsiednie urządzenia.

Równie ważnym aspektem w technologii głębokiego wiercenia jest odpowiednia filtracja czynnika chłodząco-smarnego (oleju), którą można zapewnić tylko dzięki odpowiednim konstrukcjom układu chłodzenia i odwiórowania. Przykład układu chłodzenia i odwiórowania, którego sprawność techniczna została potwierdzona poprzez wdrożenie produkcyjne przedstawia rys. 1.3.4.



Rys. 1.3.4. Układ smarowania, chłodzenia i odwiórowania w obrabiarce LSB-100NC: 1 – zbiornik główny (brudny olej), 2 – zbiornik pomocniczy (czysty olej), 3 – pompa zębata, 4 – chłodnica olejowa [16, 34, 94].

Zważywszy na fakt, że układ olejowy (rys. 1.3.4) jest typu otwartego, to odpowiednia filtracja oleju jest bardzo mocno utrudniona. W przedstawionym układzie poziom filtracji powinien wynosić 10 µm, którą to wartość narzuca zastosowanie wysokociśnieniowych pomp hydraulicznych. Producenci tego typu pomp dopuszczają stosowanie filtracji na poziomie 25 µm jednak doświadczenia autora pracy dowodzą, iż pompy pracujące w takich warunkach gwałtownie zużywają się. Prowadzi to następnie do spadku ciśnienia w układzie oraz awarii i uszkodzeń narzędzi [37]. Znajdujące się w oleju cząstki obrabianego metalu działają niczym ścierniwo i dodatkowo wpływają na przyspieszone zużycie narzędzi, szczególnie w strefie styku ostrza wiertła z obrabianym materiałem i wiórem.



Rys. 1.3.5. Zużycie narzędzia w wyniku gwałtownego spadku ciśnienia oleju [37].

Filtracja oleju na poziomie 10 µm uzyskiwana jest zwykle przy pomocy odpowiednich zbiorników z kaskadami filtrów mechanicznych oraz filtrów magnetycznych. Szczególny

problem występuje podczas obróbki przedmiotów wykonanych z aluminium, miedzi, brązów itp. Niemagnetyczny charakter wiórów uniemożliwia zastosowanie filtrów magnetycznych. Dodatkowy problem związany jest również ze zmienną strukturą udziałową powstających wiórów, frakcji pyłów i zanieczyszczeń.

2. PROBLEMATYKA, CEL I ZAKRES PRACY, HIPOTEZY BADAWCZE

2.1. Problem badawczy

Na podstawie przeprowadzonych analiz oraz doświadczenia nabytego przy realizacji zadań z zakresu głębokiego wiercenia otworów, jak też w trakcie budowy i wdrażania obrabiarek do tej technologii, autor pracy stwierdza, że jednym z najważniejszych problemów napotykanych w pracy z wiertłami lufowymi jest zużycie ostrza narzędzia. Proces ten jest bardzo złożony i – tak jak w przypadku innych narzędzi stosowanych w obróbce skrawaniem – wpływa na niego wiele czynników, do których należą [3, 43, 47-50]:

- rodzaj konstrukcji i materiał narzędzia,
- geometria ostrza narzędzia,
- materiał ostrza narzędzia,
- obrabiany materiał,
- obrabiarka (sztywność zespołów obróbkowych),
- parametry skrawania,
- rodzaj i parametry technologiczne czynnika chłodząco-smarującego tj. ciśnienie, temperatura, czy zanieczyszczenie.

Wieloletnie prace nad rozwiązaniami konstrukcyjnymi pozwoliły na opracowanie sztywnych, precyzyjnych i powtarzalnych konstrukcji poszczególnych zespołów spełniających wymagania dla realizacji technologii głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi [18, 20-31, 34-37]. Identyczna sytuacja występuje również dla złożonych układów chłodzenia i odwiórowania. Układy te zostały w wysokim stopniu dopracowane, zarówno pod kątem parametrów technologicznych (ciśnienie, wydatek), stopnia filtracji (zanieczyszczenie czynników chłodząco-smarujących), czy mgieł olejowych (uszczelnienie i odzysk). Niewłaściwe ciśnienie, wydatek oraz zbyt duże zanieczyszczenie czynnika chłodząco-smarującego może wpływać na przyspieszone zużycie ostrza wiertła lufowego [3].

W procesie skrawania występuje wiele rodzajów zużycia ostrza narzędzia skrawającego, które przebiegają zmiennie i niejednokrotnie nakładają się na siebie w tym samym czasie [5, 43, 51-57]. Z tego powodu, poznanie mechanizmów zużycia ostrza narzędzia, w tym ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego, jest niezmiernie ważnym zagadnieniem. W przypadku nadmiernego zużycia lub niewłaściwych warunków skrawania może dojść do urwania wiertła. Urwanie i zakleszczenie się, zwykle ostrza wiertła w wierconym otworze, może prowadzić w konsekwencji do uszkodzenia obrabianego przedmiotu. W przypadku uszkodzenia narzędzia w przedmiocie o prostej budowie i małych wymiarach następuje usunięcie wadliwego przedmiotu z asortymentu produkcyjnego, co nie pociąga za sobą znacznych kosztów. Oczywiście następują wówczas przestoje produkcyjne oraz koszty związane z wymianą narzędzia. W przypadku przedmiotów o złożonych kształtach i znacznych wymiarach, w których wstępnie wykonano wiele zabiegów obróbkowych, takie uszkodzenie pociąga za sobą poważne skutki ekonomiczne.

Rozwój narzędzi do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi umożliwia obecnie skuteczne ich dobranie do realizacji zadania technologicznego dla większości obrabianych materiałów, zarówno pod względem materiału ostrza, jak i jego geometrii [11-14]. Z doświadczeń autora pracy wynika, że w przypadku obróbki „trudnych materiałów" (np. stopy

miedzi CRM16, MHX, DW150, DW170) możliwe jest dostosowanie geometrii ostrza wiertła lufowego do indywidualnych wymagań konstrukcyjnych, choć w ograniczonych zakresach. Niejednokrotnie ostrza tych narzędzi dodatkowo pokrywane są powłokami ochronnymi. Jak wspomniano w pkt. 1.1.3 niniejszej pracy, ostrza wierteł lufowych jednoostrzowych posiadają zbieżność. Stępienie ostrza wiertła i każde ponowne ostrzenie powoduje skrócenie ostrza, zmniejszenie średnicy wiertła D_c oraz pogorszenie prostoliniowości i dokładności wierconego otworu. Ostrzenie odbywa się wyłącznie od „czoła" ostrza na powierzchniach przyłożenia, czyli tam, gdzie występuje największe zużycie. Pozostałe powierzchnie nie są regenerowane. Skrócenie ostrza wiertła poniżej 1,5 x D_c może powodować pogorszenie prostoliniowości i dokładności wierconego otworu oraz wpływać na przyspieszone zużycie ostrza [3], stąd też uzasadnione jest minimalizowanie liczby i wielkości ostrzeń przez ograniczenie zużycia ostrza wiertła lufowego.

Rozwój układów napędu i sterowania elektrycznego pozwala obecnie na wprowadzenie złożonych cyklów obróbkowych (rys. 1.1.27) i szerokiego zakresu parametrów skrawania. Z doświadczeń autora pracy wynika, że zastosowanie odpowiednich parametrów skrawania (zmniejszenie prędkości posuwu), głównie podczas wchodzenia ostrza wiertła w obrabiany materiał i podczas wychodzenia z niego, umożliwia ograniczenie zużycia ostrza narzędzia, choć głównie na jego narożu [1, 3, 6]. Należy więc zauważyć, że w pewnym zakresie można ograniczać zużycie ostrza wiertła lufowego sposobami konstrukcyjno-materiałowymi lub technologicznymi. Na podstawie dostępnych wytycznych producentów narzędzi można również w przybliżeniu określić dokładność i chropowatość planowanych do wykonywania otworów. **Niewiele jednak wiadomo o tym, jak postępujące – i choćby nawet do pewnego stopnia kontrolowane – zużycie ostrza tak specyficznego narzędzia wpływa na geometrię i funkcjonalność obrobionych powierzchni skrawanych materiałów, co stanowi zasadniczy problem badawczy podjęty w niniejszej pracy**. Dlatego też w pracy została przeprowadzona **wielokierunkowa analiza ostrza narzędzia i powierzchni kształtowanej w technologii głębokiego wiercenia**, odnosząca się do bezpośrednich oznak zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego oraz kształtowanej powierzchni otworu wykonywanego tym narzędziem z wykorzystaniem parametrów geometrycznych, funkcjonalnych oraz fraktalnych powierzchni.

2.2. Cel i zakres pracy

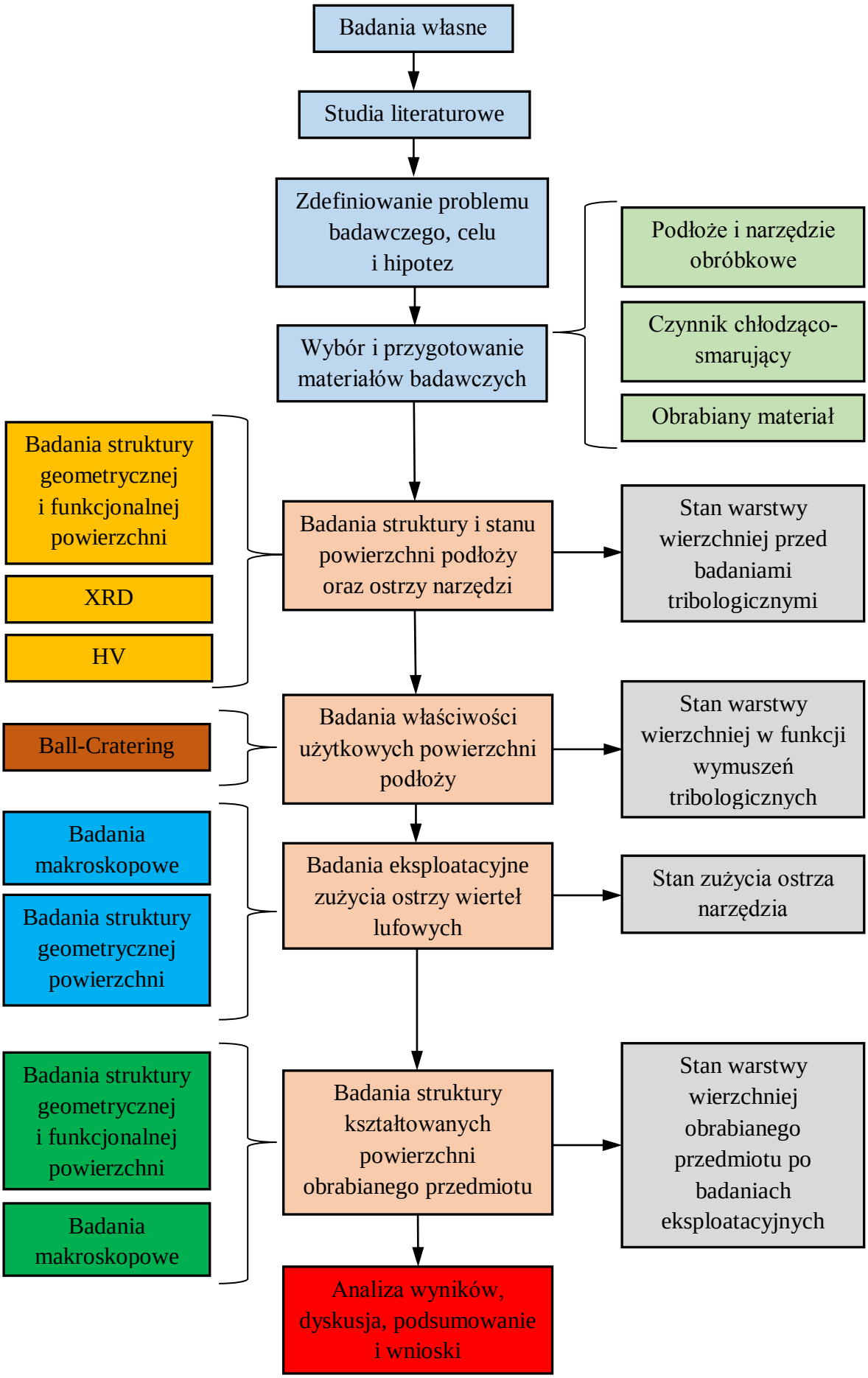
Celem pracy jest określenie charakteru zużycia monolitycznego ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego oraz jego wpływu na strukturę i ukształtowanie warstwy wierzchniej otworów wykonywanych w technologii głębokiego wiercenia.

Zmieniające się właściwości kształtowanych powierzchni otworów spowodowane zmianą geometrii ostrza narzędzia (zużycia), a przez to zmianą charakteru współpracujących powierzchni przedmiot-narzędzie (P-N), można badać na wiele sposobów stosując np.: (1) parametry amplitudowe określane na podstawie rozkładu wysokości profilu lub powierzchni, (2) parametry funkcjonalne definiowane w oparciu o skumulowany rozkład wysokości profilu lub powierzchni (tzw. krzywa Abbotta), (3) parametry hybrydowe łączące właściwości amplitudowe i przestrzenne profilu lub powierzchni, (4) parametry fraktalne opisujące właściwości profilu wysokości niezmiennicze z uwagi na zmianę skali poziomej itp. Każdy z powyższych sposobów opisu uwrażliwiony jest na inne aspekty ukształtowania powierzchni, każdy ma też własną specyfikę dotyczącą zarówno korzyści płynących

z zastosowania, jak też istotnych wad. I tak np. parametry statystyczne są względnie łatwo wyznaczane dla profili i powierzchni, jednak z formalnego punktu widzenia topografia powierzchni nie jest ani procesem gaussowskim (rozkład próbek wysokości nie jest rozkładem normalnym), ani ergodycznym (cechy rozkładu próbek wysokości mogą się zmieniać w różnych punktach powierzchni), a jej tworzenie nie jest procesem stacjonarnym (postępujące zużycie narzędzia kształtującego). Z tego powodu jednoznaczne powiązanie tych parametrów ze specyficznymi cechami geometrii badanej powierzchni jest niezwykle trudne. Co gorsza, wartości tych parametrów silnie zależą od sposobu pomiaru: rozdzielczości pomiaru, kroku skanowania, sposobu post-obróbki (np. filtrowanie). W przypadku parametrów funkcjonalnych korzystne jest to, iż ujawniają one cechy topograficzne powierzchni szczególnie przydatne w specyficznych zastosowaniach dotyczących np. zużycia, tarcia, transportu płynu, przenoszenia obciążenia itp. Wadą tych parametrów jest ogromna różnorodność wymagań dotyczących geometrii powierzchni w zależności od charakteru aplikacji (kontaktowa, bezkontaktowa) i wynikająca stąd luka między specyfikacją wymagań odnośnie ukształtowania powierzchni a wynikiem obróbki. Na tle wymienionych parametrów szczególne miejsce w pracy zajmuje opis ukształtowania powierzchni w ujęciu fraktalnym. Parametry fraktalne ujawniają wspólne cechy profilu w różnych skalach odległości poziomych, są w dużej mierze niewrażliwe na sposób przeprowadzenia pomiaru i ujawniają charakterystyczne cechy topografii dla różnych składowych zmienności powierzchni (chropowatość, falistość, pokrój). Po stronie wad parametrów fraktalnych wymienić należy to, że są one kosztowne obliczeniowo i mogą do pewnego stopnia zależeć od użytego algorytmu wyznaczania. Z uwagi na powyższe stwierdzenia w niniejszej pracy zdecydowano się przeprowadzić wielokierunkową analizę ostrza narzędzia i powierzchni kształtowanej w technologii głębokiego wiercenia uwzględniającą zarówno zmiany zachodzące w obrębie kształtu, jak i struktury każdego elementu tej pary.

Zakres pracy:

a) studia literaturowe w zakresie związanym z technologią głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi jednoostrzowymi, stosowanych materiałów narzędziowych ostrza wiertła lufowego, zużycia ostrzy narzędzi skrawających,
b) wybór i przygotowanie materiałów badawczych, w tym podłoży na potrzeby badań tribologicznych, narzędzi do głębokiego wiercenia otworów, obrabianego materiału oraz czynnika chłodząco-smarującego,
c) przeprowadzenie badań według programu (rys. 2.1),
d) opracowanie otrzymanych wyników badań,
e) analiza i dyskusja uzyskanych wyników badań,
f) sformułowanie wniosków końcowych w odniesieniu do postawionych hipotez badawczych i celu pracy.



Rys. 2.1. Program badań.

2.3. Hipotezy badawcze

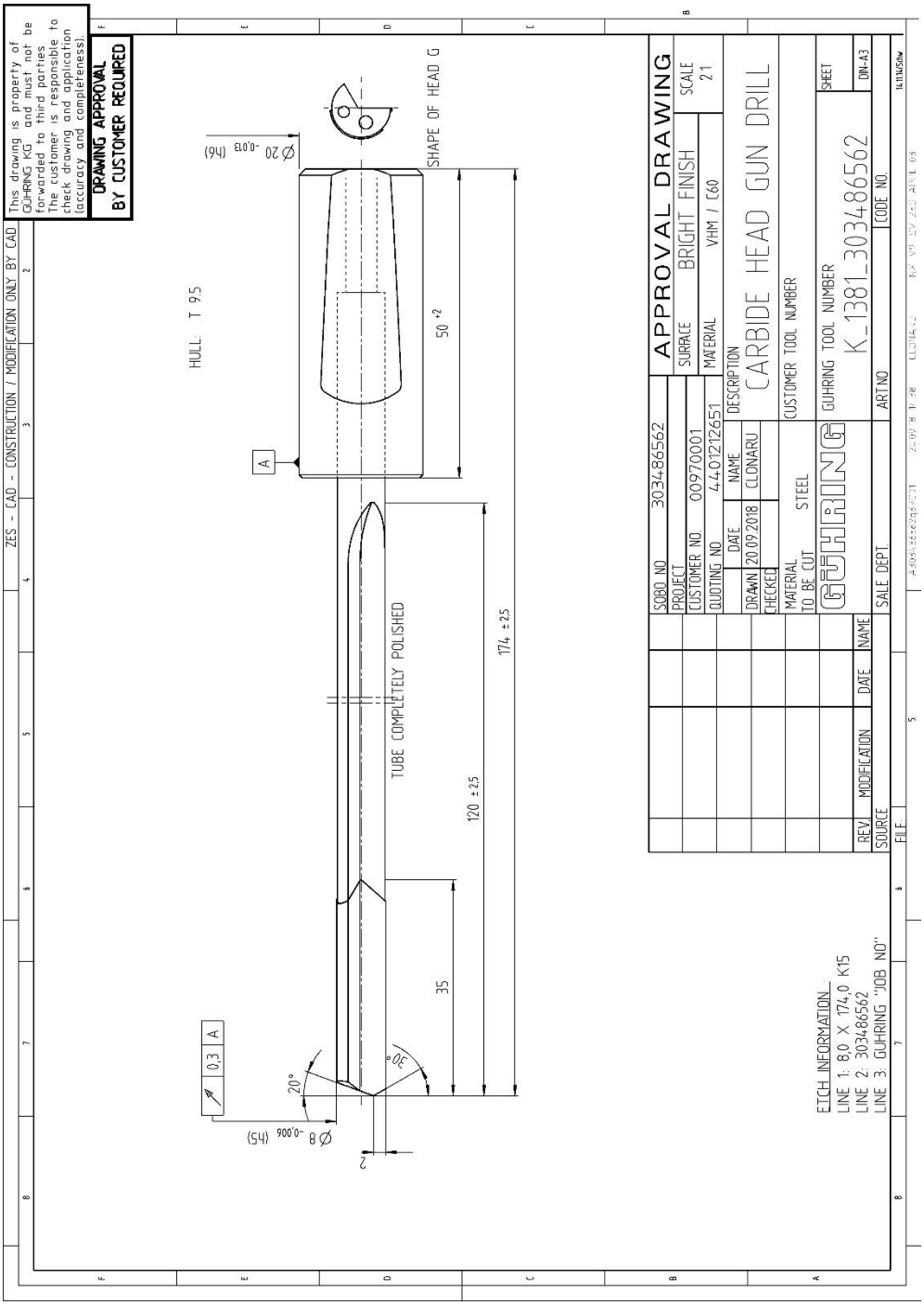
1. Stopień zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego wpływa na ukształtowanie powierzchni otworów wytwarzanych w technologii głębokiego wiercenia.
2. Charakter zmian parametrów opisujących stan geometrii i struktury warstwy wierzchniej powierzchni wykonywanych otworów koreluje ze zmianami geometrycznych wskaźników zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego.
3. Właściwości ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego odnoszące się do jego postępującego zużycia w trakcie wiercenia można badać pośrednio badając właściwości próbek materiału, z którego wykonano ostrze, symulując warunki pracy takiego wiertła.

3. MATERIAŁY I METODY BADAWCZE

3.1. Zastosowane materiały badawcze

3.1.1. Narzędzia obróbkowe (wiertła lufowe)

Do badań eksploatacyjnych użyto wierteł lufowych jednoostrzowych wykonanych przez firmę GÜHRING na indywidualne zamówienie wg rys. 3.1.1.



Rys. 3.1.1. Rysunek wykonawczy wiertła lufowego jednoostrzowego do badań eksploatacyjnych.

Parametry wiertła lufowego jednoostrzowego:

- **Typ wiertła:** EB80,
- **Liczba ostrzy:** 1 z dwoma krawędziami skrawającymi położonymi asymetrycznie względem osi obrotu narzędzia,
- **Typ ostrza:** Monolityczne z węglika K15, niepowlekane,
- **Rozmieszczenie listew prowadzących:** typ G,
- **Zbieżność listew prowadzących:** 1:800,
- **Chwyt wiertła:** WHISTLE NOTCH (E – STANDARD).

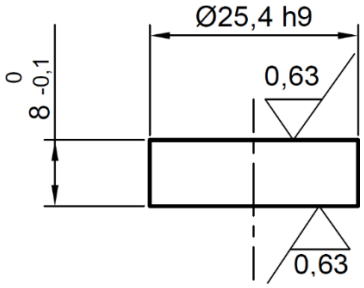


Rys. 3.1.2. Wiertło lufowe jednoostrzowe przeznaczone do badań eksploatacyjnych.

3.1.2. Podłoże

Do badań właściwości użytkowych oraz badań struktury i stanu powierzchni zostało użyte podłoże z węglika spiekanego wykonane przez firmę Węgliki Spiekane BAILDONIT Sp. z o. o w Katowicach na indywidualne zamówienie wg rys. 3.3.

a)



b)



Rys. 3.1.3. Podłoże z węglika spiekanego H10 do badań właściwości użytkowych oraz badań struktury i stanu powierzchni: a) rysunek wykonawczy podłoża, b) widok podłoża.

Podłoża z węglika spiekanego H10 oraz ostrza wierteł lufowych zostały wykonane przez producentów zgodnie z parametrami określonymi w tab. 3.1.1.

Tabela 3.1.1. Parametry podłoży oraz ostrzy wierteł lufowych zastosowanych do badań.

L.p.	Parametr	Ostrze narzędzia wg GÜHRING	Podłoże wg BAILDONIT
1.	Rodzaj materiału	Węglik spiekany	Węglik spiekany
2.	Gatunek	K15	H10
3.	Skład chemiczny	WC 94%, Co 6%	WC 94%, Co 6%
4.	Gęstość	14,85 g/cm^3	14,85 g/cm^3
5.	Ziarno	1,0 μm	1,0 ÷ 2,0 μm
6.	Twardość HV30	1690	1600

Do badań eksploatacyjnych zużycia ostrzy wierteł lufowych jednoostrzowych użyto płyt wykonanych ze stali C45 o wymiarach 200 x 200 x 80 mm, składzie chemicznym podanym w tab. 3.1.2 i właściwościach mechanicznych podanych w tab. 3.1.3.

Tabela 3.1.2. Skład chemiczny stali C45.

C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	W	V	Al	Cu
[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
0,42 ÷0,5	0,5 ÷0,8	0,1 ÷0,4	max 0,04	max 0,04	max 0,3	max 0,3	max 0,1	-	-	-	max 0,3

Tabela 3.1.3. Wybrane właściwości mechaniczne stali C45.

L. p.	Parametr	Wartość
1.	Wytrzymałość na rozciąganie Rm	560 ÷ 850 MPa
2.	Granica plastyczności Re	275 ÷ 490 MPa
3.	Moduł sprężystości podłużnej E	198 ÷ 207 GPa
4.	Twardość	229 HB

3.1.3. Czynnik chłodząco-smarujący (chłodziwo)

Do badań jako bazowy czynnik chłodząco-smarujący został użyty olej Milpro HG12 przeznaczony do szlifowania i innych obróbek skrawaniem realizowanych w bardzo ciężkich operacjach. Olej Milpro HG12 składa się z głęboko rafinowanych olejów mineralnych, dodatków smarnościowych oraz pakietu przeciwzużyciowego i przeciwzatarciowego EP/AW o typowych właściwościach przedstawionych w tab. 3.1.4.

Tabela 3.1.4. Typowe właściwości oleju Milpro HG12 na podstawie karty charakterystyki produktu.

L.p.	Parametr	Wartość	Metoda badania
1.	Wygląd	Przeźroczysty	-
2.	Barwa	Żółta	ASTMD 1500 [95]
3.	Gęstość w 15 °C	859 kg/m^3	ASTMD 1298 [96]
4.	Lepkość w 40 °C	12 mm^2/s	ASTMD 445 [97]
5.	Temperatura zapłonu	155 °C	ASTMD 93 [98]
6.	Korozja miedzi	4B	ASTMD 130 [99]
7.	Zawartość chloru	0 %	-
8.	Właściwości przeciwmgielne	Tak	-

3.2. Badania twardości

Badania twardości podłoży oraz ostrzy badanych narzędzi zostały wykonane w Katedrze Technologii Materiałów i Maszyn Wydziału Nauk Technicznych Uniwersytetu Warmińsko-Mazurskiego w Olsztynie. Badania twardości powierzchniowej podłoży i powłok wykonano sposobem Vickersa zgodnie z normami PN-EN ISO 14577-1:2015-09 [100] oraz PN-EN ISO 6507-1:2018-05 [101] przy użyciu twardościomierza INNOVATEST 400. Pomiary twardości dla podłoży wykonanych z węglika spiekanego H10 oraz ostrzy wierteł lufowych wykonanych z węglika spiekanego K15 zostały wykonane przy obciążeniu 980,7 mN (HV0,1), 4,903 N (HV0,5) oraz 294,2 N (HV30). Dla podłoża zastosowanego do prób eksploatacyjnych wykonanego ze stali C45 pomiary twardości zostały wykonane przy obciążeniu 294,2 N (HV30).

Każdorazowo wykonano po 7 niezależnych pomiarów, na podstawie których określono średnią twardość powierzchni *HV* jako wartość liczbową wyrażoną przez stosunek obciążenia *F* [N] do powierzchni odcisku w [mm^2] na podstawie zależności:

$$HV = 0{,}102\frac{2F\sin\frac{136^o}{2}}{{d_{av}}^2} = 0{,}1891\frac{F}{{d_{av}}^2} \tag{3.2.1}$$

gdzie:
F – siła obciążająca [N],
d_{av} – średnia arytmetyczna z wartości dwóch przekątnych odcisku d_1 i d_2 [mm].

3.3. Badania struktury geometrycznej i funkcjonalnej powierzchni

Pomiary chropowatości powierzchni zostały wykonane w Katedrze Technologii Materiałów i Maszyn Wydziału Nauk Technicznych Uniwersytetu Warmińsko-Mazurskiego w Olsztynie. Pomiary chropowatości powierzchni przeprowadzono profilometrem Mitutoyo Surftest SJ-210 z igłą pomiarową o promieniu krzywizny r_{tip} = 2 μm. Rejestrowano ujęte w normach PN-EN ISO 4287:1999 [102, 103] parametry chropowatości, które skupiają się w dalszej analizie głównie na: *Ra*, *Rq*, *Rz* na podstawie norm PN-EN ISO 13565-1:1999 [104], PN-EN ISO 13565-2:1999 [105] i PN-EN ISO 13565-3:2002 [106].

Zgodnie z normą PN-ISO 4288:2011 [107] pomiary powinny być przeprowadzone z zastosowaniem odcinka elementarnego *lr* = 0,8 mm na długości pomiarowej *ln* = 4 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 5). Z uwagi na zaplanowaną analizę fraktalną postanowiono przeprowadzić pomiary dla podłoży i ostrzy wierteł również na odcinkach *lr* = 0,08 mm, *lr* = 0,25 mm i *lr* = 2,5 mm oraz odpowiednio *ln* równych: 0,4, 1,25 i 12,5 mm. Pozwoliło to również na lepsze poznanie struktury geometrycznej oraz właściwości funkcjonalnych badanych powierzchni, m.in. takich jak: wpływ skali na parametry chropowatości, jej właściwości funkcjonalne na różnych poziomach wielkości, zdolności do przetrzymywania płynów (chłodziw olejowych) oraz właściwości fraktalne.

Do analizy struktury geometrycznej i funkcjonalnej powierzchni wywierconych otworów, ze względu na ograniczenia pomiarowe związane z długością sondy pomiarowej, której nie można było umieścić głębiej w otworze, pomiary zostały przeprowadzone z zastosowaniem odcinka elementarnego *lr* = 0,8 mm na długości pomiarowej *ln* = 1,6 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 2). Pomiary realizowano w odstępach co 28 otworów

(*LWO*), co w przybliżeniu odpowiada drodze wiercenia *Lw* = 2000 mm. Pierwszy pomiar wykonywany był po wywierceniu 1 otworu (*Lw* = 70 mm). Łącznie wykonano 5 pomiarów.

3.3.1. Zależność parametrów chropowatości od długości pomiarowej. Zastosowanie metody RMS

Parametry chropowatości wyrażają statystyczne rozmieszczenie punktów na badanej powierzchni, analizowanej na określonej długości pomiarowej. Sayles i Thomas w pracy [108] wykazali, że wariancja (σ^2) wysokości punktów na powierzchni jest proporcjonalna do długości próbkowania *ln*, co opisuje zależność (3.3.1):

$$\sigma^2 \propto ln \tag{3.3.1}$$

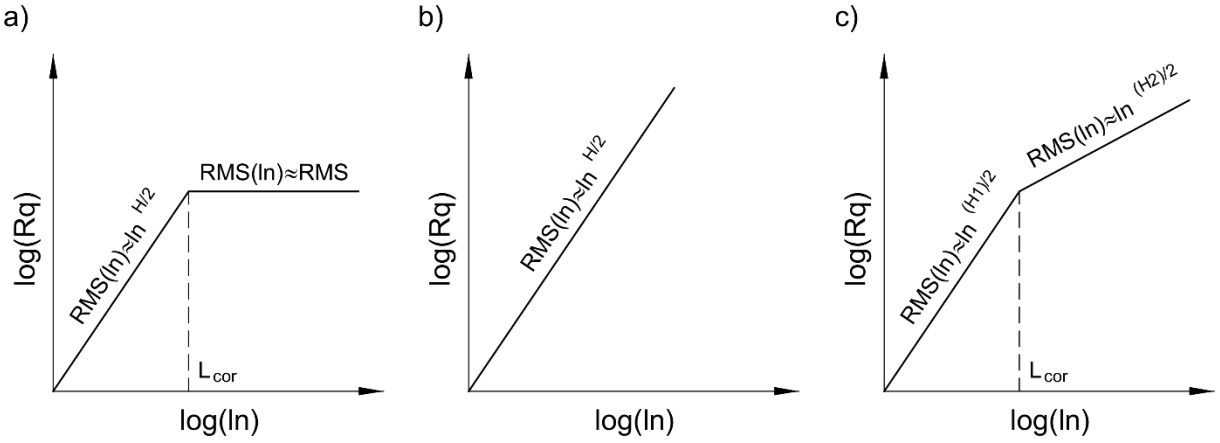
Berry i Hannay w pracy [109] idą nieco dalej i sugerują, iż wariancję w funkcji skali charakteryzuje zależność typu allometrycznego (3.3.2):

$$\sigma^2 \propto ln^H \tag{3.3.2}$$

gdzie H jest wykładnikiem Hursta charakteryzującym stopień rozwinięcia powierzchni. W związku z powyższym do opisu cech powierzchni kształtowanych podczas głębokiego wiercenia wiertłem lufowym zastosowano metodę RMS (Root Mean Square), opisaną m.in. w pracach [110-112]. Metoda RMS pozwala na scharakteryzowanie struktury geometrycznej powierzchni na kilku poziomach skali jej rozmiaru. W tym przypadku wyznaczenie wymiaru fraktalnego (*D*) pozwoliło na scharakteryzowanie profilu powierzchni na długości pomiarowej (*ln*) od 0,4 do 12,5 mm. Jak wiadomo, wymiar *D* dla układu dwuwymiarowego, jakim jest profil powierzchni, zawiera się w granicach od 1 do 2, przy czym *D* = 1 odpowiada linii prostej, zaś *D* = 2 ekstremalnie rozwiniętej, czyli składającej się z nieskończonej liczby rozdzielonych odcinków. Odnosząc równanie (3.3.2) do chropowatości *Rq* oraz uwzględniając związek między wymiarem fraktalnym i parametrem Hursta (*H*), równanie to przyjmuje postać (3.3.3):

$$Rq \propto ln^{\frac{2-D}{2}} \tag{3.3.3}$$

Wykreślając zależność (3.3.3) w układzie logarytmicznym można uzyskać trzy podstawowe przebiegi, przedstawione na rys. 3.3.1.



Rys. 3.3.1. Podstawowe przebiegi zależności *Rq = f(ln)* [112].

W przypadku przedstawionym na rys. 3.3.1a topografia powierzchni na długości pomiarowej $ln < L_{cor}$ podlega prawu skalowania allometrycznego, następnie po jej przekroczeniu chropowatość staje się procesem stacjonarnym i *Rq* nie zależy od długości pomiarowej. Taką powierzchnię w zakresie $ln < L_{cor}$ można scharakteryzować wymiarem fraktalnym *D*, którego wartość związana jest z wykładnikiem potęgowym: $\frac{H}{2} = 2 - D$, na podstawie którego można obliczyć wymiar fraktalny *D* z zależności:

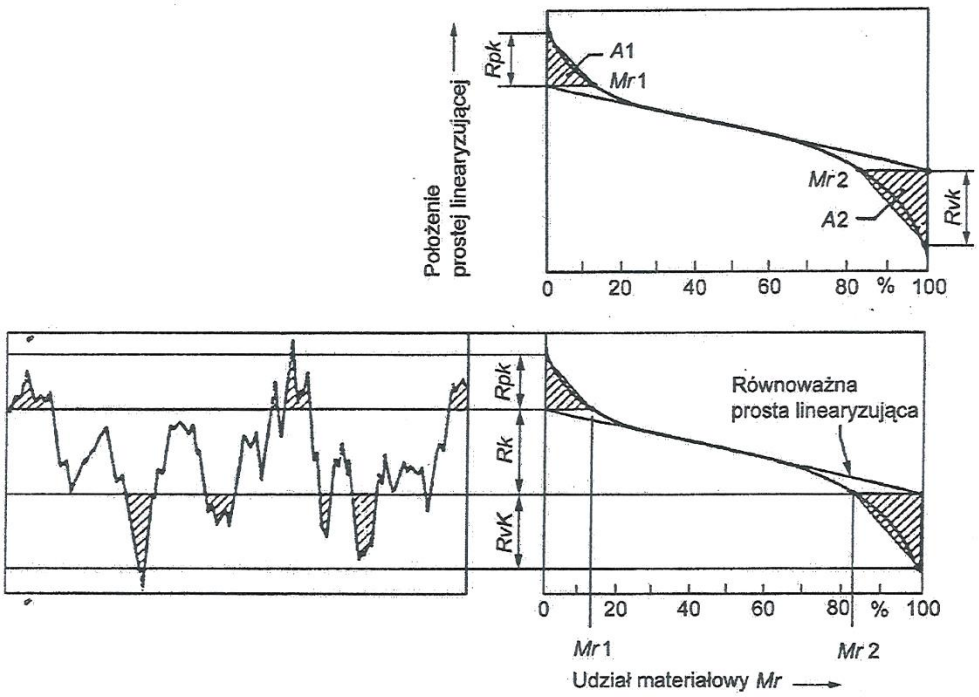
$$D = 2(1 - H) \tag{3.3.4}$$

W przypadku przedstawionym na rys. 3.3.1b powierzchnia w całym zakresie skali wykazuje właściwości fraktalne. W przypadku przedstawionym na rys. 8.2.1c powierzchnia wykazuje właściwości bifraktalne. Tego typu budowa odpowiada strukturom klastrowym, tzn. do pewnej długości L_{cor} charakteryzowana jest powierzchnia jednostek tworzących klaster, następnie dla $ln > L_{cor}$ charakteryzowana jest struktura ułożenia klastrów.

Opisaną metodę RMS zastosowano w niniejszej pracy podczas analizy pomiarów profilometrycznych. W tym celu przeprowadzano pomiary chropowatości na długościach pomiarowych (*ln*) równych 0,4, 1,25, 4 i 12,5 mm. Następnie w układzie log-log wykreślano punkty o współrzędnych (*ln, Rq*), zależność punktową aproksymowano funkcją potęgową $y = ax^b$, której postać logarytmiczna jest funkcją liniową o współczynniku kierunkowym równym: $1 - \frac{D}{2}$. Zastosowanie powyższej metodyki pozwoliło na scharakteryzowanie powierzchni na długości pomiarowej od 0,4 do 12,5 mm oraz dostarczyło informacji o stopniu ich rozwinięcia.

3.3.2. Charakterystyka nośności struktury powierzchni. Metoda Abbotta-Firestone'a

Stan warstwy wierzchniej (WW) materiałów najczęściej opisywany jest parametrami struktury geometrycznej powierzchni (SGP). Ze względu na fakt, że warstwa wierzchnia współpracujących ze sobą materiałów znacząco wpływa na sposób i szybkość przebiegu zużycia, to parametry ją opisujące są wykorzystywane do określenia charakterystyki nośności struktury geometrycznej powierzchni. Do oceny właściwości powierzchni największe zastosowanie ma krzywa udziału materiału profilu, tzw. krzywa nośności, co m.in. w pracy [113] wykazali Abbott i Firestone. Krzywa Abbotta-Firestone'a (Abbott-Firestone Curve – AFC) jest skumulowanym rozkładem próbek wysokości profilu [113, 114], na podstawie którego można ocenić cechy tribologiczne powierzchni danej części lub współpracujących materiałów. Parametry charakteryzujące krzywą nośności AFC zostały wyznaczone na podstawie norm PN-EN ISO 13565-1:1999 [115], PN-EN ISO 13565-2:1999 [116] i PN-EN ISO 13565-3:2002 [117]. Interpretacja graficzna krzywej nośności została przedstawiona na rys. 3.3.2.



Rys. 3.3.2. Krzywa nośności powierzchni Abbotta-Firestone'a wg [116].

Do parametrów wyznaczanych na podstawie krzywej Abbotta-Firestone'a należą:

- R_k – zredukowana wysokość rdzenia profilu chropowatości [μm],
- R_{pk} – zredukowana wysokość wzniesień profilu chropowatości [μm],
- R_{vk} – zredukowana wysokość wgłębień profilu chropowatości [μm],
- M_{r1} – udział nośny wierzchołków [%],
- M_{r2} – udział nośny wgłębień [%].

Badania struktury geometrycznej i funkcjonalnej powierzchni zostały przeprowadzone dla podłoży wykonanych z węglika spiekanego H10 oraz ostrzy wierteł lufowych wykonanych z węglika spiekanego K15. Obrazy powierzchni zostały wykonane w Instytucie Mechanizacji Budownictwa i Górnictwa Skalnego w Warszawie na mikroskopie OPTA-TECH MN800P.

3.3.3. Analiza fraktalna metodą funkcji gęstości spektralnej

Podstawą wyznaczenia wymiaru fraktalnego metodą funkcji gęstości spektralnej (PSD – ang: Power Spectral Density) jest analiza przebiegu transformaty Fouriera profilu chropowatości powierzchni (po odjęciu składowych długofalowych) w funkcji częstotliwości [118, 119]. Funkcja PSD jest przeskalowaną o wartość 1/L wartością kwadratu modułu szybkiej transformaty Fouriera (FFT – Fast Fourier Transform) profilu, co opisuje równanie (3.3.5):

$$PSD(f) = \frac{1}{L}\left|\int_0^L z(x) * e^{ifx} dx\right|^2 \tag{3.3.5}$$

gdzie:

f – częstotliwość [mm^{-1}],

$z(x)$ – amplituda powierzchni w punkcie x [μm],

L – długość pomiarowa [mm].

Ustalenie dziedziny FFT wymaga transformacji skali długości zarejestrowanych profili topografii powierzchni do dziedziny częstotliwości. W tym celu niezbędne jest ustalenie dolnego i górnego zakresu częstotliwości, które opisują odpowiednio równania (3.3.6) i (3.3.7):

$$f_{min} = \frac{2f_{max}}{N-1} \tag{3.3.6}$$

$$f_{max} = \frac{1}{2\Delta L} \tag{3.3.7}$$

gdzie ΔL jest gęstością próbkowania na długości L (3.3.8):

$$\Delta L = \frac{L}{N-1} \tag{3.3.8}$$

Jak wiadomo, szybka transformata Fouriera przeprowadzana jest dla serii 2^m danych, gdzie *m* jest liczbą naturalną. W badaniach realizowanych na potrzeby niniejszej pracy profile chropowatości składały się z $N \neq 2^m$ punktów pomiarowych, co uniemożliwiało przeprowadzenie FFT wyłącznie na takim zbiorze danych. Dlatego też można było przyjąć dwa rozwiązania polegające na: odrzuceniu pewnej liczby punktów pomiarowych – do najbliższej wartości $2^m<N$ lub dodaniu do długości profilu (w skali częstotliwości) pewnej liczby punktów o wysokości z(x) = 0, tak żeby liczba punktów w zbiorze danych była równa 2^m. Ostatecznie skorzystano z drugiego wariantu. Uzasadnione to było wykorzystaniem wszystkich pozyskanych danych pomiarowych odwzorowujących profil na całej jego długości, a także tym, że dopełnienie sygnału zerami nie wpływa na kształt widma w sensie ujawnienia jego nowych jakościowo cech, a jedynie zwiększa gęstość jego próbkowania. Nie wpływa ono także na tę część widma FFT, która wykorzystywana jest do dalszej analizy fraktalnej, a mianowicie zakres: $f_{min} \div f_{max}$. Funkcja PSD związana jest z wymiarem fraktalnym *D* zależnością potęgową (3.3.9), co wykazano m.in. w pracach [120, 121]:

$$PSD(f) = \frac{C}{f^{(5-2D)}} \tag{3.3.9}$$

Ujęty w równaniu (3.3.9) wymiar fraktalny *D* zawiera się w granicach $1<D<2$, natomiast *C* jest stałą skalowania. Wymiar fraktalny równy 1 odpowiada linii prostej, czyli profilowi powierzchni gładkiej, zaś *D* = 2 odpowiada profilowi powierzchni ekstremalnie rozwiniętej. Natomiast stała *C* jest zależna od amplitudy powierzchni.

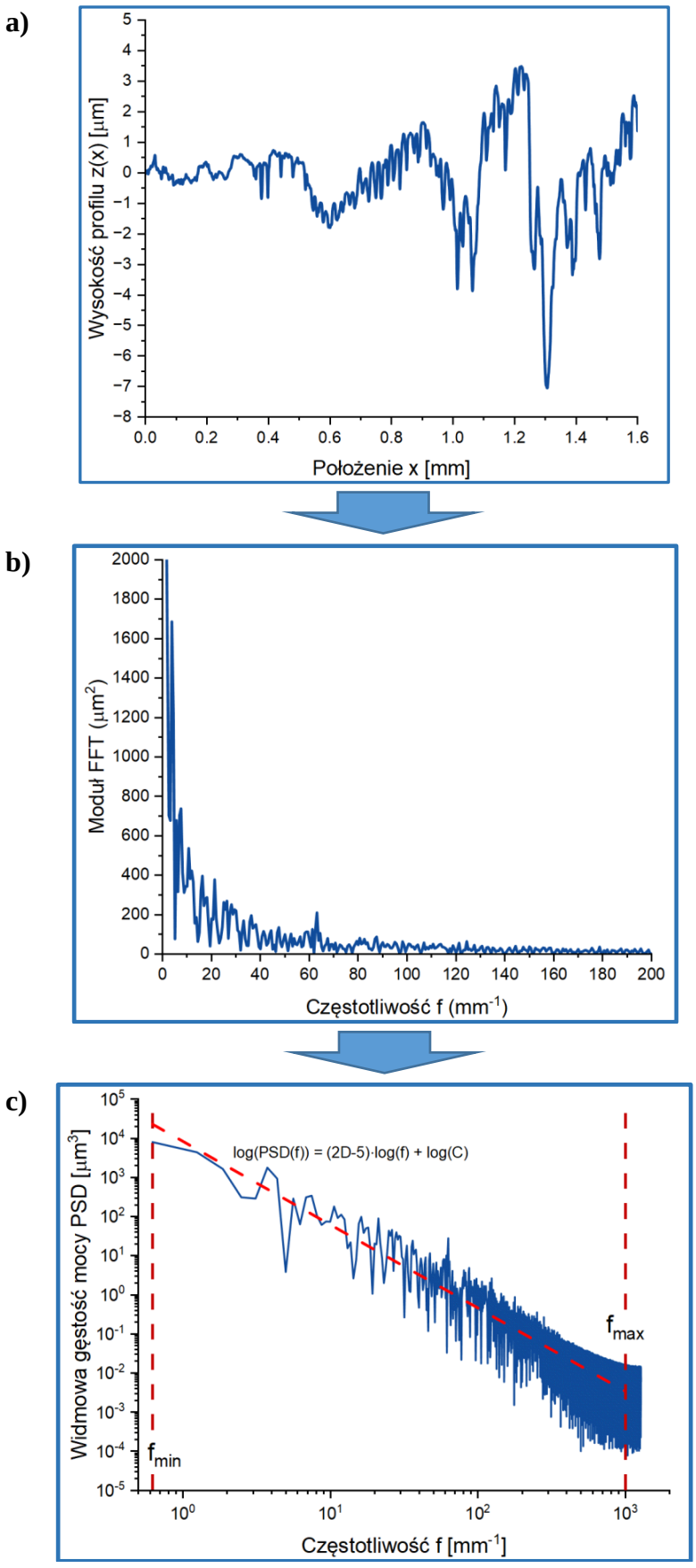
Jeżeli widmo funkcji PSD zależne od częstotliwości zostanie wykreślone w układzie logarytmicznym i przyjmuje w nim postać liniową, to taki profil można nazwać fraktalnym. Dzieje się tak, gdyż wzór 3.3.9 daje się wówczas zapisać jako:

$$log\big(PSD(f)\big) = (2D-5) \cdot log(f) + log(C) \tag{3.3.10}$$

Współczynnik kierunkowy prostej w układzie logarytmicznym, którego wartość jest zawsze ujemna, związany jest z wymiarem fraktalnym zależnością:

$$a = 2D - 5 \tag{3.3.11}$$

Przykładowy tok postępowania w metodzie PSD pokazano na rys. 3.3.3, na którym rys. 3.3.3a przedstawia profil chropowatości badanej powierzchni. Następnie na rys. 3.3.3b pokazano widmo FFT profilu w funkcji częstotliwości (*f*), zaś rys. 3.3.3c przedstawia funkcję PSD(*f*) w podwójnie logarytmicznym układzie współrzędnych wraz z zaznaczonym zakresem częstotliwości ($f_{min} \div f_{max}$), który aproksymowano liniowo zależnością (3.3.10).



Rys. 3.3.3. Przykładowy tok postępowania w metodzie PSD: a) profil chropowatości powierzchni, b) moduł FFT (wycinek ograniczony do składowych wolnozmiennych), c) wykres log-log widma gęstości mocy PSD.

3.3.4. Allometryczna analiza cech kształtu powierzchni

Zebrane profile wysokości powierzchni posłużyły do wyznaczenia parametrów jej ukształtowania, powiązanych z cechami specyficznych wzorców geometrycznych powtarzających się przy różnych długościach obrazowania. W tym celu profile poddano obróbce numerycznej mającej na celu wyznaczenie funkcji struktury. Funkcje struktury pierwotnie pojawiły się w mechanice płynów, gdzie zostały zaproponowane jako narzędzie opisu rozwijającej się turbulencji [122, 123]. Następnie zaadoptowano je do badania zmienności geometrycznej powierzchni jako alternatywy dla funkcji autokorelacji [124], gdyż zarówno losowy charakter, jak i przestrzenna wieloskalowość zmian wysokości przekładają się na złożoność struktury geometrycznej powierzchni, która odpowiada za liczne problemy pojawiające się podczas badań procesów tarcia i zużycia. Funkcja autokorelacji, mimo powszechnego stosowania [125], posiada wszakże liczne mankamenty, które utrudniają obróbkę numeryczną danych:

- problemy ze zbieżnością wyników w przypadku powierzchni niestacjonarnych mających silny udział falistości,
- występowanie osobliwości w przypadku powierzchni anizotropowych badanych w różnych kierunkach.

Wad tych pozbawiona jest funkcja struktury, która będąc powiązana z funkcją autokorelacji niesie niemal te same informacje o ukształtowaniu powierzchni. W dziedzinie ciągłej zmiennej τ funkcja struktury zdefiniowana jest następująco:

$$S(\tau)=\frac{1}{L-\tau}\int_{0}^{L-\tau}\left(z(x)z(x+\tau)\right)^{2}dx \tag{3.3.12}$$

gdzie:
τ – wektor przesunięcia zduplikowanej kopii profilu względem swojego oryginału,
L – długość obrazowania,
x – wysokość profilu w danym punkcie.

Ponieważ profile wysokości powierzchni są funkcjami nieciągłymi w dziedzinie długości z uwagi na skończony krok skanowania, do obliczeń funkcji struktury profili zarejestrowanych w prezentowanej pracy wykorzystuje się dyskretną wersję wzoru (3.3.12), która ma postać:

$$S_m=\frac{1}{(N-m)}\sum_{p=1}^{N-m}\left(z_{p+m}-z_p\right)^2 \tag{3.3.13}$$

gdzie:
p – numer próbki profilu,
N – całkowita liczba próbek profilu,
m – dyskretne przesunięcie między oryginalnym sygnałem i jego kopią (m-ta próbka funkcji struktury, czyli liczba naturalna z zakresu od 1 do N).

Sayles i Thomas [124] pokazali, że funkcja struktury jest istotnie niezależna od wartości średniej, oraz że dla tego samego profilu zachodzi następujący związek między funkcją struktury a funkcją autokorelacji R_m:

$$S_m = 2S_q^2\left(1-R_m\right) \tag{3.3.14}$$

Podobny związek w dziedzinie ciągłej zmiennej r można odnaleźć uzależniając funkcję struktury od długości drogi korelacji profilu, która jest powszechnie stosowaną miarą rozmiaru elementarnych struktur geometrycznych powierzchni (np. ziaren) [126]:

$$S\left(r\right) = 2\sigma^2\left[1-\exp(-(r/\xi)^{2\alpha})\right] \tag{3.3.15}$$

gdzie:
σ – globalna średniokwadratowa chropowatość powierzchni,
α – wykładnik Hursta powiązany ze skalowalnością profilu,
ξ – długość zaniku korelacji poziomej.

Zauważmy, że dla wartości r znacznie większych od ξ, funkcja struktury asymptotycznie zbiega do poziomu $2\sigma^2$ odpowiadającego chropowatości średniokwadratowej całej powierzchni. Wynika to z faktu, że różnice wysokości punktów leżących daleko od siebie (a więc w obszarach różnych elementów geometrycznych badanej powierzchni) zależą tylko od jego rozciągnięcia/ściśnięcia w pionie, a nie w poziomie, są więc zdeterminowane globalnie. Z drugiej strony, w granicy $r << \xi$, z równania (3.3.15) obciętego do wyrażenia pierwszego rzędu w rozwinięciu Taylora pozostaje $A \cdot r^{2\alpha}$, gdzie A jest stałe. Oznacza to, że różnice wysokości punktów leżących blisko siebie (w obszarze tego samego elementu geometrycznego) są małe i zależą od odległości r w sposób determinowany lokalnym kształtem profilu. W przypadku, gdy przesunięcie r jest tego samego rzędu co długość korelacji poziomej, wykładnicza zależność funkcji struktury zanika i asymptotycznie osiąga wartość stałą. Zmiana charakteru zależności jest więc powiązana z osiągnięciem charakterystycznej granicy zasięgu uporządkowania danego poziomu kształtu. Widać także, że w tym obszarze wykładnik Hursta może służyć jako miara „chropowatości lokalnej" odzwierciedlając ukształtowanie określonych elementów geometrycznych powierzchni. Ponieważ jednak wiele profili powierzchni powstających w procesach naturalnych, jak i w sposób sztuczny ma charakter samoafiniczny, czyli że są to profile samopodobne w obszarze ograniczonym rozdzielczością i zakresem pomiaru [127], mogą być one opisane przy pomocy parametrów niezależnych od długości skali obrazowania. Tymi parametrami są wymiar fraktalny oraz topoteza, które są specyficznymi cechami danego profilu. Przez to, że nie zależą one od skali obrazowania, są jednocześnie w dużym stopniu niewrażliwe na zastosowanie różnorodnych filtrów odcinających określone składowe zmienności mierzonego sygnału. Dzieje się tak, gdyż parametry fraktalne łączą wspólne cechy profilu występujące w różnych skalach długości, co można powiązać z allometrycznym charakterem skalowania tegoż profilu. Biorąc powyższe fakty pod uwagę, w pracy [127] zaproponowano następującą zależność między funkcją struktury a parametrami fraktalnymi:

$$S\left(\tau\right) = K\tau^{2(2-D)} \tag{3.3.16}$$

gdzie:
D – niepodlegający skalowaniu wymiar fraktalny,
K – topoteza, czyli amplitudowy czynnik skali.

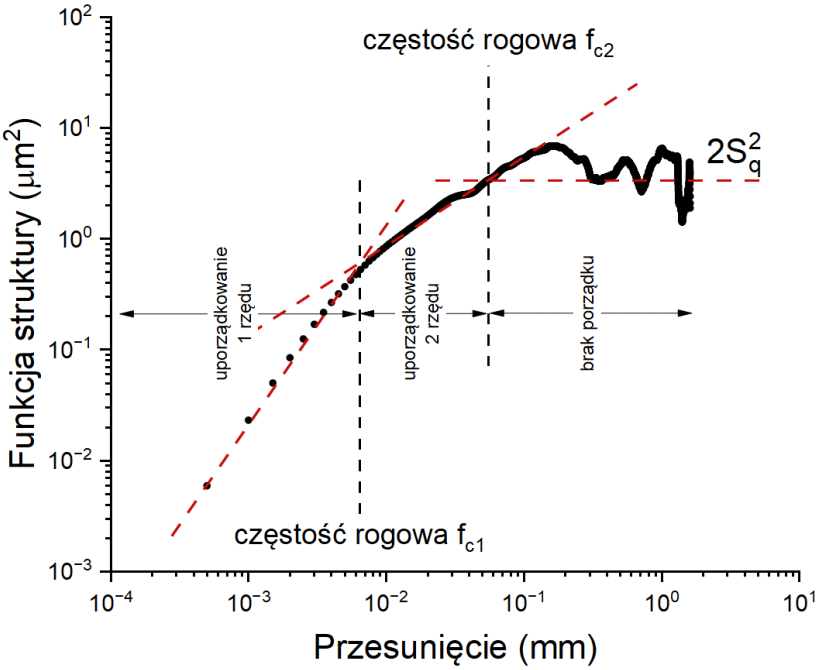
Podobnie jak w przypadku funkcji PSD, funkcja struktury może zostać wykreślona w układzie podwójnie logarytmicznym. Jeśli przyjmuje postać liniową opisaną wzorem 3.3.17:

$$\log\left(S(\tau)\right) = 2\left(2 - D\right)\cdot\log\left(\tau\right) + \log\left(K\right) \tag{3.3.17}$$

to taki profil można nazwać fraktalnym Współczynnik kierunkowy prostej w układzie podwójnie logarytmicznym, którego wartość jest tym razem zawsze dodatnia, związany jest z wymiarem fraktalnym zależnością:

$$a = 4 - 2D \tag{3.3.18}$$

Przykładowy wynik otrzymany opisywaną metodą pokazano na rys. 3.3.4, na którym przedstawiono przebieg funkcji struktury wyznaczonej dla profilu mierzonego na powierzchni otworu dla długości wiercenia L_w = 70 mm, w podwójnie logarytmicznym układzie współrzędnych. Przebieg ten aproksymowano liniowo zależnością (3.3.17), dzięki której wyznaczono wymiar fraktalny oraz topotezę.



Rys. 3.3.4. Przykładowy przebieg funkcji struktury wyznaczonej dla profilu chropowatości powierzchni otworu dla długości wiercenia L_w = 70 mm.

Gdy wartości D są bliskie jedności, profil jest gładki, gdyż szybkozmienne składowe ukształtowania powierzchni (chropowatość) mają znacznie mniejsze amplitudy niż składowe długozasięgowe (falistość). Gdy wartości D zbliżają się do 2, profil staje się postrzępiony i zdaje się „rozlewać" wzdłuż normalnej do powierzchni. Wynika stąd, że wymiar fraktalny kontroluje względną amplitudę wysokości profilu w różnych zakresach długości, podczas gdy topoteza determinuje bezwzględną amplitudę wysokości we wszystkich zakresach długości jednocześnie. Skalowanie allometryczne rozciąga się na długościach odpowiadających stałemu nachyleniu przebiegu funkcji struktury na wykresie podwójnie logarytmicznym. Granica tego skalowania, określana mianem częstości rogowej [128], pokrywa się ze wspomnianą wcześniej granicą zasięgu uporządkowania danego poziomu kształtu. Jeśli na takim wykresie pojawi się kilka obszarów o różnym nachyleniu, może to świadczyć o obecności elementów o rosnącej

hierarchii uporządkowania: pojedynczych ziaren, agregatów ziaren, ugrupowań agregatów itd., może też być oznaką stratyfikacji tekstury. Powierzchnie takie nazywane są multifraktalnymi, gdyż posiadają one różne cechy fraktalne w różnych pasmach widmowych. Powstają one np. jako efekt obróbki wielostopniowej przy użyciu różnych narzędzi i metod [129]. Przy takim założeniu, położenie częstości rogowych pozwala uchwycić momenty przejścia między różnymi mechanizmami kształtowania powierzchni [130]. Pokazany na rysunku 3.3.4 przebieg funkcji struktury wykazuje cechy typowe dla powierzchni bifraktalnej, złożonej ze struktur dwojakiego typu: jednostek podstawowych (uporządkowanie 1 rzędu na poziomie chropowatości) i ich agregatów (uporządkowanie 2 rzędu na poziomie falistości).

3.4. Badania dyfraktometryczne (XRD)

3.4.1. Pomiary dyfrakcji promieni rentgenowskich

Pomiary dyfraktometryczne (XRD – ang.: X-Ray Diffraction) przeprowadzono na Wydziale Chemii Uniwersytetu Mikołaja Kopernika w Toruniu na dyfraktometrze rentgenowskim X'Pert Pro Panalytical wyposażonym w lampę z anodą miedzianą (Cu) bez monochromatora eliminującego składową $K_{\alpha 2}$ promieniowania charakterystycznego. Z tego powodu w obliczeniach posługiwano się średnioważoną długością fali ($\lambda_{K\alpha}$), którą wyznaczono według wzoru (3.4.1):

$$\lambda_{K\alpha} = \frac{2\lambda_{K\alpha 1} + \lambda_{K\alpha 2}}{3} \tag{3.4.1}$$

gdzie:

$\lambda_{K\alpha 1}$, $\lambda_{K\alpha 2}$ – długości fal promieniowania $K_{\alpha 1}$ i $K_{\alpha 2}$.

Przyjęta wartość tej długości wynosi $\lambda_{K\alpha}$=1,541874 Å [131, 132]. Pomiary XRD przeprowadzono w zakresie kątów 2Θ od 7 do 120° z krokiem Δ(2Θ) = 0,016°. Czas zliczania impulsów w każdym położeniu kątowym wynosił 100 s. Profile zarejestrowanych refleksów braggowskich opisywano funkcją pseudo-Voigt w programie PowderCell.

Badaniom XRD poddano podłoża z węglika spiekanego H10 oraz ostrza wiertła lufowego z węglika spiekanego K15 wykonane z kompozytu składającego się w 94 % masowych z węglika wolframu (WC) w osnowie kobaltu (Co). Podłoża wytworzono w postaci krążków o średnicy Ø 25,4 mm i grubości 8 mm (rys. 3.1.3) natomiast ostrza wierteł zgodnie z rys. 3.1.1. Podłoża oraz ostrza wierteł wytworzono metodą spiekania proszków.

W celu identyfikacji składu fazowego oraz wyznaczenia podstawowych parametrów struktury sieci krystalicznej materiału podłoża i ostrza wykorzystano rozpraszanie promieni Rentgena na płaszczyznach krystalograficznych. W metodzie tej warunek dyfrakcji opisuje prawo Bragga [131] dane wzorem (3.4.2):

$$n\lambda = 2d_{hkl}sin(\Theta) \tag{3.4.2}$$

gdzie:

n – krotność długości fali (rząd widma),

λ – długość fali charakterystycznego promieniowania rentgenowskiego,

d_{hkl} – odległość międzypłaszczyznowa,

hkl – wskaźniki Millera,

Θ – kąt odbłysku.

Przeprowadzone pomiary XRD oraz późniejsza analiza zarejestrowanych widm dyfrakcyjnych pozwoliły na:

a) identyfikację jakościową i ilościową składu fazowego,
b) wyznaczenie parametrów sieciowych składników struktury,
c) wyznaczenie zniekształceń sieciowych oraz wielkości bloków mozaiki, czyli wielkości krystalitów (domen) ograniczonych granicami niskokątowymi.

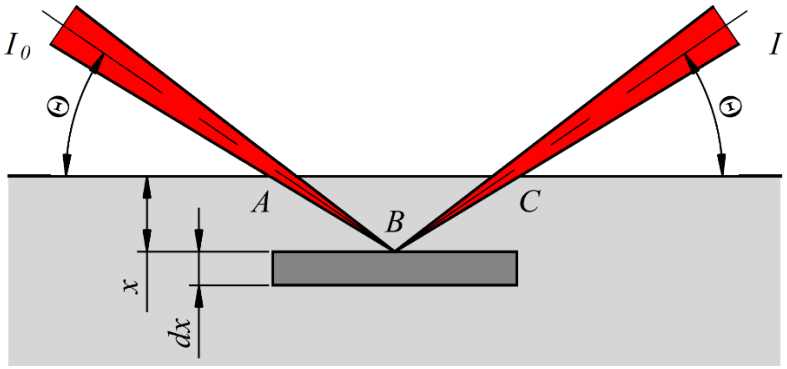
3.4.2. Metodyka wyznaczania głębokości wnikania promieni Rentgena

W badaniach dyfraktometrycznych istotne jest wyznaczenie głębokości, z jakiej pochodzą informacje pozyskiwane w wyniku pomiarów. Dotyczą one zarówno struktury, jak i stanu naprężeń badanego materiału, które mogą zmieniać się wraz z głębokością. Może to być spowodowane np. różną szybkością studzenia bądź zgniotem wywołanym podczas procesu technologicznego. Głębokość wnikania wiązki promieni Rentgena uzależniona jest również od kąta odbłysku (Θ), a więc zmienia się ona w trakcie pomiarów, zaś jej natężenie ulega osłabieniu w wyniku absorpcji. Natężenie wiązki ugiętej opisuje równanie (3.4.3) [133, 134]:

$$dI = abSI_0 e^{-\mu(S_{AB}+S_{BC})}dx \tag{3.4.3}$$

gdzie:

I – natężenie rozproszonej wiązki promieni Rentgena,
I_0 – natężenie wiązki pierwotnej,
a – jednostkowa objętość badanego preparatu,
b – natężenie promieniowania rozproszonego przez jednostkową objętość,
S – pole przekroju poprzecznego wiązki padającej,
μ – współczynnik absorpcji liniowej,
$S_{AB} + S_{BC}$ – droga, jaką przebywa wiązka promieni Rentgena w badanym materiale (rys. 3.4.1).



Rys. 3.4.1. Dyfrakcja promieni Rentgena na warstwie elementarnej o grubości dx:
I_0 – natężenie wiązki padającej, I – natężenie wiązki odbitej, Θ – kąt odbłysku,
x – głębokość, na której znajduje się warstwa dx [131].

Wartość natężenia wiązki ugiętej, rejestrowanej przez dyfraktometr, uzależniona jest również od czułości jego detektora. *Senczyk* podaje, iż w pomiarach XRD minimalna wartość rejestrowanego natężenia I wynosi ok. 0,1% natężenia wiązki pierwotnej I_0 i pochodzi ono z warstwy materiału o grubości t [133]. Stosując te założenia z równania (3.4.3) otrzymujemy:

$$\frac{dI(x=0)}{dI(x=t)} = \exp\left(\frac{2\mu \cdot x}{\sin(\Theta)}\right) = 1000 \tag{3.4.4}$$

skąd otrzymujemy wzór na grubość warstwy, na jaką wnika promieniowanie Rentgena:

$$t = \frac{\ln(1000)\cdot\sin(\Theta)}{2\mu} \approx \frac{3,4539\cdot\sin(\Theta)}{\mu} \tag{3.4.5}$$

Na podstawie wzoru (3.4.5) można stwierdzić, że w badaniach XRD głębokość wnikania promieni Rentgena jest wprost proporcjonalna do kąta odbłysku, a więc zmienia się (wzrasta) wraz z postępującymi podczas pomiarów zmianami położenia kątowego próbki i licznika. Zależy ona także od współczynnika absorpcji liniowej, którego wartość uzależniona jest od składu chemicznego badanego materiału, oraz od rodzaju zastosowanego promieniowania.

3.4.3. Wyznaczenie wielkości krystalitów i zniekształceń sieci krystalicznej metodą Williamsona-Halla

Punktem wyjścia w metodzie *Williamsona-Halla* (*W-H*) jest równanie (3.4.6). Zostało ono sformułowane w *1918* roku przez szwajcarskiego fizyka *Paula Scherrera* [135]. Do chwili obecnej jest ono – obok prawa *Bragga* opisującego warunek dyfrakcji promieni Rentgena – jedną z podstawowych zależności w krystalografii. Pozwala na określenie wielkości ziaren niskokątowych (krystalitów), nazywanych również domenami spójnie rozpraszającymi promienie rentgenowskie (CDD – ang.: Coherently Diffracting Domains) lub blokami mozaiki. Dokładniej mówiąc, pozwala ono na wyznaczenie wielkości krystalitów w kierunku prostopadłym do danej rodziny płaszczyzn [135]:

$$\langle D\rangle = \frac{K\lambda}{\beta_{FWHM}\cdot\cos(\Theta)} \tag{3.4.6}$$

gdzie:
$<D>$ – wielkość krystalitów,
K – stała *Scherrera*,
λ – długość fali zastosowanego promieniowania,
Θ – kąt odbłysku,
β_{FWHM} – szerokość refleksu dyfrakcyjnego w połowie maksimum natężenia promieniowania.

W 1942 r. inną formę równania (3.4.6) zaproponowali *Stokes* i *Wilson* wprowadzając pojęcie szerokości całkowej β_{INT} refleksu dyfrakcyjnego. Szerokość całkowa, nazywana również ekwiwalentną, definiowana jest jako iloraz pola A zawartego pomiędzy krzywą opisującą profil refleksu dyfrakcyjnego a linią tła do intensywności maksymalnej I_{max}. Równanie *Stokesa* i *Wilsona* ma postać [136]:

$$\langle D\rangle_v = \frac{K\lambda}{\beta_{INT}\cdot\cos(\Theta)} \tag{3.4.7}$$

gdzie:
β_{INT} – szerokość całkowa refleksu.

Równanie (3.4.7) pozwala na wyznaczenie średniego rozmiaru bloków ważonego objętościowo. Przytoczone powyżej zależności, opierające się na szerokościach połówkowych bądź całkowych refleksów, dają przybliżone wielkości bloków mozaiki. Jak wiadomo, na szerokość linii dyfrakcyjnej ma wpływ, oprócz rozmiaru domen CDD, zniekształcenie sieci krystalicznej – naprężenia drugiego rodzaju. W przypadku, gdy poszerzenie refleksu jest

wynikiem występowania tylko naprężeń sieciowych, wówczas słuszne są zależności: (3.4.8) i (3.4.9) podane przez *Stokesa* i *Wilsona* [137]:

$$\eta=\beta*\mathrm{ctg}(\Theta) \tag{3.4.8}$$

$$\langle e\rangle = \frac{\eta}{4} = \frac{\beta}{4} ctg\left(\Theta\right) \tag{3.4.9}$$

w których η i $\langle e\rangle$ oznaczają odpowiednio: maksymalne i średnie zniekształcenie sieciowe.

Istotną rzeczą jest rozdzielenie szerokości ekwiwalentnej β na dwie składowe: β_k i β_z pochodzące, odpowiednio, od wielkości bloków i naprężeń:

$$\beta = \beta_k + \beta_z \tag{3.4.10}$$

Powyższe założenie jest podstawą metody opracowanej przez *Williamsona* i *Halla* [138]. W metodzie tej, podstawiając za β_k i β_z wartości z równań (3.4.7) i (3.4.9) otrzymujemy:

$$\beta\cos\left(\Theta\right) = \frac{K\cdot\lambda}{\langle D\rangle_v} + 4\langle e\rangle\sin\left(\Theta\right) \tag{3.4.11}$$

Metoda *W-H* polega na wykreśleniu wartości $\beta cos(\Theta)$ w funkcji $sin(\Theta)$ dla wszystkich refleksów i liniowej ekstrapolacji danych do kąta Θ = 90°. Wartość rzędnej odpowiada wówczas wartości $\frac{K\cdot\lambda}{\langle D\rangle_v}$ zaś współczynnik kierunkowy prostej odpowiada wartości $4\langle e\rangle$.

Główną zaletą metody *W-H* jest to, że jest prosta i przejrzysta w interpretacji wyników, zaś jej wadą to, że w przypadku występowania anizotropowych naprężeń bądź kształtów ziaren może się odnosić tylko do różnych rzędów odbić pochodzących od tej samej rodziny płaszczyzn. Mimo, że zaproponowana prawie 70 lat temu, jest wciąż stosowana w analizie danych XRD. Wykorzystywana jest w badaniach nanostruktur, ceramik inżynierskich, syntetycznych składników tkanek kostnych jak i krystalicznych materiałów biologicznych [139-142].

3.4.4. Wyznaczanie udziałów fazowych

W badanych materiałach udziały fazowe wyznaczono metodą Rietvelda [143]. Metoda ta oparta jest na minimalizacji wartości funkcji *M* opisanej wzorem (3.4.12). Zgodnie z przytaczanym wzorem można powiedzieć, iż poprzez zastosowanie metody najmniejszych kwadratów dążymy do uzyskania najlepszego dopasowania dyfraktogramu odpowiadającego strukturze modelowej do dyfraktogramu zarejestrowanego podczas pomiarów XRD. Metoda ta pozwala na zastąpienie pracochłonnych metod analitycznych, takich jak np. metoda wzorca wewnętrznego lub zewnętrznego [144, 132]. Metody te wymagały przeprowadzania pomiarów struktur wzorcowych charakteryzujących się stanem wolnym od naprężeń resztkowych oraz o obszarach spójnie rozpraszających większych od 0,1 μm, czyli takich, których właściwości nie wpływają na przesunięcia oraz poszerzenia refleksów braggowskich.

$$M = \sum_i W_i \left\{ y_i(obs) - \frac{1}{c} y_i(calc) \right\}^2 \tag{3.4.12}$$

gdzie:

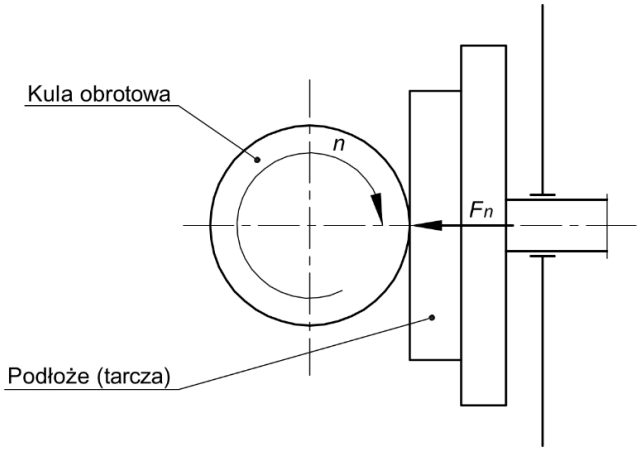
$y_i(obs)$ – zarejestrowane natężenie i-tego refleksu promieniowania rentgenowskiego,

$y_i(calc)$ – teoretyczne natężenie *i*-tego refleksu promieniowania rentgenowskiego pochodzącego od struktury modelowej [142, 144],
c – czynnik skalujący: $y(calc)=c*y(obs)$.

Do przeprowadzenia analizy Rietvelda posłużono się programem komputerowym PowderCell. Program ten jest rekomendowany przez Międzynarodową Unię Krystalograficzną (IUCr – ang: International Union of Crystallography) jako oprogramowanie dedykowane do modelowania i analizy wyników badań dyfraktometrycznych [145]. Modelowe struktury krystaliczne budowano w oparciu o bazę MaterialsProject [146].

3.5. Badania odporności podłoży na zużycie ścierne (Ball-Cratering)

Badania odporności materiałów na zużycie ścierne zostało wykonane w Katedrze Budowy, Eksploatacji Pojazdów i Maszyn Wydziału Nauk Technicznych Uniwersytetu Warmińsko-Mazurskiego w Olsztynie. Badania zostały przeprowadzone w oparciu o normy PN-EN ISO 26424:2016-05 [147], ISO 20808:2016 [148], DIN 50324:1992 [149], PN-ISO 5725:2002 [150]. Badania wykonano na tribotesterze T-20, który jest przeznaczony do badania odporności na zużycie ścierne powłok i materiałów konstrukcyjnych. Układ badawczy przedstawiono na rys. 8.5.1.



Rys. 3.5.1. Układ badawczy z wykorzystaniem tribotestera T-20.

Skojarzenie badawcze składało się z nieruchomego podłoża wykonanego z węglika spiekanego H10 o średnicy Ø25,4 mm oraz obracającej się kuli wykonanej z hartowanej stali 100Cr6 o średnicy Ø25,4 mm. Podczas badania podłoże dociskane było z siłą F_n = 10 N do kuli obracającej się z prędkością obrotową n = 80 obr/min.

Badanie odporności podłoża na zużycie ścierne zostało przeprowadzone na sucho (5 prób) oraz z wykorzystaniem oleju Milpro HG12 jako czynnika chłodząco-smarującego (5 prób) na drodze tarcia (poślizgu) S = 1000 m (praca na sucho), S = 2000 m (praca w oleju Milpro HG12).

Podczas badania komputerowy system pomiarowo-sterujący rejestrował i kontrolował parametry takie jak:

- F_t – siła tarcia [N],
- n – prędkość obrotowa kuli [obr/min] (prędkość poślizgu [m/s]),
- t – czas [s],
- S – droga tarcia [m],
- Z – zużycie liniowe pary ciernej,

- T – temperatura otoczenia węzła tarcia.

Na podstawie uzyskanych wyników poszczególnych sił tarcia F_t oraz stałej siły dociskającej podłoże F_n został obliczony współczynnik tarcia pary ciernej μ wg wzoru:

$$\mu = \frac{F_t}{F_n} \tag{3.5.1}$$

Powyższa zależność pozwoliła na przedstawienie zmian współczynnika tarcia pary ciernej na drodze tarcia *S*.

Wykorzystując zależność (3.5.1) został obliczony średni współczynnik tarcia pary ciernej $\bar{\mu}$ dla każdej próby, z tym że w obliczeniach odrzucone zostały początkowe i końcowe wartości współczynnika tarcia ze względu na występujące zakłócenia. Obliczenia przeprowadzono wg wzoru:

$$\bar{\mu} = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} \mu_i \tag{3.5.2}$$

gdzie:
N – liczba pomiarów,
μ_i – współczynnik tarcia, gdzie i = 1, 2, 3,…N.

Z uzyskanych średnich współczynników tarcia $\bar{\mu}$ z 5-ciu prób, odpowiednio dla tarcia suchego i w oleju, obliczono średni współczynnik tarcia $\bar{\mu}_s$ wg zależności:

$$\bar{\mu}_s = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} \bar{\mu}_i \tag{3.5.3}$$

gdzie:
$\bar{\mu}_i$ – średni współczynnik tarcia dla jednej próby, gdzie i = 1, 2, 3, 4, 5.

Jak wiadomo rejestrowane zużycie liniowe Z pary ciernej informuje jedynie o sumarycznym zużyciu współpracujących ze sobą materiałów. Niebywale jednak cenną informacją jest intensywność zużywania się pary ciernej, która może prognozować wielkość zużywania się pary ciernej w jednostce drogi tarcia *S*. Przy wykorzystaniu zarejestrowanego zużycia liniowego Z na drodze tarcia *S*, na przebieg zużycia została nałożona linia trendu będąca równaniem prostej $y = ax + b$. Współczynnik kierunkowy a prostej, w tym przypadku wskazuje wartość intensywności zużywania się pary ciernej. Kierując się najlepszym dopasowaniem linii trendu, na podstawie współczynnika regresji R^2, w ramach analizy przebiegu intensywności zużywania pary ciernej zostały odrzucone zakłócone początkowe i końcowe wyniki przebiegu.

Po wykonaniu badań próbki zostały oczyszczone i poddane obrazowaniu przy użyciu mikroskopu cyfrowego Keyence VHX 700, zaś otrzymane wyniki poddano analizie obrazowej przy wykorzystaniu oprogramowania ImageJ w celu pomiaru średnicy wytarcia b i wyznaczenia objętości zużytego materiału V wg zależności (3.5.4 i 3.5.5) [147]:

$$\bar{b} = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} b_i \quad [mm] \tag{3.5.4}$$

$$V = \pi \cdot \frac{b_i^4}{64R} \quad [mm^3] \tag{3.5.5}$$

gdzie:

N – liczba pomiarów,
b_i – średnica wytarcia średnica krateru (wytarcia) [mm], gdzie i = 1, 2, 3, 4.
R – promień kuli [mm].

Z wykorzystaniem obliczonej objętości zużytego materiału wyznaczona została szybkość zużycia ściernego wg zależności (3.5.6), która określana jest również jako współczynnik zużycia objętościowego:

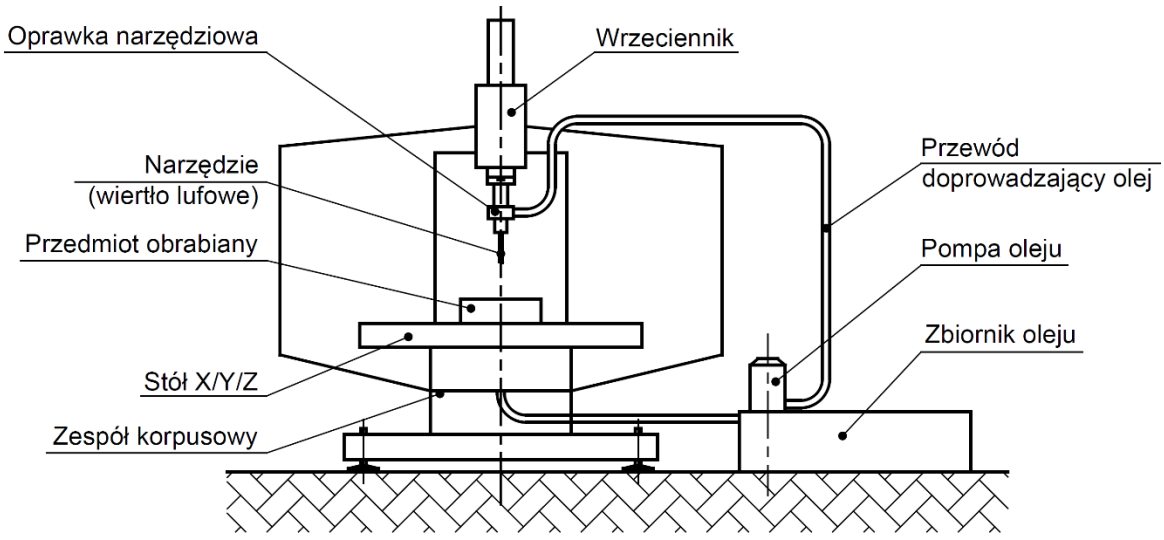
$$K_C = \pi \cdot \frac{b^4}{64 \cdot R \cdot F_n \cdot S} \quad \left[\frac{mm^3}{N \cdot m}\right] \tag{3.5.6}$$

gdzie:
F_n – siła normalna wywierająca nacisk na podłoże [N],
S – droga tarcia (poślizgu) [m].

3.6. Badania eksploatacyjne zużycia ostrzy wierteł lufowych

3.6.1. Konfiguracja stanowiska badawczego

Badania eksploatacyjne zużycia ostrzy wierteł lufowych zostały wykonane w Zakładzie Mechanizacji Budownictwa, Automatyzacji i Technologii Montażu Instytutu Mechanizacji Budownictwa i Górnictwa Skalnego w Warszawie (obecnie Warszawski Instytut Technologiczny – Sieć Badawcza Łukasiewicz). Do badań zostało wykorzystane stanowisko badawcze wg konfiguracji przedstawionej na rys. 3.6.1.



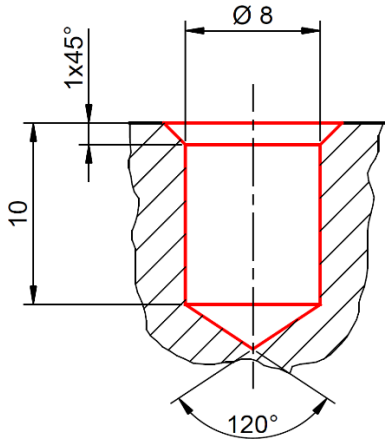
Rys. 3.6.1. Konfiguracja stanowiska do badań eksploatacyjnych zużycia ostrzy wierteł lufowych.

Zespołem bazowym stanowiska badawczego jest pionowa frezarka numeryczna FNE 40NC AVIA. Obrabiarka wyposażona jest w pionowe wrzeciono o mocy 5,5 kW z gniazdem ISO40 do hydraulicznego mocowania oprawki narzędziowej i możliwością bezstopniowej regulacji prędkości obrotowej wrzeciona w zakresie 0÷4000 obr/min. Ruchy przestawne realizowane są za pomocą poziomego stołu w kierunkach X/Y/Z odpowiednio 620/420/400 mm. Układ chłodzenia został wykonany ze specjalnego zbiornika oleju o pojemności 100 l, na którym ustawiona została pompa hydrauliczna podająca olej do strefy obróbki przez specjalną oprawkę narzędziową z zewnętrznym doprowadzeniem chłodziwa składającą się z chwytu – DIN2080 A40 OTT MHD63.60, złącza obrotowego – ACR63/63

i oprawki narzędzia – AW63/20. Oprawka narzędziowa umożliwiła podawanie oleju w strefę skrawania przez wiertło pod ciśnieniem 3 MPa i z wydatkiem 10 l/min.

3.6.2. Technologia obróbki

Dla realizacji technologii głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi wykonane zostały otwory pilotowe, których zadaniem było prowadzenie wiertła w pierwszej fazie wiercenia. Zgodnie z zaleceniami producentów wierteł lufowych taki otwór powinien być wykonany na głębokość 1,5 ÷ 2 średnicy wiertła [12, 13, 17]. Wiertło podczas wchodzenia w otwór pilotowy powinno obracać się z prędkością max 200 obr/min bez podawania oleju gdyż mogłoby to doprowadzić do zbyt dużego odchylenia wiertła od jego osi, a w konsekwencji do uszkodzenia otworu i narzędzia. Ze względu na dużą sztywność zastosowanego wiertła lufowego do badań eksploatacyjnych zdecydowano, że narzędzie będzie wprowadzane w otwór pilotowy na docelowych parametrach prędkości obrotowej narzędzia n oraz posuwu minutowego f_m. W związku z powyższym otwór pilotowy został wykonany wg rys. 3.6.2.



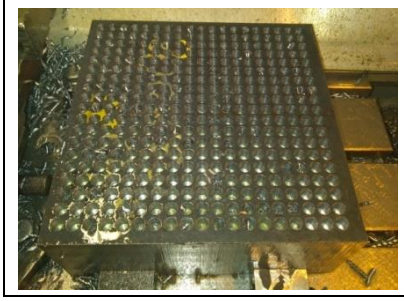
Rys. 3.6.2. Podstawowe wymiary otworu pilotowego.

Przedstawiony otwór pilotowy został wykonany w kolejnych czterech zabiegach obróbkowych przedstawionych w tab. 3.6.1.

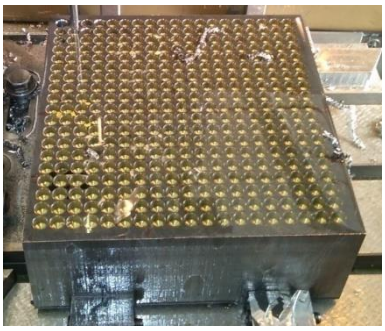
Tabela 3.6.1. Zabiegi obróbkowe przygotowujące podłoże do zasadniczych badań eksploatacyjnych zużycia ostrzy wierteł lufowych.

Widok	Rodzaj zabiegu / narzędzie / parametry pracy
	**1. Mocowanie obrabianego przedmiotu P.O. na stole przestawnym obrabiarki FNE 40NC AVIA** Płyta wykonana ze stali C45 o wymiarach (szer.×dł.×grub.) 200×200×80 mm.

cd. Tabela 3.6.1. Zabiegi obróbkowe przygotowujące podłoże do zasadniczych badań eksploatacyjnych zużycia ostrzy wierteł lufowych.

Widok	Rodzaj zabiegu / narzędzie / parametry pracy
 	**2. Nawiercanie otworu pilotowego** **Zestaw narzędziowy:** • narzędzie – nawiertak 3,15/10 mm, HSS, bez pokrycia, • oprawka – oprawka wiertarska samocentrująca. **Parametry pracy nawiertaka:** • prędkość obrotowa – n = 1500 obr/min, • posuw minutowy – f_m = 100 mm/min, • prędkość skrawania – V_c = 14,8 m/min, • czynnik chłodząco-smarujący – emulsja. **Wykonane nawiercanie:** • 19 rzędów poziomych, • 19 rzędów pionowych, • łącznie 361 szt. nawierconych otworów w 1 szt. płyty.
 	**3. Wiercenie otworu pilotowego** **Zestaw narzędziowy:** • narzędzie – wiertło Ø 8 mm, HSS, bez pokrycia, kąt wierzchołkowy 120°, • oprawka – oprawka wiertarska samocentrująca. **Parametry pracy wiertła:** • całkowita głębokość wiercenia – 12,31 mm, • prędkość obrotowa – n = 900 obr/min, • posuw minutowy – f_m = 100 mm/min, • prędkość skrawania – V_c = 22,6 m/min, • czynnik chłodząco-smarujący – emulsja. **Wykonane wiercenie:** • 19 rzędów poziomych, • 19 rzędów pionowych, • łącznie 361 szt. wywierconych otworów w 1 szt. płyty.

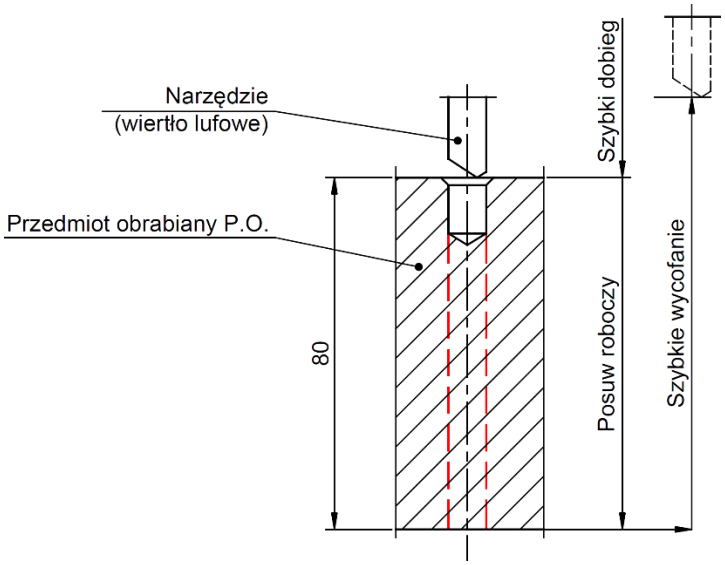
cd. Tabela 3.6.1. Zabiegi obróbkowe przygotowujące podłoże do zasadniczych badań eksploatacyjnych zużycia ostrzy wierteł lufowych.

Widok	Rodzaj zabiegu / narzędzie / parametry pracy
  	**4. Fazowanie otworu pilotowego** **Zestaw narzędziowy:** • narzędzie – fazownik z wymienną płytką węglikową o kącie przystawienia 45° z pokryciem TiN, • oprawka – oprawka wiertarska z tulejką zaciskową. **Parametry pracy fazownika:** • faza – 1×45°, • prędkość obrotowa – n = 2000 obr/min, • posuw minutowy – f_m = 150 mm/min, • prędkość skrawania – V_c = 50 m/min, • czynnik chłodząco-smarujący – emulsja. **Wykonane fazowanie:** • 19 rzędów poziomych, • 19 rzędów pionowych, • łącznie 361 szt. sfazowanych otworów w 1 szt. płyty.

Cykl pracy wiertła lufowego dla badań eksploatacyjnych został opracowany przy następujących założeniach:

- wiertło jest wprowadzane w przedmiot obrabiany (P.O.) przy pomocy otworu pilotującego,
- wiercone otwory są wykonywane przelotowo,
- kolejny wiercony otwór wymaga oczyszczenia P.O. z nagromadzonych wiórów.

Cykl pracy wiertła lufowego zastosowany do badań eksploatacyjnych został przedstawiony na rys. 3.6.3 zaś parametry technologiczne w tab. 3.6.2.



Rys. 3.6.3. Cykl pracy wiertła lufowego.

Tabela 3.6.2. Technologiczne parametry wiercenia głębokich otworów wiertłami lufowymi w badaniach eksploatacyjnych.

Widok	Narzędzie / zabieg / parametry pracy
 	**Wiercenie głębokich otworów** **Zestaw narzędziowy:** • narzędzie – wiertło lufowe EB80, • oprawka – specjalna oprawka modułowa z zewnętrznym doprowadzeniem chłodziwa: ▪ chwyt – DIN2080 A40 OTT MHD63.60, ▪ złącze obrotowe – ACR63/63, ▪ oprawka narzędzia – AW63/20. **Parametry pracy wiertła:** • prędkość obrotowa – n = 2500 obr/min, • posuw minutowy – f_m = 50 mm/min, • posuw na ostrze (ząb) – f_z = 0,02 mm, • prędkość skrawania – V_c = 62,8 m/min, • czynnik chłodząco-smarujący – olej Milpro HG12, • ciśnienie oleju – 3 MPa, • wydatek oleju – 10 l/min.

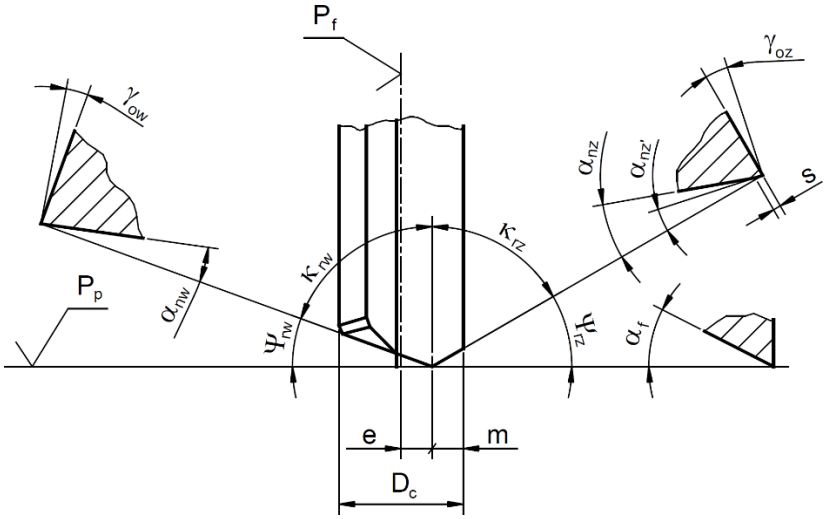
3.6.3. Badania zużycia ostrzy wierteł lufowych

Badania zużycia ostrzy wierteł lufowych zostały wykonane w Instytucie Mechanizacji Budownictwa i Górnictwa Skalnego w Warszawie. Pomiary zostały wykonane na mikroskopach OPTA-TECH MN800P oraz Levenhuk DTX 90 wyposażonych w układy pomiarowy i rejestracji obrazu. Pomiary zużycia ostrzy wierteł lufowych wykonywane były

w odstępach co 14 otworów (*LWO*), co w przybliżeniu odpowiada drodze wiercenia *Lw* = 1000 mm. Pierwszy pomiar wykonywany był po wywierceniu 28 otworów (*Lw* = 2000 mm). Łączna długość drogi wiercenia dla ustalonej konfiguracji narzędzie-czynnik chłodząco-smarujący wynosiła *Lw* = 8000 mm, co odpowiada liczbie 112 otworów przelotowych. Przy wykorzystaniu systemu pomiaru chropowatości i konturu Formtracer Avant C4500, w Katedrze Technologii Materiałów i Maszyn Wydziału Nauk Technicznych Uniwersytetu Warmińsko-Mazurskiego w Olsztynie, zostały przeprowadzone pomiary geometryczne powierzchni ostrza wiertła lufowego po zakończonych badaniach eksploatacyjnych.

Na podstawie uzyskanych wyników zostały określone geometryczne wskaźniki zużycia ostrza wiertła lufowego przy wykorzystaniu opracowań [43, 93]. Ze względu na ich specyficzną konstrukcję, wiertła lufowe jednoostrzowe zastosowane do badań eksploatacyjnych trudno jest porównać do innych typowych narzędzi skrawających. **Można powiedzieć, iż wewnętrzna krawędź skrawająca K_w pracuje podobnie jak krawędź ostrza noża tokarskiego, natomiast zewnętrzna krawędź skrawająca K_z podobnie jak jedna z krawędzi ostrza wiertła krętego. Podobieństwa te jednak nie pozwalają na przeniesienie wszystkich geometrycznych wskaźników zużycia i ich symboli na ostrze wiertła lufowego. W niniejszej pracy zaproponowano wprowadzenie dodatkowych symboli geometrycznych wskaźników zużycia, które dla lepszego wyjaśnienia zostały przedstawione na dodatkowych rysunkach w pkt. 4.5 niniejszej pracy**.

Na rys. 3.6.4 została przedstawiona podstawowa geometria ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego użytego do wiercenia głębokich otworów w badaniach eksploatacyjnych.

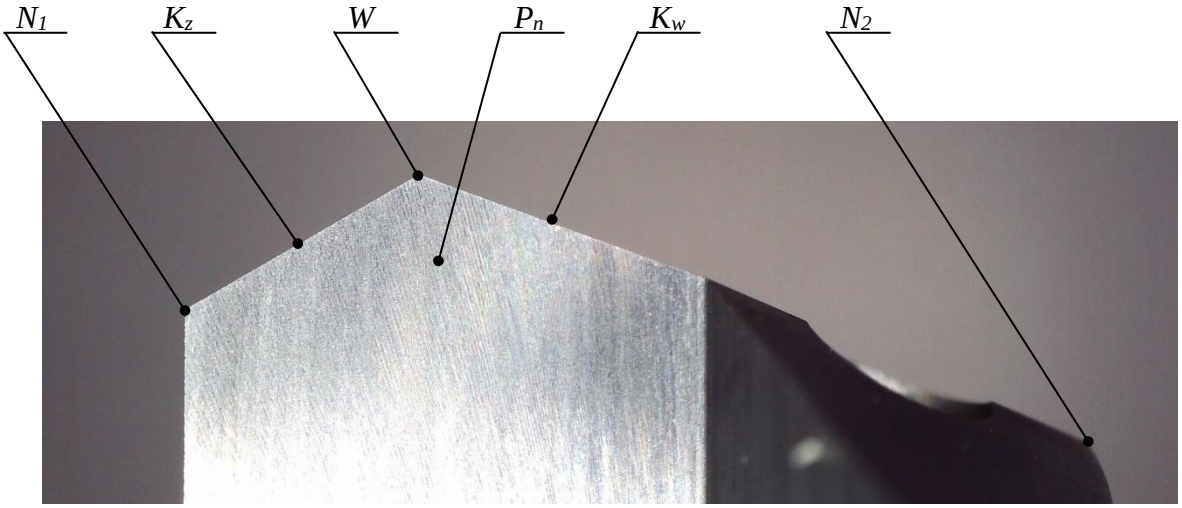


Rys. 3.6.4. Podstawowa geometria ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego.

Przedstawione na rys. 3.6.4 symbole oznaczają odpowiednio:
D_c – średnica ostrza wiertła,
m – odległość wierzchołka W ostrza wiertła od naroża ostrza N_1,
e – odległość wierzchołka W ostrza wiertła od osi ostrza,
s – szerokość zewnętrznej powierzchni przyłożenia dla $\alpha_{nz'}$,
κ_{rz} – kąt przystawienia zewnętrznej krawędzi skrawającej,
κ_{rw} – kąt przystawienia wewnętrznej krawędzi skrawającej,
Ψ_{rw} – kąt odchylenia wewnętrznej krawędzi skrawającej,

Ψ_{rz} – kąt odchylenia zewnętrznej krawędzi skrawającej,
α_{nz} – kąt przyłożenia dla zewnętrznej krawędzi skrawającej,
$\alpha_{nz'}$ – kąt przyłożenia dla zewnętrznej krawędzi skrawającej,
α_{nw} – kąt przyłożenia dla wewnętrznej krawędzi skrawającej,
α_f – kąt przyłożenia dla zewnętrznej i wewnętrznej krawędzi skrawającej,
γ_{oz} – kąt natarcia przy zewnętrznej krawędzi skrawającej,
γ_{ow} – kąt natarcia przy wewnętrznej krawędzi skrawającej,
N_1, N_2 – naroże ostrza,
W – wierzchołek ostrza,
P_p – płaszczyzna tylna,
P_f – płaszczyzna boczna,
P_n – powierzchnia natarcia,
$P\alpha_{nw}$ – wewnętrzna powierzchnia przyłożenia,
$P\alpha_{nz}$ – zewnętrzna powierzchnia przyłożenia,
$P\alpha_{nz'}$ – pomocnicza zewnętrzna powierzchnia przyłożenia,
$P\alpha_f$ – czołowa powierzchnia przyłożenia,
Po – pomocnicza wewnętrzna powierzchnia przyłożenia.

Jak wiadomo, geometria wiertła lufowego jednoostrzowego znacząco różni się od geometrii wiertła krętego. Wiertło lufowe jednoostrzowe, podobnie jak wiertło kręte, posiada dwie krawędzie skrawające, lecz są one położone asymetrycznie w stosunku do osi ostrza narzędzia. Zewnętrzna krawędź skrawająca K_z oraz wewnętrzna krawędź K_w spotykają się w punkcie określanym jako wierzchołek ostrza W. Zewnętrzne punkty obu krawędzi skrawających określane są jako naroża N_1 i N_2. Wierzchołek W ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego położony jest w odległości e od osi ostrza, która najczęściej wynosi $e = m = D_c/4$. Dla zastosowanego wiertła lufowego o średnicy $D_c = \phi$ 8 mm wymiar e = 4 mm.

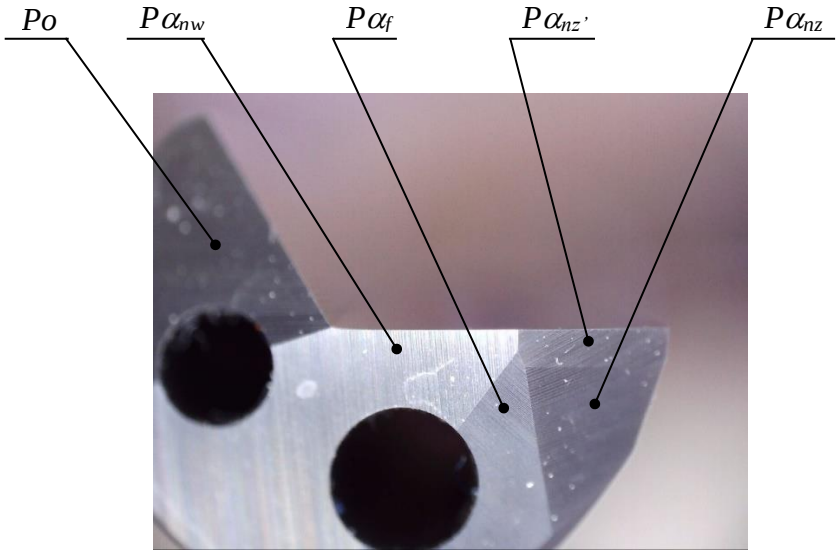


Rys. 3.6.5. Geometria ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego EB80 zastosowanego do badań eksploatacyjnych zużycia ostrza.

W użytym wiertle lufowym zewnętrzna krawędź skrawająca ostrza K_z ustawiona jest w stosunku do osi ostrza pod kątem κ_{rz} = 60° (kąt przystawienia zewnętrznej krawędzi skrawającej). Wewnętrzna krawędź skrawająca ostrza K_w ustawiona jest w stosunku do osi

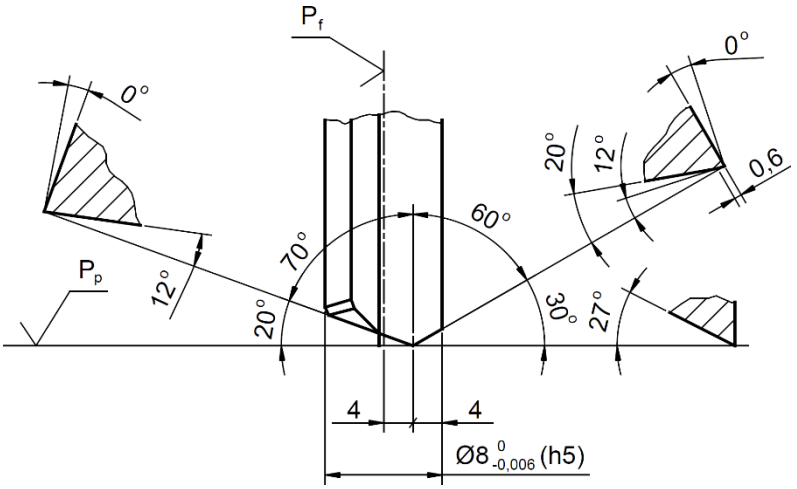
ostrza pod kątem κ_{rw} = 70° (kąt przystawienia wewnętrznej krawędzi skrawającej). W praktyce oraz w katalogach narzędziowych producenci częściej podają kąty odchylenia krawędzi. Dla zastosowanego wiertła wynoszą one odpowiednio: Ψ_{rz} = 30° (kąt odchylenia zewnętrznej krawędzi skrawającej) oraz Ψ_{rw} = 20° (kąt odchylenia wewnętrznej krawędzi skrawającej). Powierzchnia natarcia P_n ostrza została wykonana w taki sposób, że zarówno kąt natarcia przy zewnętrznej krawędzi skrawającej γ_{oz}, jak i kąt natarcia przy wewnętrznej krawędzi skrawającej γ_{ow} wynoszą 0°.

Niezmiernie istotne w wykorzystanym wiertle lufowym są powierzchnie przyłożenia i ich ustawienie kątowe w stosunku do ostrza wiertła, co przedstawia rys. 3.6.6.



Rys. 3.6.6. Powierzchnie przyłożenia w ostrzu wiertła lufowego jednoostrzowego EB80 zastosowanego do badań eksploatacyjnych zużycia ostrza.

W zastosowanym wiertle lufowym jednoostrzowym kąt przyłożenia dla zewnętrznej krawędzi skrawającej wynosi α_{nz} = 20° (zewnętrzna powierzchnia przyłożenia $P\alpha_{nz}$), zaś kąt przyłożenia dla wewnętrznej krawędzi skrawającej α_{nw} = 12° (wewnętrzna powierzchnia przyłożenia $P\alpha_{nw}$). Dodatkowo wykonana jest pomocnicza zewnętrzna powierzchnia przyłożenia $P\alpha_{nz'}$ na szerokości s = 0,6 mm i pod kątem $\alpha_{nz'}$ = 12°. Powierzchnie $P\alpha_{nz}$ oraz $P\alpha_{nw}$ spotykając się ze sobą tworzą krawędź grzbietową, która mogłaby trzeć o dno wierconego otworu. W tym celu zastosowana jest dodatkowa czołowa powierzchnia przyłożenia $P\alpha_f$ wykonana pod kątem α_f = 27°.



Rys. 3.6.7. Geometria ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego EB80 zastosowanego do badań eksploatacyjnych zużycia ostrza.

3.7. Analiza kształtu tworzonego wióra

Analiza kształtu tworzonego wióra została wykonana w Instytucie Mechanizacji Budownictwa i Górnictwa Skalnego w Warszawie. Pomiary grubości wióra h_w zostały wykonane przy użyciu suwmiarki firmy Limit z cyfrowym wyświetlaczem. Obserwacje uzyskanych postaci wióra przeprowadzono na mikroskopie Levenhuk DTX 90 wyposażonym w układ pomiarowy i rejestracji obrazu. Do określenia średniej grubości wióra wykonano 10 pomiarów dla wióra tworzonego przez zewnętrzną krawędź skrawającą K_z.

Współczynnik spęczania wióra λ_h, dla poszczególnych konfiguracji pokrycia ochronnego ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego z czynnikiem chłodząco-smarującym, został określony wg zależności [5]:

$$\lambda_h = \frac{h_w}{h} \tag{3.7.1}$$

gdzie:
h_w – zmierzona grubość wióra [mm],
h – teoretyczna grubość warstwy skrawanej [mm].

Dla zastosowanej geometrii ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego, gdzie kąt przystawienia zewnętrznej krawędzi skrawającej κ_{rz} = 60°, a posuw na ostrze (ząb) wynosił f_z = 0,02 mm, do obliczeń współczynnika spęczania wióra λ_h wg wzoru (3.7.1) została wprowadzona korekta:

$$\lambda_h = \frac{h_w}{h \cdot \sin \kappa_{rz}} \tag{3.7.2}$$

Jak wiadomo, istotnym parametrem procesu skrawania jest kąta ścinania Φ, który charakteryzuje wielkość odkształceń w strefie ścinania [5, 43, 151-156]. Współczynnik spęczenia wióra λ_h, został wykorzystany do określenia kąta ścinania Φ wg wzoru:

$$\tan \Phi = \frac{\cos \gamma_o}{\lambda_h - \sin \gamma_o} \tag{3.7.3}$$

gdzie:
γ_o – kąt natarcia [°].

Wiertła lufowe jednoostrzowe zastosowane do badań posiadają jedną powierzchnię natarcia P_n, ale dwie krawędzie skrawające: K_z i K_w, i dlatego posiadają również dwa kąty natarcia: γ_{oz} i γ_{ow}. Choć do analiz w tym przypadku wykorzystany został tylko zewnętrzny kąt natarcia γ_{oz}, to w przypadku zaplanowanego eksperymentu i tak oba kąty natarcia wynoszą: $\gamma_{oz} = \gamma_{ow} = 0°$.

Na podstawie oddziaływania wióra na ostrze narzędzia do obliczeń średnich kątów tarcia wióra θ na powierzchni natarcia Ernst Merchant podaje zależność [157]:

$$\theta = \frac{\pi}{2} + \gamma - 2\Phi \tag{3.7.4}$$

Do obliczeń średnich kątów tarcia wióra θ na powierzchni natarcia również Lee i Shaffer podają zależność [158]:

$$\theta = \frac{\pi}{4} + \gamma - \Phi \tag{3.7.5}$$

Wg zależności (3.7.4) i (3.7.5) zostały wyznaczone średnie współczynniki tarcia μ na powierzchni natarcia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego przy wierceniu otworów w stali C45 co pozwoliło przeprowadzić analizę porównawczą ze współczynnikami tarcia uzyskanymi w badaniach użytkowych podłoży.

4. ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ

4.1. Twardość podłoży i ostrzy wierteł

Wyniki pomiarów twardości podłoża wykonanego z węglika spiekanego H10 wykonane przy obciążeniu 980,7 mN (HV0,1), 4,903 N (HV0,5) oraz 294,2 N (HV30) przedstawiono w tab. 4.1.1÷4.1.3. Wyniki pomiarów twardości ostrza wiertła lufowego wykonanego z węglika spiekanego K15 wykonane przy obciążeniu 980,7 mN (HV0,1), 4,903 N (HV0,5) oraz 294,2 N (HV30) przedstawiono w tab. 4.1.4÷4.1.6. Wyniki pomiarów twardości podłoża zastosowanego do prób eksploatacyjnych oraz badań właściwości użytkowych wykonanych ze stali C45 przy obciążeniu 294,2 N (HV30), przedstawiono w tab. 4.1.7. Porównanie uśrednionych wyników zostało przedstawione na rys. 4.1.1.

Tabela 4.1.1. Twardość podłoża z węglika H10 pod obciążeniem 980,7 mN (HV0,1).

Nr pomiaru	Długość przekątnej odcisku d_1[µm]	Długość przekątnej odcisku d_2[µm]	Średnia długość przekątnej odcisku d_{av}[µm]	Twardość [HV0,1]
1	173,99	173,97	173,98	1838
2	176,02	175,98	176,00	1796
3	177,98	178,00	177,99	1756
4	177,97	178,01	177,99	1756
5	176,00	176,00	176,00	1796
6	177,98	178,00	177,99	1756
7	176,98	177,00	176,99	1776
			Średnia twardość	**1782**
			Odchylenie standardowe	**31**

Tabela 4.1.2. Twardość podłoża z węglika H10 pod obciążeniem 4,903 N (HV0,5).

Nr pomiaru	Długość przekątnej odcisku d_1[µm]	Długość przekątnej odcisku d_2[µm]	Średnia długość przekątnej odcisku d_{av}[µm]	Twardość [HV0,5]
1	21,57	21,61	21,59	1989
2	22,05	22,01	22,03	1911
3	22,44	22,52	22,48	1834
4	21,72	21,80	21,76	1958
5	22,25	22,17	22,21	1880
6	22,73	22,81	22,77	1788
7	22,42	22,50	22,46	1838
			Średnia twardość	**1885**
			Odchylenie standardowe	**72**

Tabela 4.1.3. Twardość podłoża z węglika H10 pod obciążeniem 294,2 N (HV30).

Nr pomiaru	Długość przekątnej odcisku d_1[µm]	Długość przekątnej odcisku d_2[µm]	Średnia długość przekątnej odcisku d_{av}[µm]	Twardość [HV30]
1	173,99	173,97	173,98	1838
2	176,02	175,98	176,00	1796
3	177,98	178,00	177,99	1756
4	177,97	178,01	177,99	1756
5	176,00	176,00	176,00	1796
6	177,98	178,00	177,99	1756
7	176,98	177,00	176,99	1776
			Średnia twardość	**1782**
			Odchylenie standardowe	**31**

Tabela 4.1.4. Twardość ostrza z węglika K15 pod obciążeniem 980,7 mN (HV0,1).

Nr pomiaru	Długość przekątnej odcisku d_1[µm]	Długość przekątnej odcisku d_2[µm]	Średnia długość przekątnej odcisku d_{av}[µm]	Twardość [HV0,1]
1	9,67	9,97	9,82	1924
2	9,87	10,09	9,98	1862
3	9,64	9,58	9,61	2008
4	9,68	10,07	9,88	1901
5	9,93	9,77	9,85	1911
6	9,60	9,40	9,50	2054
7	10,04	9,25	9,65	1992
			Średnia twardość	**1950**
			Odchylenie standardowe	**69**

Tabela 4.1.5. Mikrotwardość ostrza z węglika K15 pod obciążeniem 4,903 N (HV0,5).

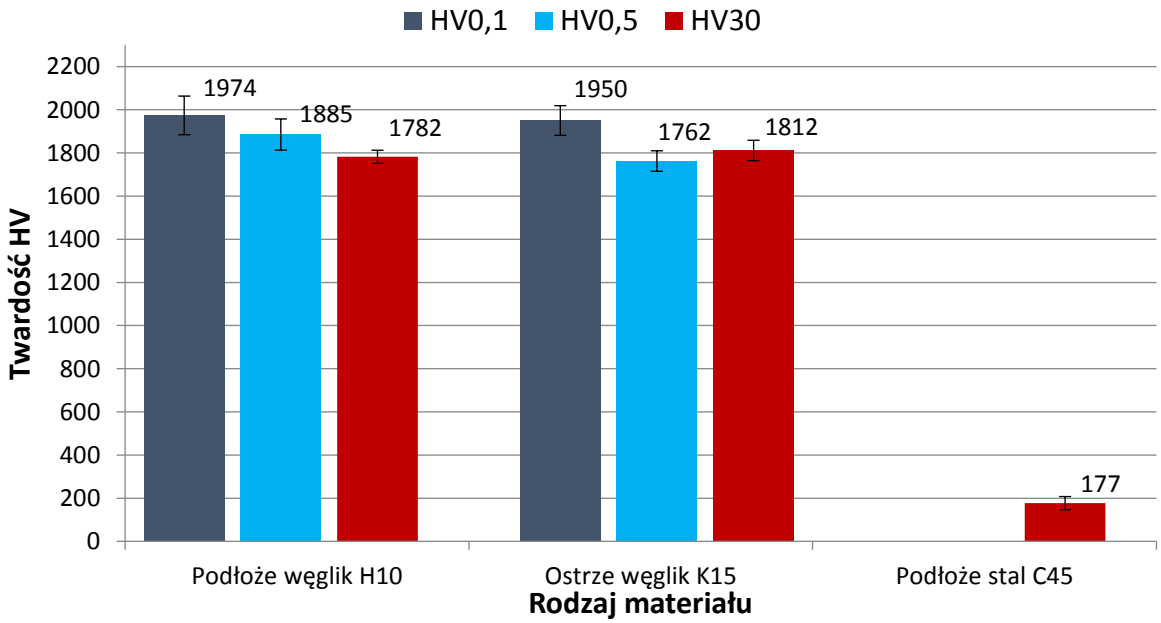
Nr pomiaru	Długość przekątnej odcisku d_1[µm]	Długość przekątnej odcisku d_2[µm]	Średnia długość przekątnej odcisku d_{av}[µm]	Twardość [HV0,5]
1	22,89	22,87	22,88	1770
2	22,47	22,45	22,46	1838
3	23,07	23,05	23,06	1743
4	23,43	23,41	23,42	1690
5	23,11	23,13	23,12	1734
6	22,93	22,95	22,94	1762
7	22,71	22,69	22,70	1799
			Średnia twardość	**1762**
			Odchylenie standardowe	**48**

Tabela 4.1.6. Twardość ostrza z węglika K15 pod obciążeniem 294,2 N (HV30).

Nr pomiaru	Długość przekątnej odcisku d_1[µm]	Długość przekątnej odcisku d_2[µm]	Średnia długość przekątnej odcisku d_{av}[µm]	Twardość [HV30]
1	174,94	175,02	174,98	1817
2	179,01	179,03	179,02	1736
3	173,96	174,00	173,98	1838
4	176,04	175,96	176,00	1796
5	172,04	172,00	172,02	1880
6	177,00	176,98	176,99	1776
7	173,95	174,01	173,98	1838
			Średnia twardość	**1812**
			Odchylenie standardowe	**47**

Tabela 4.1.7. Twardość podłoża ze stali C45 pod obciążeniem 294,2 N (HV30).

Nr pomiaru	Długość przekątnej odcisku d_1[µm]	Długość przekątnej odcisku d_2[µm]	Średnia długość przekątnej odcisku d_{av}[µm]	Twardość [HV30]
1	541	521	531,00	197
2	535	546	540,50	190
3	615	556	585,50	162
4	619	607	613,00	148
5	638	574	606,00	151
6	532	543	537,50	193
7	533	536	534,50	195
			Średnia twardość	**177**
			Odchylenie standardowe	**22**



Rys. 4.1.1. Średnia twardość podłoża z węglika spiekanego H10, ostrza wiertła lufowego z węglika spiekanego K15 oraz podłoża ze stali C45.

Twardość podłoża, wykonanego z węglika spiekanego w gatunku H10, podawana przez producenta podłoża powinna wynosić 1600 HV30. Na podstawie przeprowadzonych badań twardości uzyskano średni wynik 1782 HV30. Wzrost twardości o ok 11% można uznać za wynik zadowalający zważywszy na fakt, że podłoża te zostały wykonane na specjalne zamówienie jako wyrób jednostkowy. W przypadku ostrza wiertła lufowego wykonanego z węglika spiekanego K15 producent określił jego twardość na poziomie 1690 HV30. Badania wykazały, że twardość została osiągnięta na poziomie 1812 HV30, a więc o ok. 8% większa od deklaracji producenta. Wynik ten również można uznać za satysfakcjonujący mając na uwadze możliwy wpływ ciepła na badany materiał podczas przecinania ostrza wiertła do badań. Różnica twardości zastosowanego podłoża oraz ostrza wiertła wyniosła ok. 1,6%, co pozwala porównywać te materiały w dalszych badaniach.

Średnia wartość twardości dla podłoża wykonanego ze stali C45, przeznaczonego do prób eksploatacyjnych zużycia ostrza wiertła pod obciążeniem 294,2 N, wyniosła 177 HV30. Uzyskana twardość stali C45 jest ok. 10 krotnie mniejsza od twardości podłoża wykonanego z węglika spiekanego w gatunku H10 oraz ostrza wiertła lufowego wykonanego z węglika spiekanego w gatunku K15.

4.2. Rentgenowska analiza fazowa

4.2.1. Wyznaczenie głębokości wnikania promieniowania rentgenowskiego

Głębokość wnikania promieni rentgenowskich w badane materiały wyznaczono na podstawie algorytmu opisanego w pkt. 3.4.3. Z przytaczanego równania (3.4.5) wynika, iż grubość warstwy rozpraszającej refleksy braggowskie uzależniona jest od liniowego współczynnika absorpcji (μ) oraz kąta odbłysku (Θ), te zaś od długości fali zastosowanego promieniowania.

Wartości μ badanych materiałów wyznaczono na podstawie wzoru (4.2.1) oraz znajomości masowych współczynników absorpcji (μ/ρ), które ustalono korzystając z danych zawartych w [132].

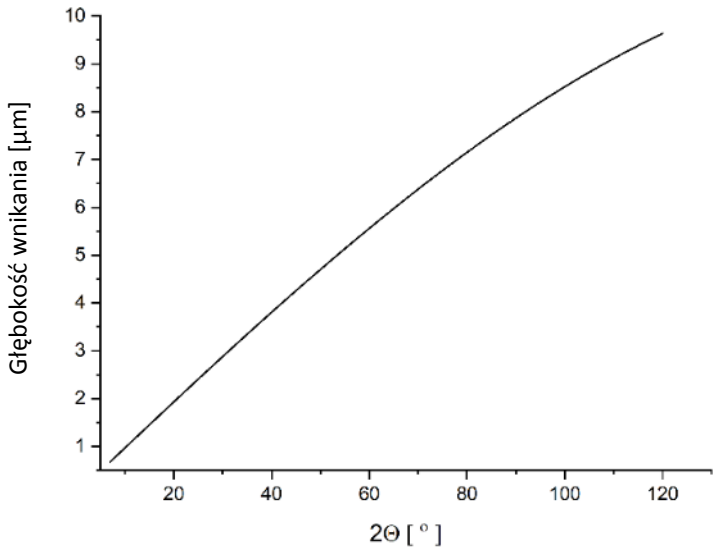
$$\mu = \sum_i \left(\frac{\mu}{\rho}\right)_i \rho_i u_{m_i} \tag{4.2.1}$$

Dane wyjściowe do wyznaczenia liniowego współczynnika absorpcji zestawiono w tab. 4.2.1.

Tabela 4.2.1. Dane do wyznaczenia liniowego współczynnika absorpcji.

Próbka	Pierwiastek	μ/ρ [cm^2/g]	ρ [g/cm^3]	u_m
WC–Co (promieniowanie CuKα)	W	171	19,3	0,8823
	C	5,5	2,22	0,0577
	Co	354	8,9	0,0600

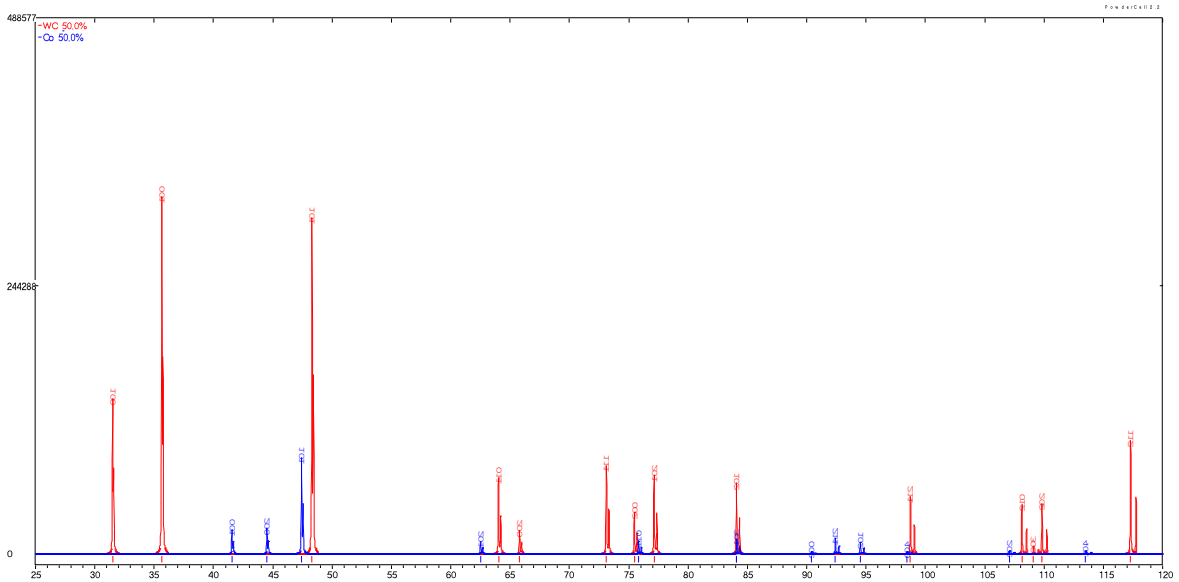
Wartość liniowego współczynnika absorpcji (μ) materiału podłoża oraz ostrza wiertła WC-Co wyniosła μ = 3102 cm^{-1} natomiast zakres głębokości (t) wnikania promieniowania rentgenowskiego t = 0,679÷9,633 μm. Graficzne zmiany głębokości wnikania promieniowania rentgenowskiego w funkcji kątów 2Θ przedstawiono na rys. 4.2.1.



Rys. 4.2.1. Zmiany głębokości wnikania promieni Rentgena w zależności od kąta 2Θ i zastosowanego promieniowania.

Badany kompozyt WC-Co charakteryzuje się dosyć niską podatnością na wnikanie promieniowania rentgenowskiego. Maksymalna głębokość, z jakiej możemy pozyskać informacje, wynosi 9,633 µm. Wynika to z wysokiego masowego współczynnika absorpcji promieniowania rentgenowskiego o długości fali $\lambda_{CuK\alpha}$ przez wolfram oraz z jego ponad 88% udziału w materiale.

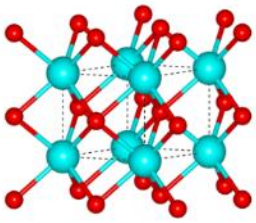
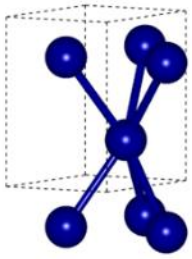
W celu dokładnego ustalenia grubości warstwy, z której pochodzą informacje strukturalne pozyskane metodą XRD, wygenerowano widma dyfrakcyjne (rys. 4.2.2) odpowiadające modelowym strukturom krystalicznym WC i Co dla promieniowania emitowanego z anody Cu. Z zaprezentowanych dyfraktogramów wynika, że w zadanym zakresie kątów od 7 do 120° ostatnim obserwowanym refleksem jest WC(211), który odpowiada kątowi 2Θ równemu 117,3°. Należy zatem przyjąć, że w przeprowadzonych badaniach XRD pozyskano informacje z warstwy wierzchniej o grubości dochodzącej do 9,484 µm.



Rys. 4.2.2. Modelowe widma dyfrakcyjne WC i Co wygenerowane w programie PowderCell.

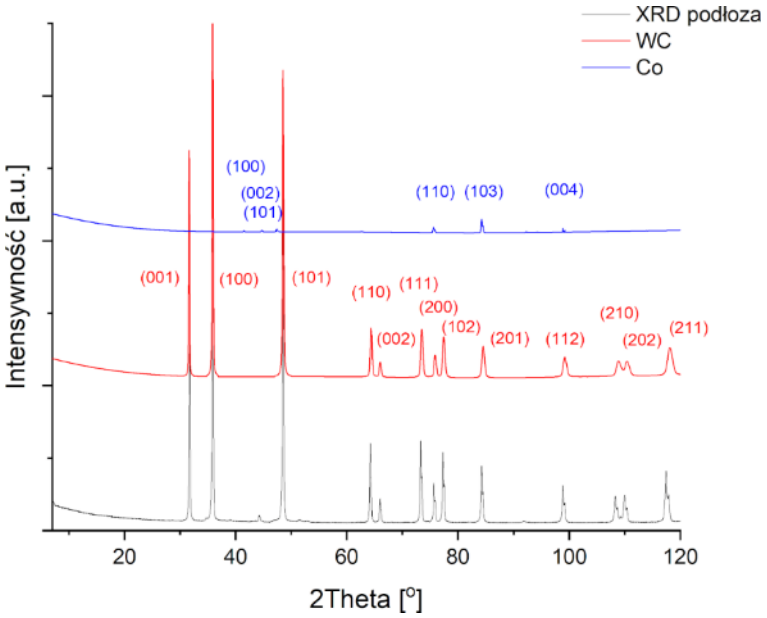
Parametry strukturalne modelowych komórek elementarnych wykorzystanych w powyższej symulacji zestawiono w tabeli 4.2.2.

Tabela 4.2.2. Dane sieci krystalicznej struktur modelowych.

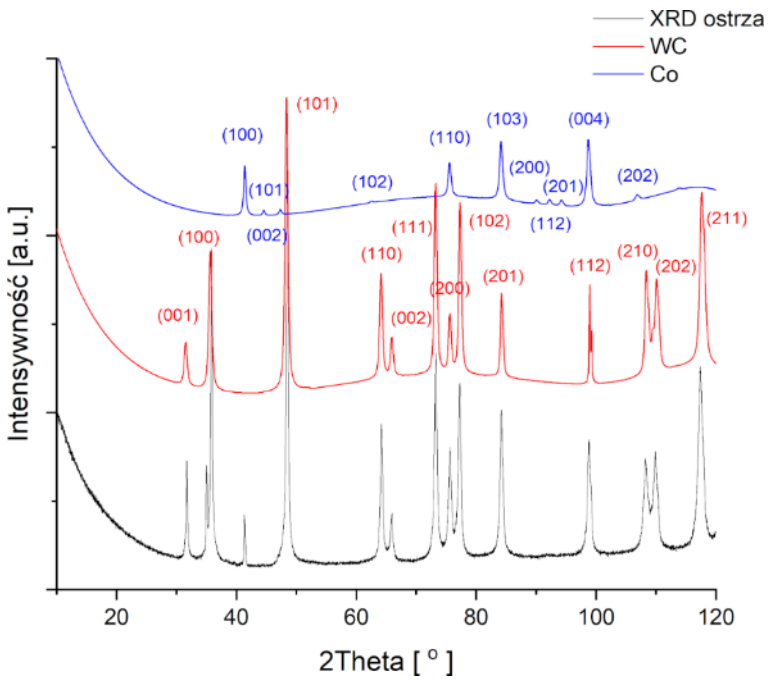
Faza / **Parametr sieciowy [Å]**	**Nr grupy przestrzennej (symetria)**	**Symbol atomu**	**Położenie atomu w komórce elementarnej**			**Komórka elementarna**
			x	**y**	**z**	
WC						
$a_0 = 2{,}9065$ $c_0 = 2{,}8366$ $\gamma_0 = 120°$	187 (P-6m2)	W	0	0	0	
		C	1/3	2/3	1/2	
Co						
$a_0 = 2{,}5071$ $c_0 = 4{,}0686$ $\gamma_0 = 120°$	194 ($P6_3/mmc$)	Co	1/3	2/3	1/4	

4.2.2. Analiza strukturalna

Dyfraktogramy badanych materiałów wraz z dopasowaniem części składowych natężeń wiązki promieni Rentgena ugiętej na płaszczyznach krystalicznych poszczególnych składników fazowych pokazano na rys. 4.2.3. Dopasowanie przeprowadzono sposobem Rietvelda zgodnie z metodyką opisaną w pkt. 3.4.4.



Rys. 4.2.3. Dyfraktogram materiału podłoża WC-Co.



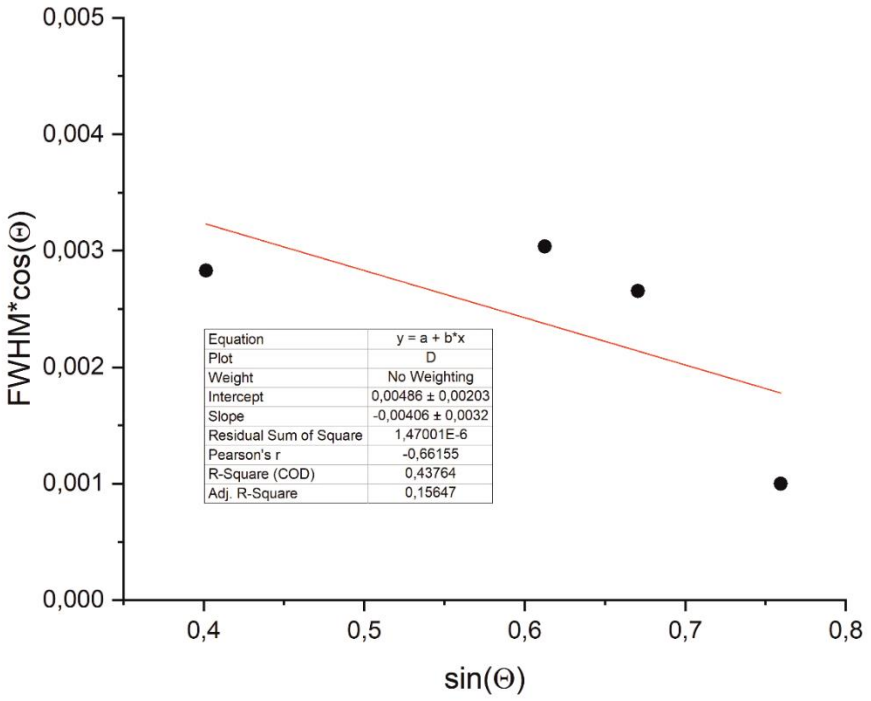
Rys. 4.2.4. Dyfraktogram materiału ostrza narzędzia WC-Co.

Z dyfraktogramów przedstawionych na rys. 4.2.3 i 4.2.4 wynika, że zarówno dla materiału podłoża, jak i dla ostrza wiertła widma XRD przedstawiają obrazy dyfrakcyjne struktur wielofazowych potwierdzające występowanie WC i Co w każdym z badanych materiałów. Analiza fazowa, której wyniki zestawiono w tab. 4.2.3 potwierdziła udział kobaltu bardzo zbliżony do deklarowanego (6% Co) przez producenta ostrzy wierteł oraz założonego podczas wytwarzania materiału podłoża. Różnice rzędu 0,2% mogą wynikać z dokładności zastosowanej metody Rietvelda, zaś sam wynik można uznać za zadowalający i potwierdzający poprawność stosowanej metodyki wyznaczania udziałów fazowych. Ponadto, na dyfraktogramach w zakresie kątów 2Θ od 20 do 30° można zaobserwować charakterystyczny rozkład tła, który sugeruje występowanie niewielkich wtrąceń fazy amorficznej [132]. Przeprowadzenie analizy fazowej w programie PowderCell wymagało opracowania struktur modelowych, których charakterystykę sieci krystalicznej zestawiono w tab. 4.2.2.

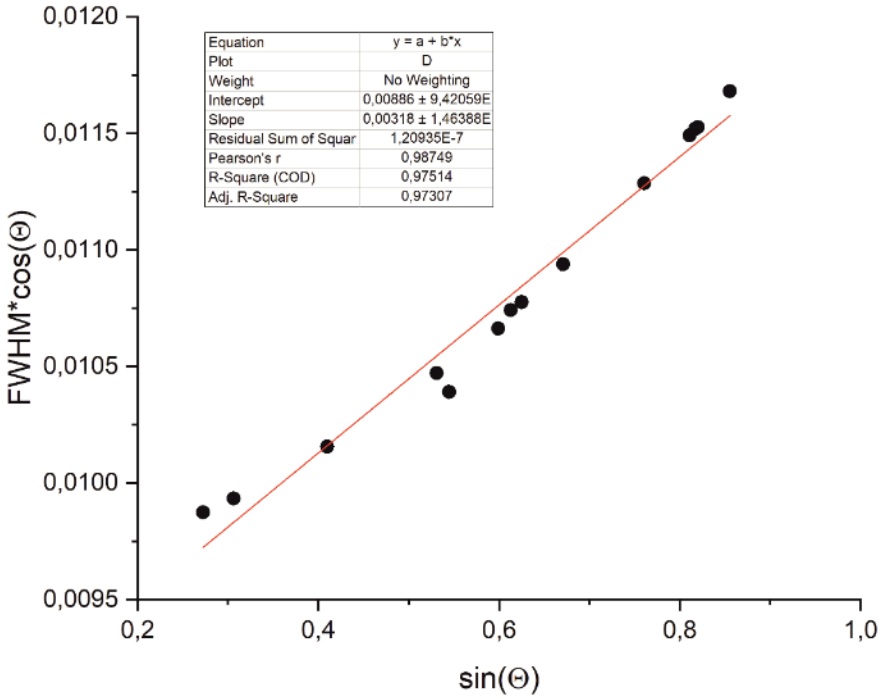
Analiza numeryczna widm XRD oraz opracowane struktury modelowe pozwoliły również na wyznaczenie parametrów sieciowych, których wartości zestawiono w tab. 4.2.3. Z kolei analiza położeń kątowych oraz szerokości połówkowych (FWHM) refleksów braggowskich umożliwiły wyznaczenie zniekształceń sieciowych <ε> i wielkości obszarów spójnie rozpraszających promieniowanie rentgenowskie <D>, które w objętości ziarna oddzielone są od siebie granicami niskokątowymi. W tym celu posłużono się metodą Williamsona-Halla, zgodnie z metodyką opisaną w pkt. 3.4.3. Wykreślone zależności $\beta\cos(\Theta) = f(sin(\Theta))$ przedstawiono na rys. 4.2.5÷4.2.8, a wyniki obliczeń zestawiono w tab. 4.2.3.

Tabela 4.2.3. Udziały fazowe i parametry krystalograficzne składników fazowych badanych materiałów.

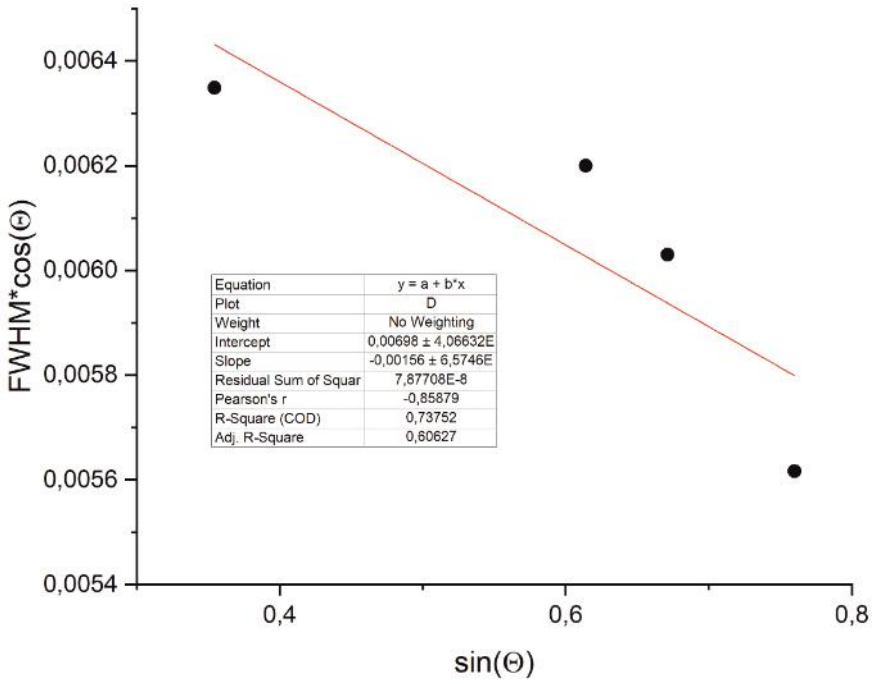
Faza	Początkowe parametry sieciowe [Å]	Uzgodnione parametry sieciowe [Å]	Udział fazowy, V [%]	Wielkość domen, <D> [Å]	Zniekształcenia sieciowe, <ε> [%]
Ostrze wiertła					
WC	a_0 = 2,9065 c_0 = 2,8366 γ_0 = 120°	a_0 = 2,9023 c_0 = 2,8292 γ_0 = 120°	93,53	141,26	-0,065
Co	a_0 = 2,5071 c_0 = 4,0686 γ_0 = 120°	a_0 = 2,5098 c_0 = 4,0550 γ_0 = 120°	6,47	199,09	-0,04
Materiał podłoża					
WC	a_0 = 2,9065 c_0 = 2,8366 γ_0 = 120°	a_0 = 2,8955 c_0 = 2,8313 γ_0 = 120°	93,72	156,64	-0,08
Co	a_0 = 2,5071 c_0 = 4,0686 γ_0 = 120°	a_0 = 2,5156 c_0 = 4,0568 γ_0 = 120°	6,28	286,09	-0,10



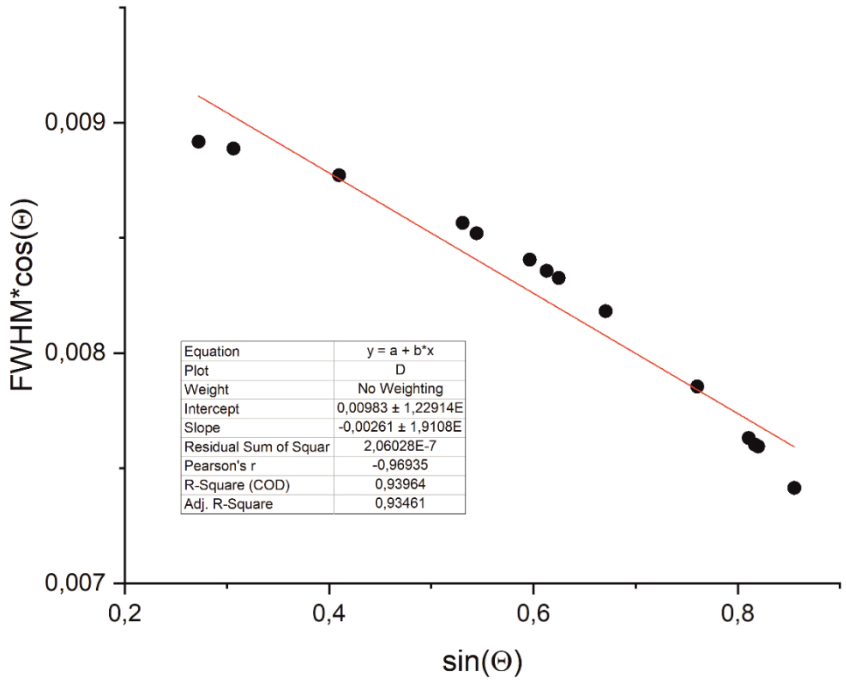
Rys. 4.2.5. Wykres Williamsona-Halla dla fazy Co występującej w materiale podłoża WC-Co.



Rys. 4.2.6. Wykres Williamsona-Halla dla fazy WC występującej w materiale podłoża WC-Co.



Rys. 4.2.7. Wykres Williamsona-Halla dla fazy Co występującej w materiale ostrza wiertła WC-Co.

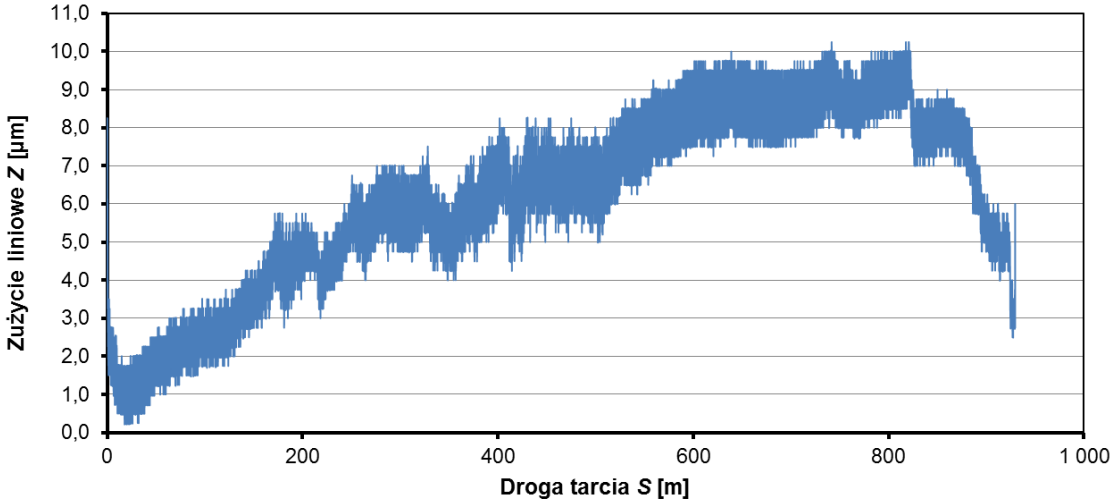


Rys. 4.2.8. Wykres Williamsona-Halla dla fazy WC występującej w materiale ostrza wiertła WC-Co.

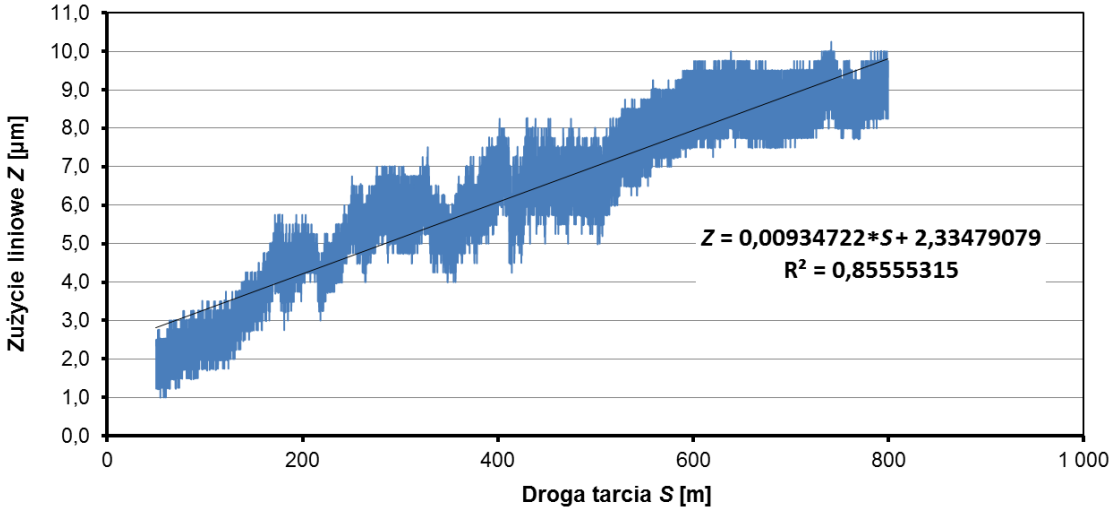
Wyznaczone parametry sieciowe mają bardzo zbliżone wartości do deklarowanych wartości startowych, które zaczerpnięto z bazy COD (ang: Crystallography Open Database). Wyklucza to powstawanie roztworów pierwotnych i wtórnych w strukturze materiału. Badania XRD wskazują na ok. 10 % większe rozmiary bloków mozaiki (krystalitów) węglika wolframu w materiale podłoża niż w ostrzu wiertła. W przypadku kobaltu różnica ta wynosi 43 %, jednak przy tak małym udziale fazowym można przypuszczać, że zwiększony rozmiar subziaren oddzielonych granicami niskokątowymi nie wpłynie na różnice właściwości mechanicznych materiału podłoża w odniesieniu do materiału ostrza wiertła lufowego. Każdą z zidentyfikowanych faz charakteryzują niewielkie ujemne zniekształcenia sieciowe, które świadczą o występujących (również niewielkich) naprężeniach własnych ściskających (III rodzaju). Naprężenia tego typu powodują zmniejszenie się odległości (d_{hkl}) między płaszczyznami krystalograficznymi i są najprawdopodobniej wynikiem procesu produkcyjnego – spiekania materiału węglikowego pod wysokim ciśnieniem. Można również przypuszczać, iż ściskające naprężenia własne w strukturze WC są znacznie korzystniejsze niż naprężenia rozciągające, ponieważ wytrzymałość węglika wolframu na ściskanie jest średnio trójkrotnie większa od wytrzymałości na rozciąganie.

4.3. Badanie odporności podłoży na zużycie ścierne metodą Ball-Cratering

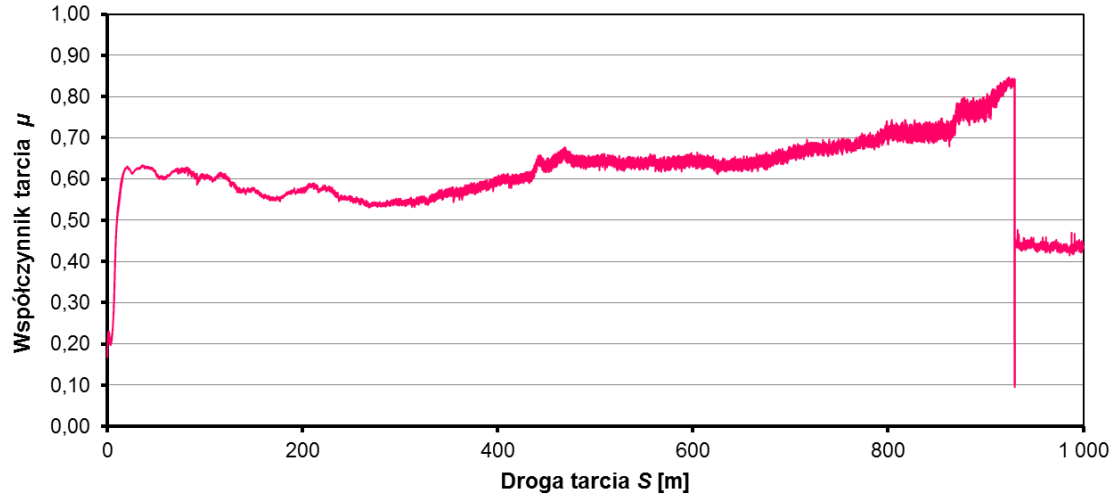
W ramach badań metodą Ball-Cratering opisaną w pkt. 3.5 zostało wykonanych 5 prób dla tarcia suchego. Na rys. 4.3.1÷4.3.4 przedstawiono przykładowe przebiegi zużycia liniowego oraz współczynnika tarcia przy tarciu suchym dla pary ciernej kuli wykonanej ze stali 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10.



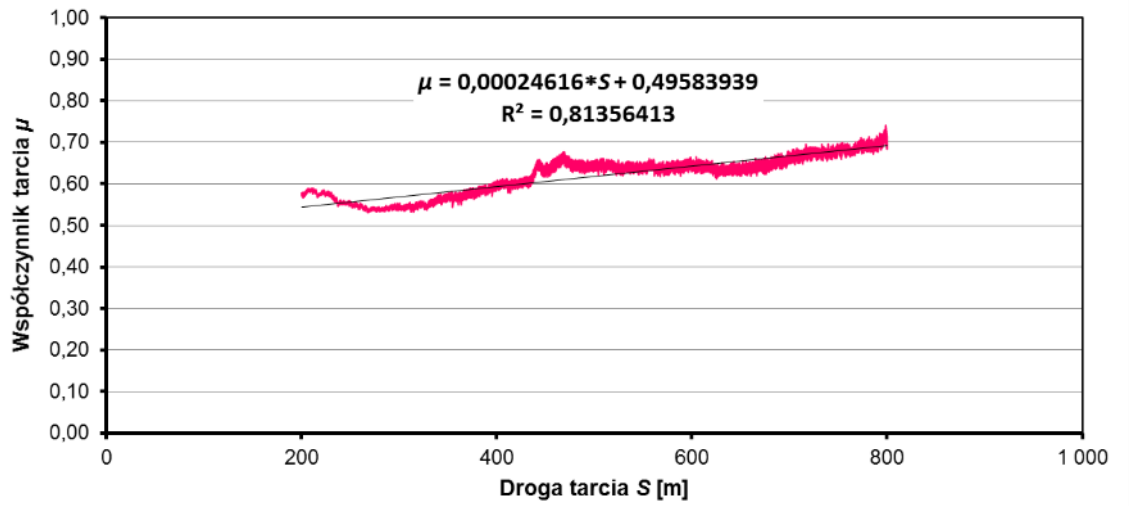
Rys. 4.3.1. Przykładowy przebieg zużycia liniowego przy tarciu suchym pary ciernej kuli stalowej 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10.



Rys. 4.3.2. Ustabilizowany przebieg intensywności zużywania przy tarciu suchym pary ciernej kuli stalowej 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10.



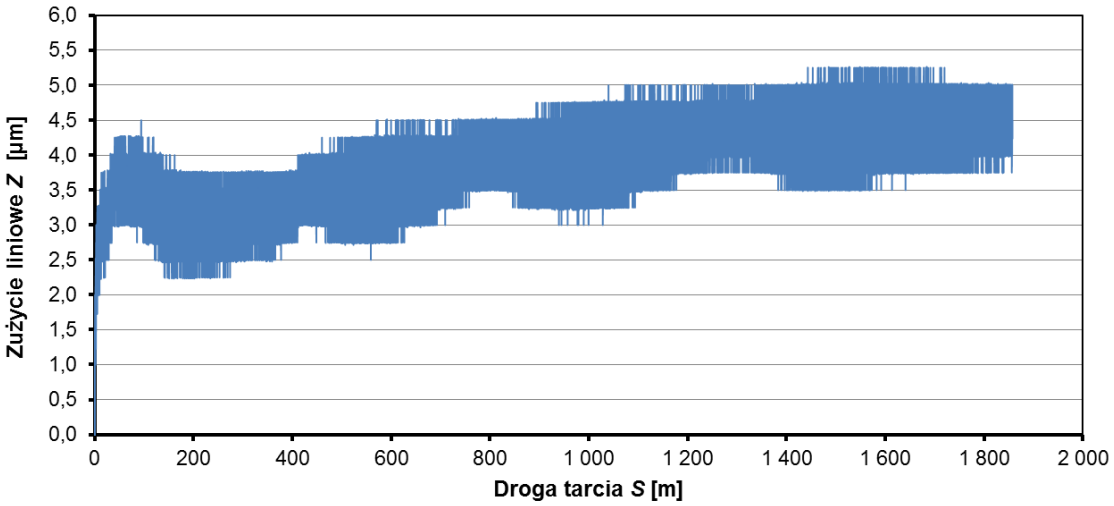
Rys. 4.3.3. Przykładowy przebieg współczynnika tarcia przy tarciu suchym pary ciernej kuli stalowej 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10.



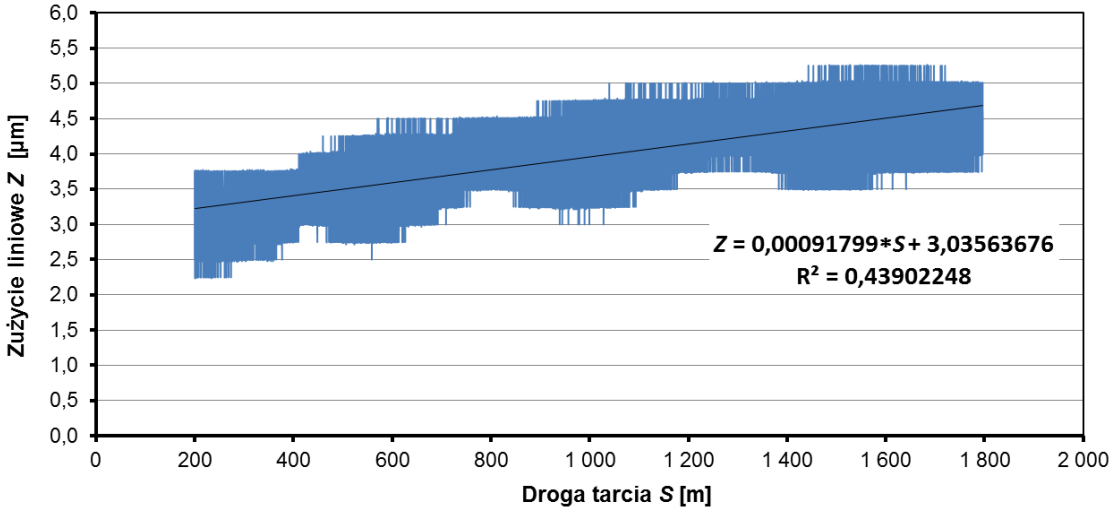
Rys. 4.3.4. Ustabilizowany przebieg współczynnika tarcia przy tarciu suchym pary ciernej kuli stalowej 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10.

Jak wspomniano w pkt. 3.5 dla wyznaczenia intensywności zużywania Z oraz średniego współczynnika tarcia $\bar{\mu}$ dla każdego przebiegu zostały pominięte początkowe i końcowe wartości pomiarowe, dzięki czemu uzyskano ustabilizowane przebiegi przedstawione przykładowo na rys. 4.3.2 i 4.3.4.

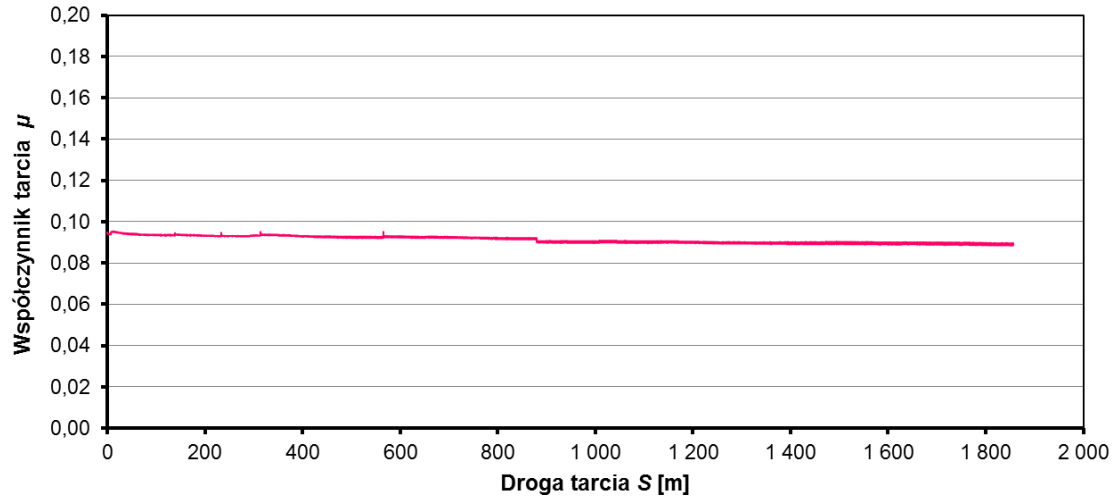
Podobnie jak dla tarcia suchego tak i dla tarcia pary ciernej z użyciem oleju Milpro HG12 zostało wykonanych także 5 prób. Na rys. 4.3.5÷4.3.8 przedstawiono przykładowy przebieg zużycia liniowego oraz współczynnika tarcia przy tarciu z użyciem oleju Milpro HG12 dla pary ciernej kuli wykonanej ze stali 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10.



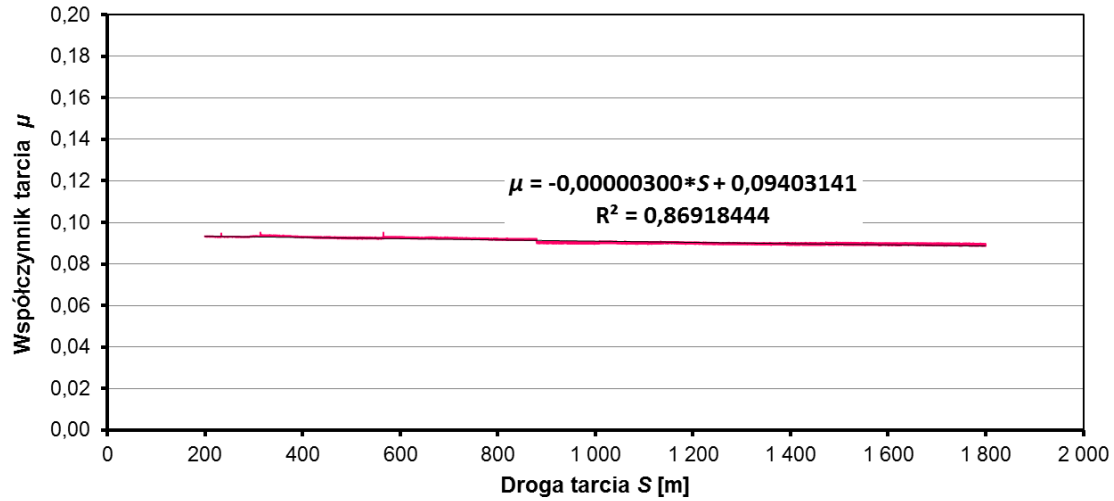
Rys. 4.3.5. Przykładowy przebieg zużycia liniowego przy tarciu w środowisku oleju Milpro HG12 pary ciernej kuli stalowej 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10.



Rys. 4.3.6. Ustabilizowany przebieg intensywności zużywania przy tarciu w środowisku oleju Milpro HG12 pary ciernej kuli stalowej 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10.



Rys. 4.3.7. Przykładowy przebieg współczynnika tarcia przy tarciu w środowisku oleju Milpro HG12 pary ciernej kuli stalowej 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10.



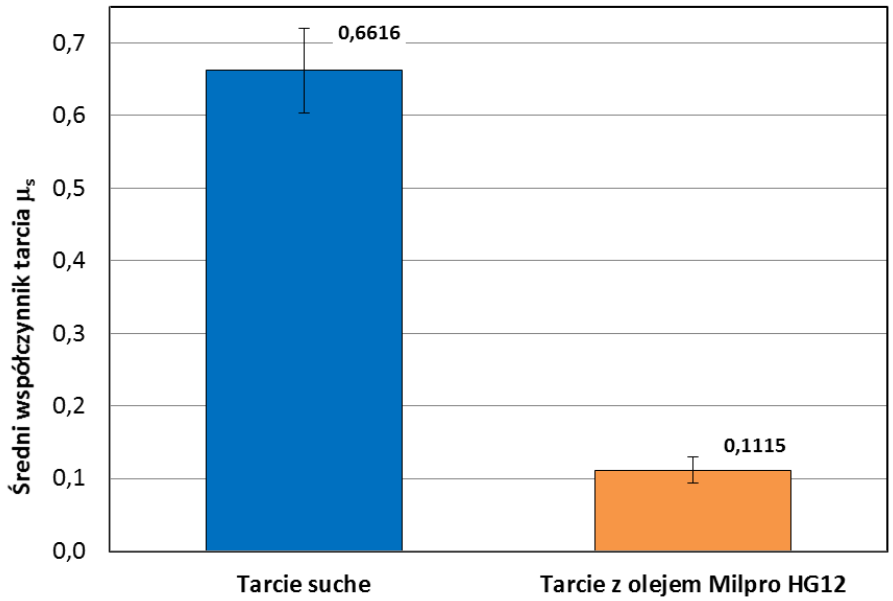
Rys. 4.3.8. Ustabilizowany przebieg współczynnika tarcia przy tarciu w środowisku oleju Milpro HG12 pary ciernej kuli stalowej 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10.

Do wyznaczenia intensywności zużywania Z oraz średniego współczynnika tarcia $\bar{\mu}$ dla każdego przebiegu tarcia z użyciem oleju Milpro HG12, podobnie jak dla tarcia suchego, zostały pominięte również początkowe i końcowe wartości pomiarowe, dzięki czemu uzyskano ustabilizowane przebiegi przedstawione przykładowo na rys. 4.3.6 i 4.3.8.

Wyniki obliczeń średnich współczynników tarcia pary ciernej kuli wykonanej ze stali 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10 zostały przedstawione w tab. 4.3.1.

Tabela 4.3.1. Wyniki obliczeń średnich współczynników tarcia pary ciernej kuli wykonanej ze stali 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10.

Nr próby	Średni współczynnik tarcia $\bar{\mu}$	Średni współczynnik tarcia $\bar{\mu}_s$	Odchylenie standardowe
Tarcie suche			
1	0,6189	0,6616	0,0586
2	0,6549		
3	0,5938		
4	0,7350		
5	0,7052		
Tarcie w otoczeniu oleju Milpro HG12			
1	0,1049	0,1115	0,0186
2	0,0910		
3	0,1351		
4	0,1266		
5	0,1000		

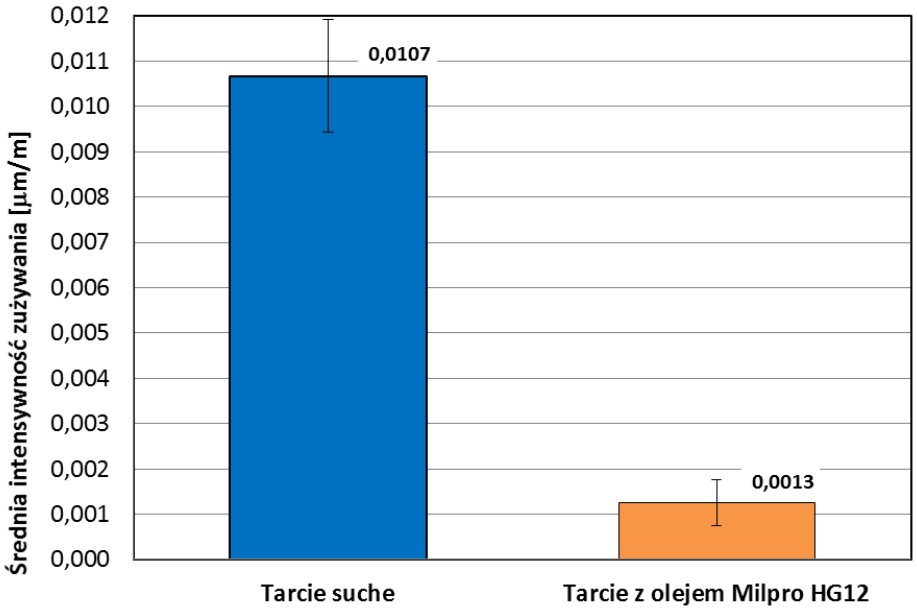


Rys. 4.3.9. Średni współczynnik tarcia pary ciernej 100Cr6 /H10.

Na podstawie uzyskanych wyników zaobserwowano, że przy tarciu suchym pary ciernej średni współczynnik tarcia osiągnął największą wartość ok. μ_s = 0,66. Przy pracy pary ciernej w środowisku oleju Milpro HG12 współczynnik ten uległ spadkowi o ok. 83,3 % do wartości ok. μ_s = 0,11.

Tabela 4.3.2. Intensywność zużywania pary ciernej kuli wykonanej ze stali 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10.

Nr próby	Współczynnik kierunkowy prostej *a* [µm/m]	Średnia intensywność zużywania [µm/m]	Odchylenie standardowe [µm]
Tarcie suche			
1	0,0093	0,0107	0,0012
2	0,0106		
3	0,0109		
4	0,0126		
5	0,0099		
Tarcie w otoczeniu oleju Milpro HG12			
1	0,0011	0,0013	0,0005
2	0,0009		
3	0,0002		
4	0,0014		
5	0,001		

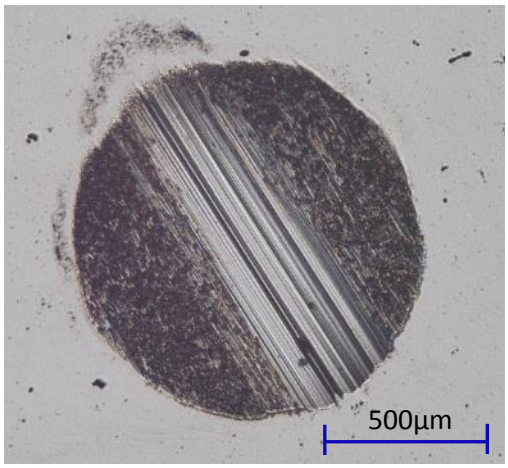


Rys. 4.3.10. Średnia intensywność zużywania pary ciernej 100Cr6 /H10.

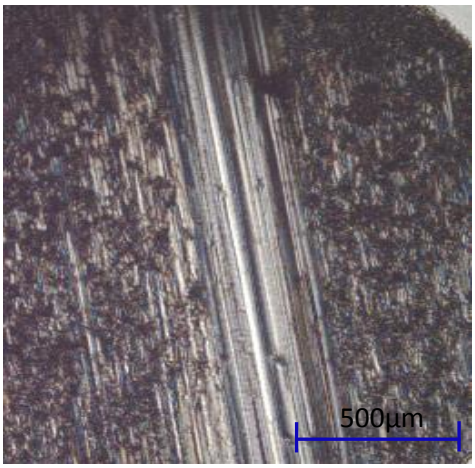
Przy tarciu suchym pary ciernej 100Cr6 /H10 intensywność zużywania osiągnęła podobnie jak współczynnik tarcia μ_s największą średnią wartość ok. 0,0107 µm/m. Przy użyciu oleju Milpro HG12 średnia intensywność zużywania uległa spadkowi o ok. 87,8 % do wartości ok. 0,0013 µm/m.

Przy tarciu suchym pary ciernej, kuli stalowej i podłoża z węglika spiekanego pozostał na powierzchni podłoża widoczny ślad wytarcia spowodowany kontaktem pary ciernej, co przedstawiono na rys. 4.3.11.

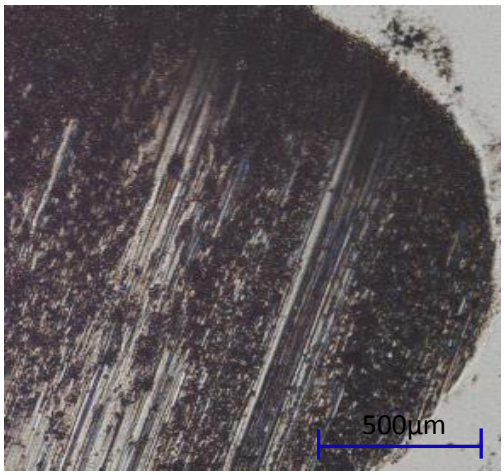
Próbka nr 1



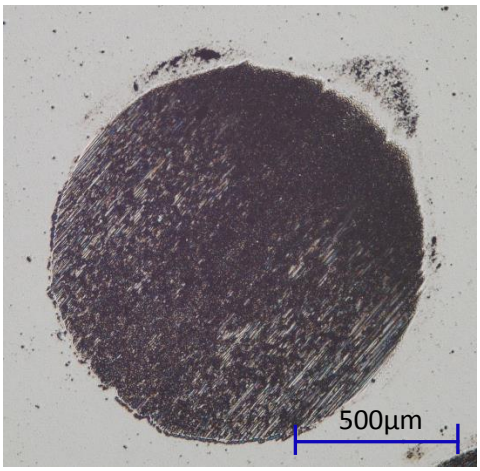
Próbka nr 2



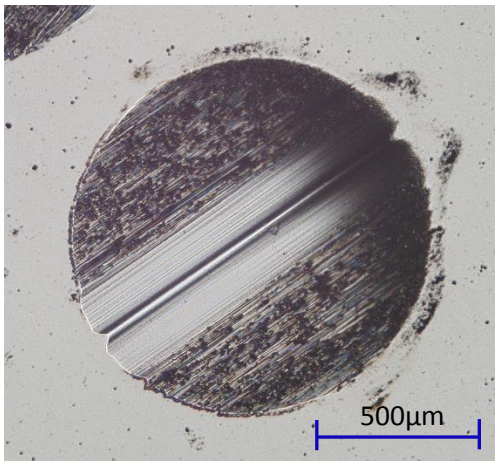
Próbka nr 3



Próbka nr 4



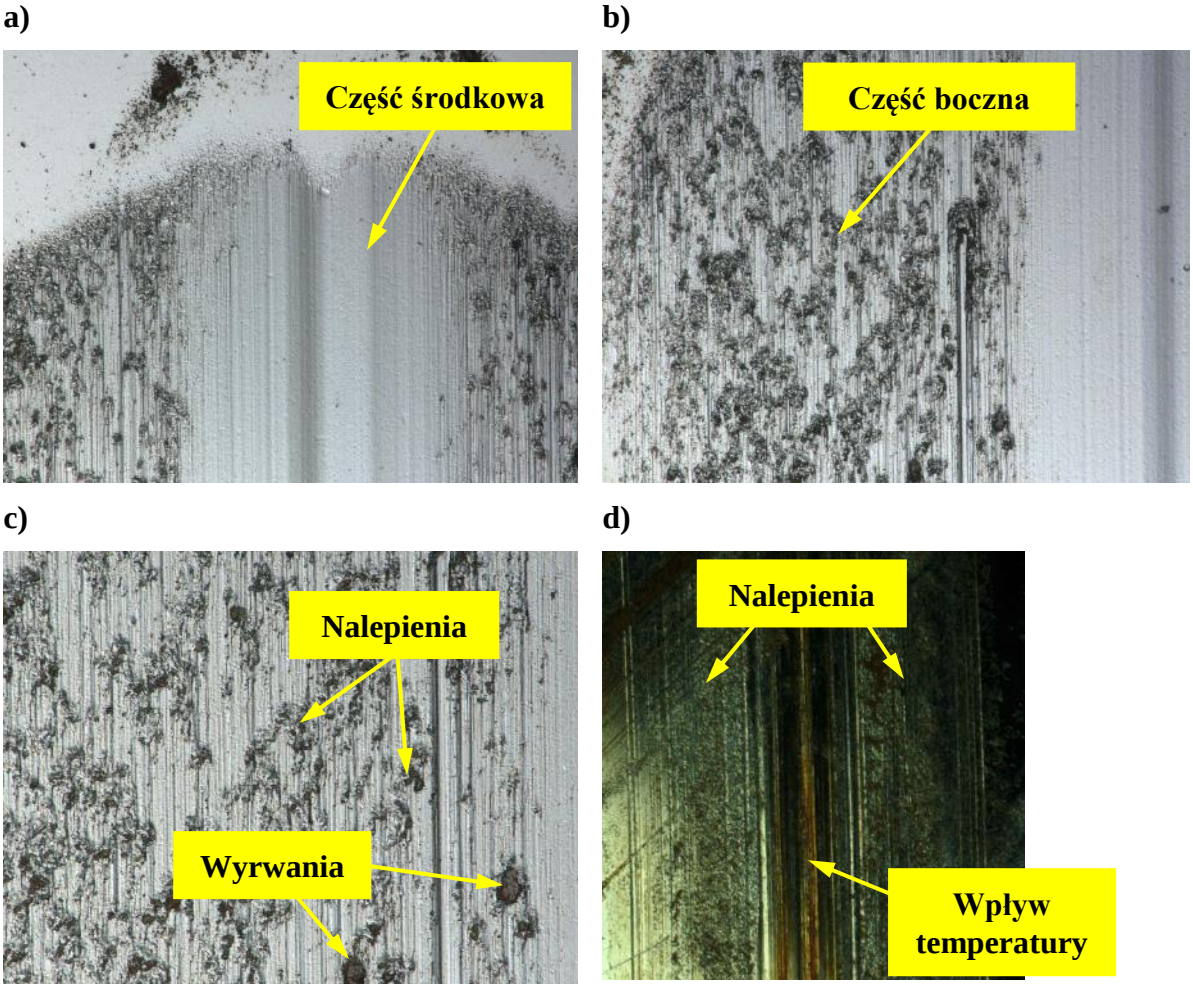
Próbka nr 5



Rys. 4.3.11. Ślady wytarcia przy tarciu suchym pary ciernej kuli stalowej 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10.

Obserwacje obrazowe przedstawione na rys. 4.3.11 wskazują wyraźny ślad wytarcia współpracującej pary ciernej o kształcie kołowym, co odpowiada charakterowi styku powierzchni płaskiej podłoża i kulistej przeciwpróbki. Na większości obrazów, w części środkowej wytarcia, pojawia się charakterystyczny ślad intensywnego ścierania podłoża.

Obserwacje obrazowe zostały wykonane po zrealizowanym przebiegu pary ciernej zatem brak jest informacji o pośrednich stanach wytarcia. Na rys. 4.3.12 przedstawiony został przykład omawianego wytarcia. Rys. 4.3.12a pokazuje środkową część wytarcia jako nieregularną choć „jednorodną" powierzchnię. Tego typu strukturę można zauważyć w części bocznej wytarcia (rys. 4.3.12b) znajdującej się niejako pod nieregularnymi wystąpieniami. Ów wystąpienia (rys. 4.3.12c) przypominają nalepienia i miejscowe wyrwania materiału, które mogą sugerować różne fazy zacierania współpracujących powierzchni. Podobne wtrącenia znajdują się na współpracującej kuli stalowej (rys. 4.3.12d), z tym że w środkowej części wytarcia następuje zmiana koloru powierzchni kuli. Świadczy ona o tworzącej się powłoce tlenkowej w wyniku oddziaływania ciepła tarcia na strukturę i właściwości materiału. Zjawisko to może również tłumaczyć częściowe zakłócenia, niejako anomalie, przebiegów zarejestrowane podczas badania Ball-Cratering, zwykle występujące pod koniec badania, które nie zostały zarejestrowane podczas tarcia pary ciernej w oleju Milpro HG12.



Rys. 4.3.12. Ślady wytarcia przy tarciu suchym pary ciernej kuli stalowej i podłoża z węglika spiekanego: a-c) podłoże H10, d) kula 100Cr6.

Wyniki pomiarów średnic wytarcia *b* po poszczególnych przebiegach tarcia suchego, umożliwiające obliczenie szybkości zużycia podłoża *V*, zostały przedstawione w tab. 4.3.3.

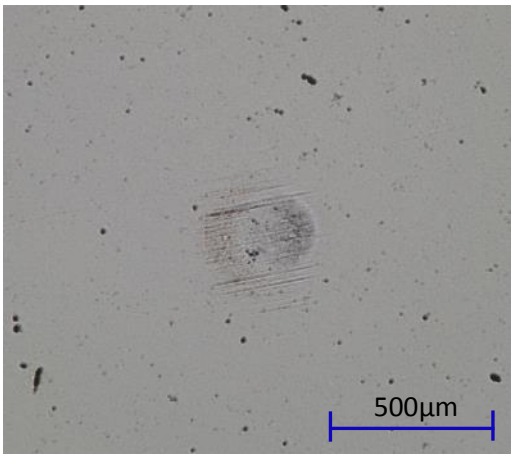
Tabela 4.3.3. Zbiorcze wyniki pomiarów średnic wytarcia *b* oraz szybkości zużycia pary ciernej kuli stalowej 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10 dla tarcia suchego.

Nr próby	Średnica wytarcia *b* [µm]	Średnia średnica wytarcia $\bar{b}$ [µm]	Odchylenie standardowe [µm]	Szybkość zużycia podłoża *V* (współczynnik zużycia objętościowego) [mm³/Nm]
Próbka nr 1				
1	1082	1077	21	5,20E-07
2	1086			
3	1095			
4	1046			
Próbka nr 2				
1	1110	1122	12	6,13E-07
2	1117			
3	1137			
4	1124			
Próbka nr 3				
1	1086	1096	9	5,57E-07
2	1107			
3	1095			
4	1094			
Próbka nr 4				
1	1168	1155	14	6,87E-07
2	1149			
3	1139			
4	1164			
Próbka nr 5				
1	1 118	1110	17	5,86E-07
2	1 110			
3	1 087			
4	1 126			

Zmierzone średnice wytarcia podłoża *b*, przedstawione w tab. 4.3.3, mieszczą się w zakresie Ø 1046 ÷ 1168 µm zaś szybkość zużycia podłoża z węglika spiekanego H10 wyniosła V = 5,20E-07 ÷ 6,87E-07 mm³/Nm.

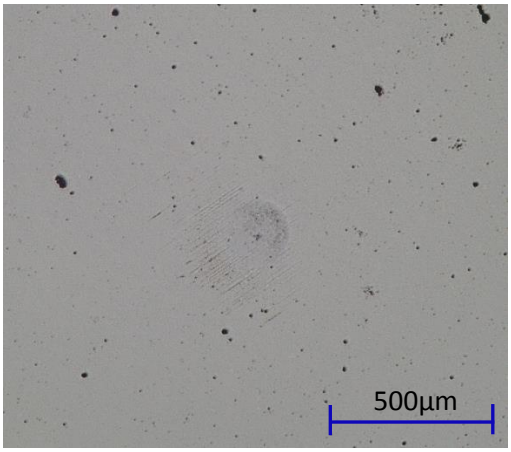
W wyniku pracy badanej pary ciernej w środowisku oleju Milpro HG12, podobnie jak po tarciu suchym powstał kołowy ślad wytarcia na powierzchni podłoża, co przedstawiono na rys. 4.3.13.

Próbka nr 1



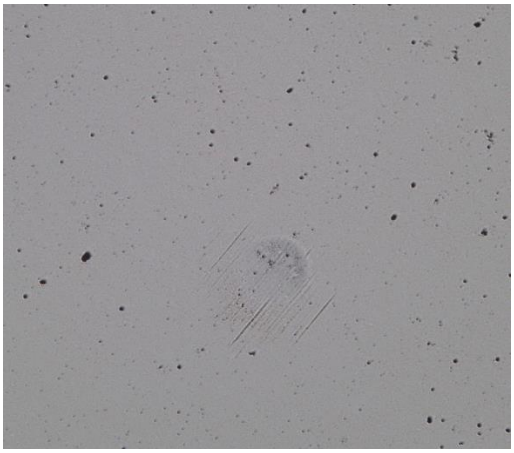


Próbka nr 2





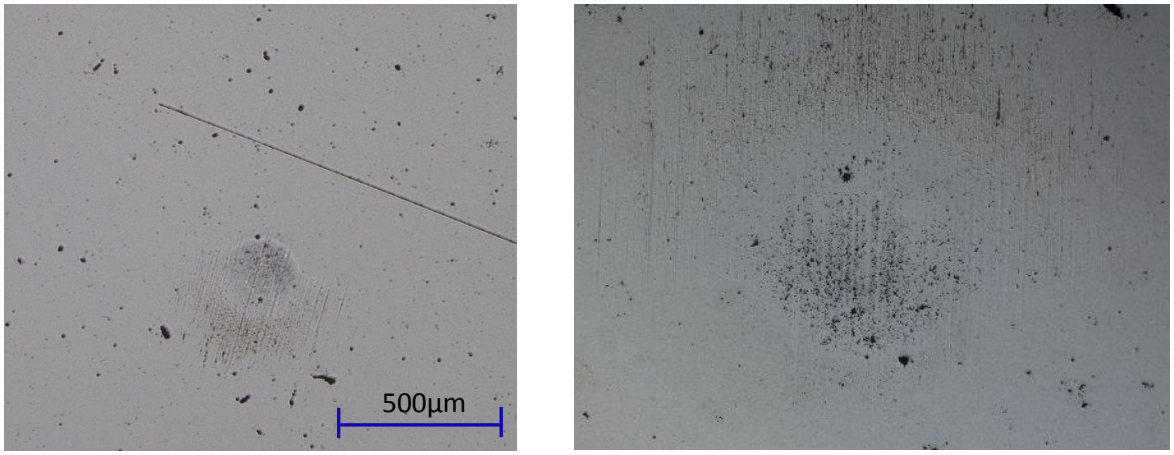
Próbka nr 3



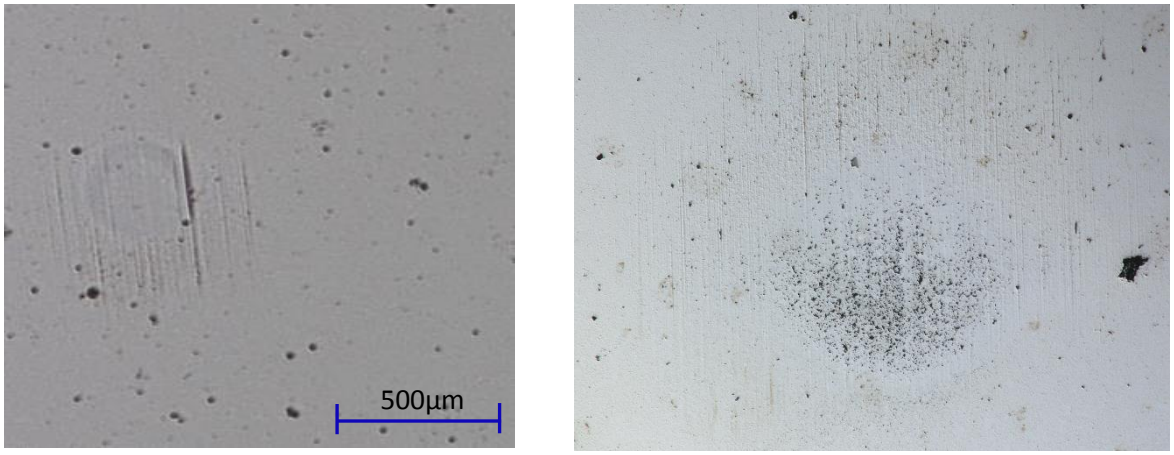


Rys. 4.3.14. Ślady wytarcia przy tarciu w środowisku oleju Milpro HG12 pary ciernej kuli stalowej 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10.

Próbka nr 4



Próbka nr 5



Rys. 4.3.15. Ślady wytarcia przy tarciu w środowisku oleju Milpro HG12 pary ciernej kuli stalowej 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10.

Obserwacje obrazowe przedstawione na rys. 4.3.14 i 4.3.15 pozwoliły również zauważyć ślad wytarcia współpracującej pary ciernej, podobnie jak przy tarciu suchym, jednak nie są one tak wyraźne, na co w oczywisty sposób wpłynął użyty olej Milpro HG12. Wyniki pomiarów średnic wytarcia *b* dla poszczególnych przebiegów, umożliwiające obliczenie szybkości zużycia podłoża *V*, zostały przedstawione w tab. 4.3.24.

Tabela 4.3.4. Zbiorcze wyniki pomiarów średnic wytarcia *b* oraz szybkości zużycia pary ciernej kuli stalowej 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10 dla tarcia w środowisku oleju Milpro HG12.

Nr próby	Średnica wytarcia *b* [µm]	Średnia średnica wytarcia $\bar{b}$ [µm]	Odchylenie standardowe [µm]	Szybkość zużycia *V* (współczynnik zużycia objętościowego) [mm³/Nm]
Próbka nr 1				
1	266	249	12	7,37E-10
2	244			
3	247			
4	238			

cd. Tabela 4.3.4. Zbiorcze wyniki pomiarów średnic wytarcia *b* oraz szybkości zużycia pary ciernej kuli stalowej 100Cr6 i podłoża z węglika spiekanego H10 dla tarcia w środowisku oleju Milpro HG12.

Nr próby	Średnica wytarcia *b* [µm]	Średnia średnica wytarcia $\overline{b}$ [µm]	Odchylenie standardowe [µm]	Szybkość zużycia *V* (współczynnik zużycia objętościowego) [mm^3/Nm]
Próbka nr 2				
1	207	197	7	2,89E-10
2	189			
3	196			
4	195			
Próbka nr 3				
1	205	195	8	2,79E-10
2	185			
3	195			
4	195			
Próbka nr 4				
1	248	240	7	6,43E-10
2	242			
3	230			
4	241			
Próbka nr 5				
1	183	179	4	2,00E-10
2	174			
3	179			
4	181			

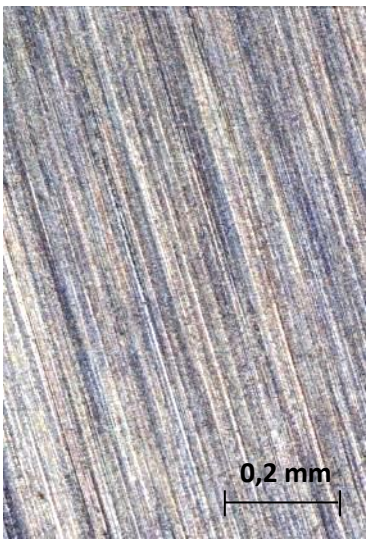
Zmierzone średnice wytarcia *b* podłoża, dla tarcia w środowisku oleju Milpro HG12, przedstawione w tab. 4.3.4, wynoszą Ø 174 ÷ 266 µm zaś szybkość zużycia podłoża z węglika spiekanego H10 wyniosła średnio *V* = 2,00E-10 ÷ 7,37E-10 mm^3/Nm.

Średnia średnica wytarcia podłoża przy tarciu suchym wyniosła $\overline{b}$ = 1112 µm natomiast przy tarciu z użyciem oleju średnica ta wyniosła $\overline{b}$ = 212 µm a więc jest o ok. 5,2 razy mniejsza. Tu trzeba jednak zauważyć, że tarcie suche realizowane było na drodze 1000 m, zaś z olejem – 2000 m. Bezpośrednie porównanie średnich średnic wytarcia, w tym przypadku, nie jest właściwe. Niewątpliwie bardziej odpowiednie jest porównanie szybkości zużycia *V*, które wyniosło średnio dla tarcia suchego *V* = 5,93E-7 mm^3/Nm, natomiast dla tarcia z użyciem oleju – *V* = 4,30E-10 mm^3/Nm.

4.4. Struktura geometryczna i funkcjonalna powierzchni

4.4.1. Struktura geometryczna i funkcjonalna powierzchni podłoży

Wyniki pomiarów chropowatości podłoża wykonanego z węglika spiekanego H10 przedstawiono w tab. 4.4.1÷4.4.4.



Rys. 4.4.1. Powierzchnia podłoża z węglika spiekanego H10 (powiększenie x75).

Tabela 4.4.1. Wyniki pomiarów chropowatości dla odcinka elementarnego *lr* = 0,08 mm, długości pomiarowej *ln* = 0,4 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 5) dla podłoża z węglika spiekanego H10.

Nr pomiaru	***Ra*** **[μm]**	***Rq*** **[μm]**	***Rz*** **[μm]**
1.	0,136	0,176	0,824
2.	0,146	0,183	0,83
3.	0,176	0,236	1,059
4.	0,188	0,246	1,057
5.	0,12	0,15	0,66
Wartość średnia	**0,153**	**0,198**	**0,886**
Odchylenie standardowe	**0,025**	**0,037**	**0,153**

Tabela 4.4.2. Wyniki pomiarów chropowatości dla odcinka elementarnego *lr* = 0,25 mm, długości pomiarowej *ln* = 1,25 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 5) dla podłoża z węglika spiekanego H10.

Nr pomiaru	***Ra*** **[μm]**	***Rq*** **[μm]**	***Rz*** **[μm]**
1.	0,2	0,251	1,235
2.	0,21	0,26	1,261
3.	0,176	0,225	1,273
4.	0,222	0,272	1,395
5.	0,205	0,266	1,417
Wartość średnia	**0,203**	**0,255**	**1,316**
Odchylenie standardowe	**0,017**	**0,018**	**0,083**

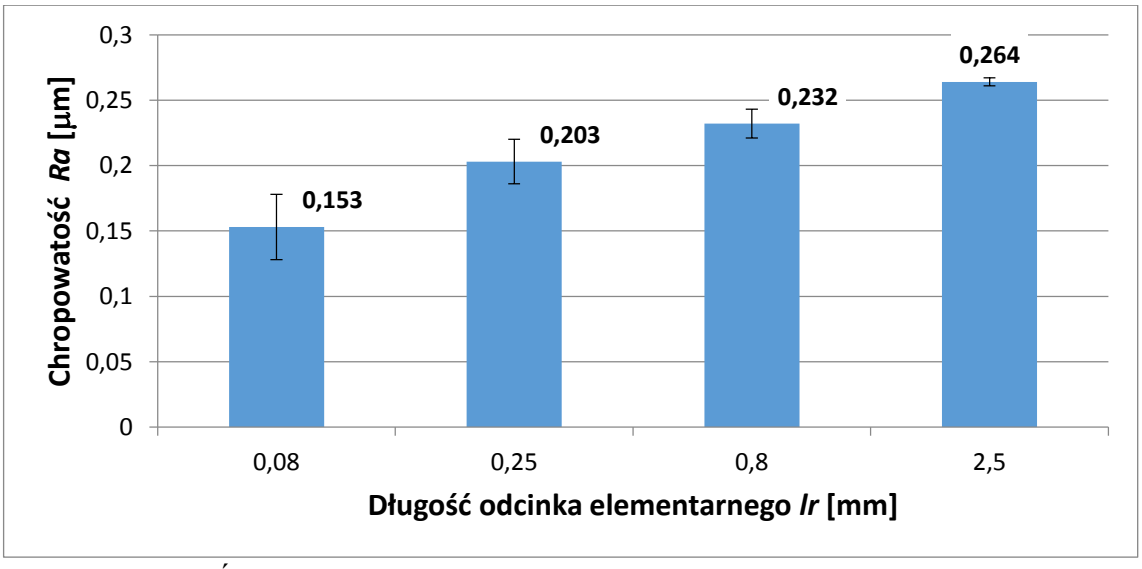
Tabela 4.4.3. Wyniki pomiarów chropowatości dla odcinka elementarnego *lr* = 0,8 mm, długości pomiarowej *ln* = 4 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 5) dla podłoża z węglika spiekanego H10.

Nr pomiaru	***Ra*** **[µm]**	***Rq*** **[µm]**	***Rz*** **[µm]**
1.	0,231	0,294	1,684
2.	0,214	0,272	1,776
3.	0,240	0,306	1,866
4.	0,245	0,313	1,872
5.	0,228	0,286	1,612
Wartość średnia	**0,232**	**0,294**	**1,762**
Odchylenie standardowe	**0,011**	**0,015**	**0,102**

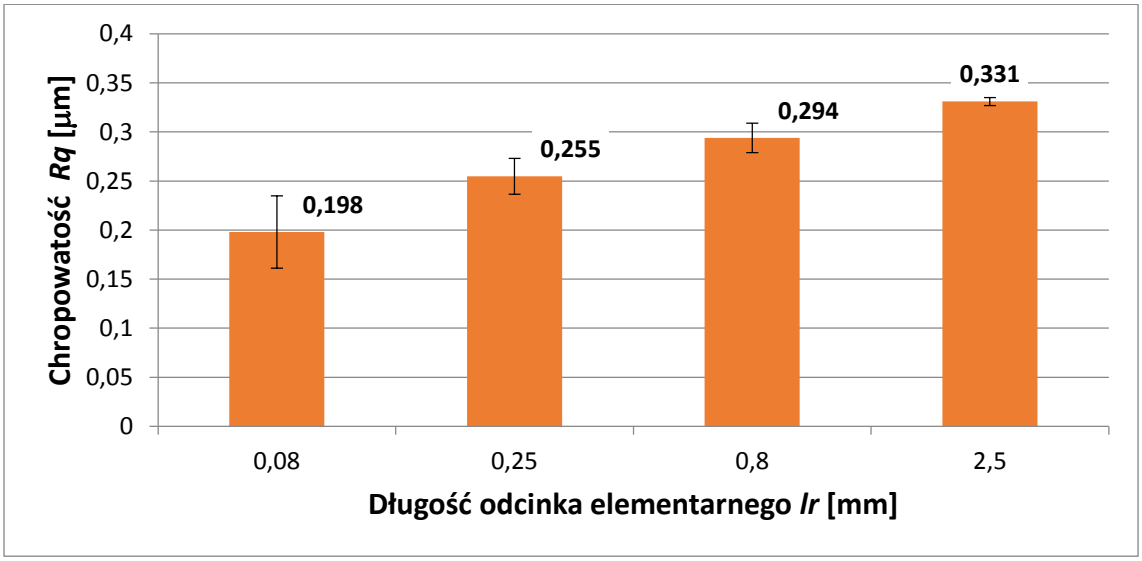
Tabela 4.4.4. Wyniki pomiarów chropowatości dla odcinka elementarnego *lr* = 2,5 mm, długości pomiarowej *lc* = 12,5 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 5) dla podłoża z węglika spiekanego H10.

Nr pomiaru	***Ra*** **[µm]**	***Rq*** **[µm]**	***Rz*** **[µm]**
1.	0,269	0,339	2,289
2.	0,262	0,326	2,006
3.	0,262	0,331	2,242
4.	0,263	0,329	1,945
5.	0,263	0,329	1,945
Wartość średnia	**0,264**	**0,331**	**2,085**
Odchylenie standardowe	**0,003**	**0,004**	**0,149**

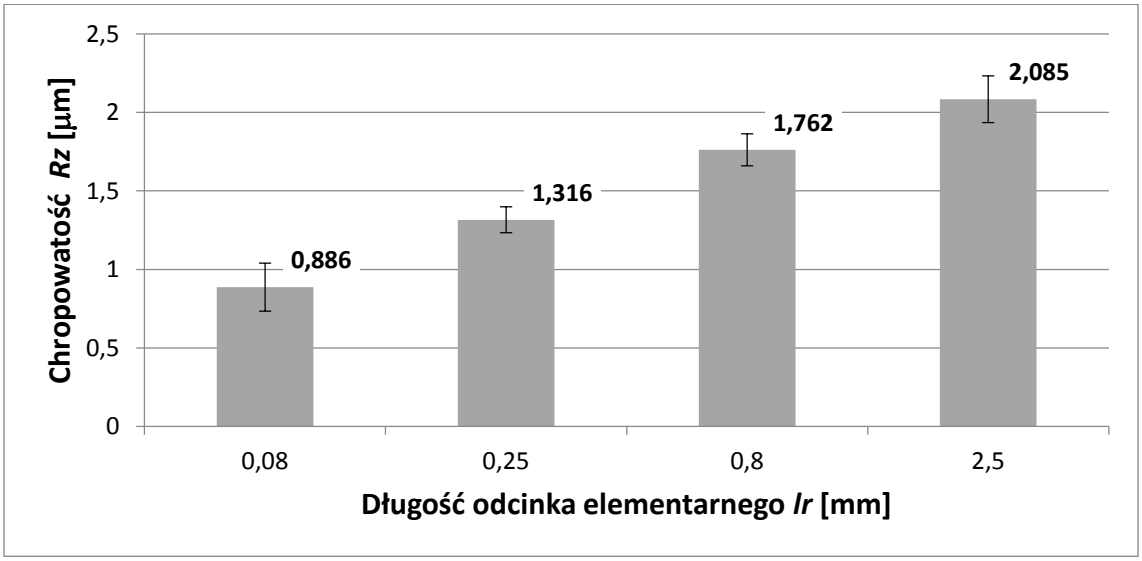
Na podstawie uzyskanych wyników zostały porównane średnie wartości chropowatości *Ra*, *Rq* i *Rz* w zależności od długości odcinka elementarnego *lr* i przedstawione na rys. 4.4.2÷4.4.4.



Rys. 4.4.2. Średnie wartości chropowatości *Ra* powierzchni podłoża z węglika spiekanego H10.

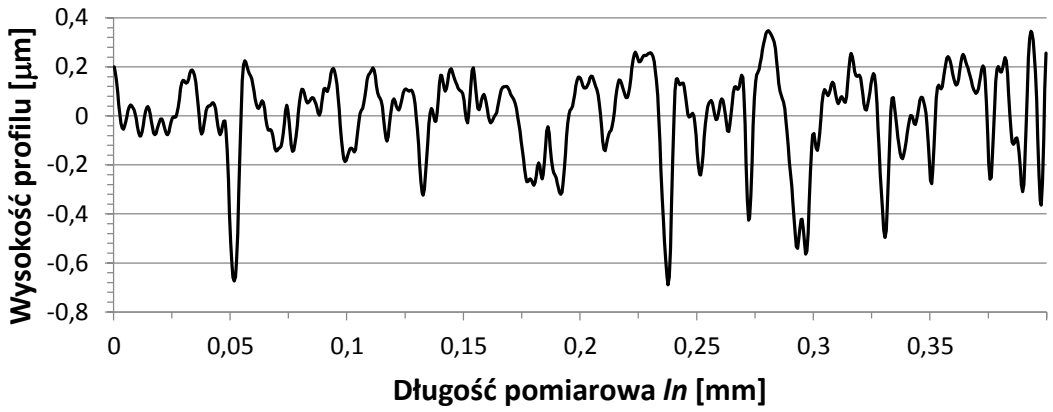


Rys. 4.4.3. Średnie wartości chropowatości *Rq* powierzchni podłoża z węglika spiekanego H10.

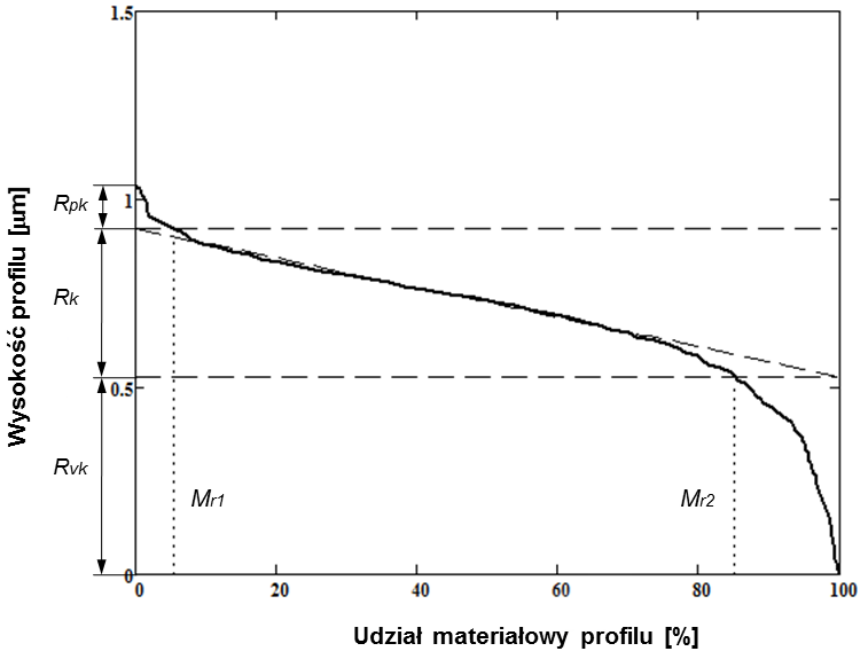


Rys. 4.4.4. Średnie wartości chropowatości *Rz* powierzchni podłoża z węglika spiekanego H10.

Na podstawie zarejestrowanego profilu chropowatości podłoża z węglika H10 zostały następnie wykreślone krzywe nośności Abbotta-Firestone'a oraz wyznaczone charakterystyczne parametry tej krzywej.



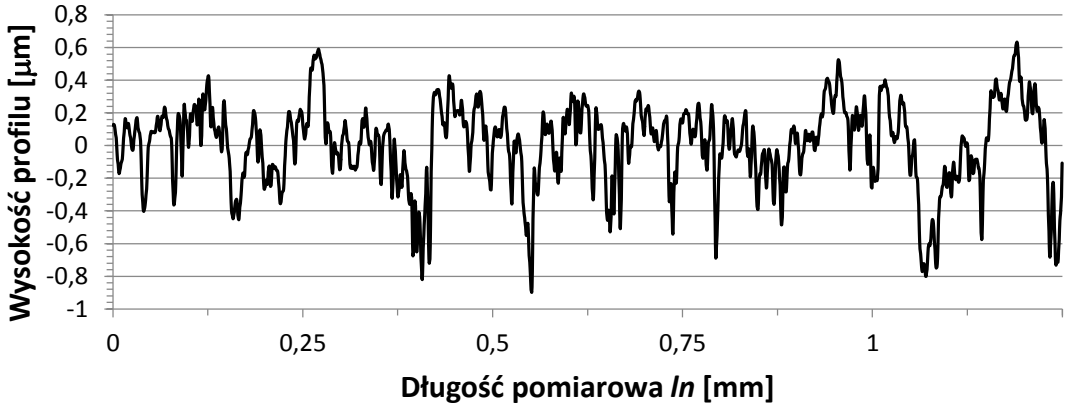
Rys. 4.4.5. Przykładowy profil chropowatości dla długości pomiarowej *ln* = 0,4 mm i odcinka elementarnego *lr* = 0,08 mm dla podłoża z węglika spiekanego H10.



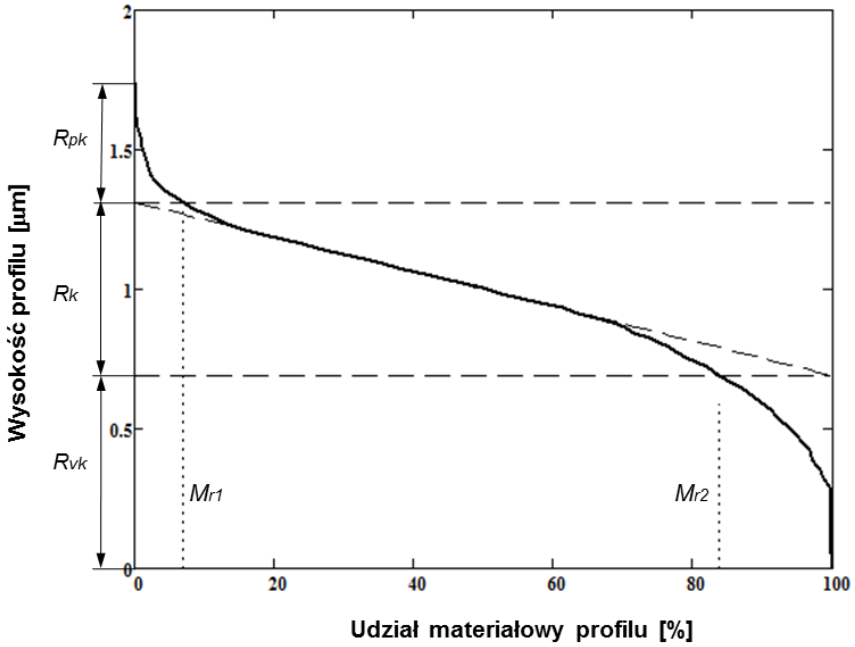
Rys. 4.4.6. Przykładowy przebieg krzywej AFC dla długości pomiarowej *ln* = 0,4 mm i odcinka elementarnego *lr* = 0,08 mm dla podłoża z węglika spiekanego H10.

Tabela 4.4.5. Wartości parametrów funkcjonalnych wyznaczonych z krzywej AFC dla odcinka elementarnego *lr* = 0,08 mm, długości pomiarowej *ln* = 0,4 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 5) dla podłoża z węglika spiekanego H10.

Nr pomiaru	R_{pk} [µm]	R_k [µm]	R_{vk} [µm]	M_{r1} [%]	M_{r2} [%]
1.	0,115	0,394	0,527	5,45	85,06
2.	0,128	0,447	0,460	7,39	86,46
3.	0,154	0,538	1,362	7,27	87,85
4.	0,149	0,516	0,965	8,54	84,82
5.	0,063	0,376	0,398	4,70	87,16
Wartość średnia	**0,122**	**0,454**	**0,742**	**6,67**	**86,27**
Odchylenie standardowe	**0,033**	**0,064**	**0,368**	**1,396**	**1,174**



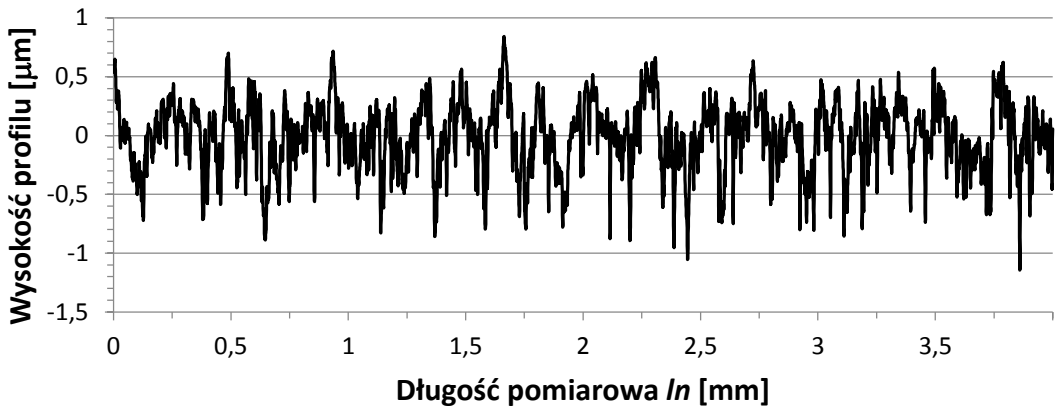
Rys. 4.4.7. Przykładowy profil chropowatości dla długości pomiarowej *ln* = 1,25 mm i odcinka elementarnego *lr* = 0,25 mm dla podłoża z węglika spiekanego H10.



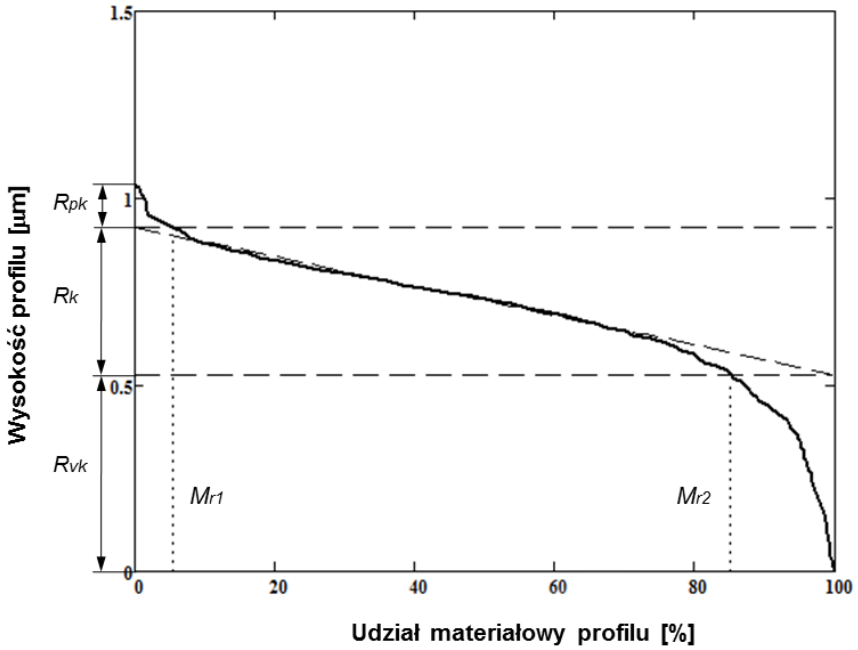
Rys. 4.4.8. Przykładowy przebieg krzywej AFC dla długości pomiarowej *ln* = 1,25 mm i odcinka elementarnego *lr* = 0,25 mm dla podłoża z węglika spiekanego H10.

Tabela 4.4.6. Wartości parametrów funkcjonalnych wyznaczonych z krzywej AFC dla odcinka elementarnego *lr* = 0,25 mm, długości pomiarowej *ln* = 1,25 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 5) dla podłoża z węglika spiekanego H10.

Nr pomiaru	R_{pk} [µm]	R_k [µm]	R_{vk} [µm]	M_{r1} [%]	M_{r2} [%]
1.	0,306	0,583	0,644	7,246	85,439
2.	0,448	0,621	0,691	6,977	83,814
3.	0,432	0,520	0,907	5,649	86,031
4.	0,250	0,746	0,573	7,986	91,250
5.	0,244	0,598	0,995	6,514	86,424
Wartość średnia	**0,336**	**0,614**	**0,762**	**6,874**	**86,592**
Odchylenie standardowe	**0,098**	**0,083**	**0,180**	**0,868**	**2,788**



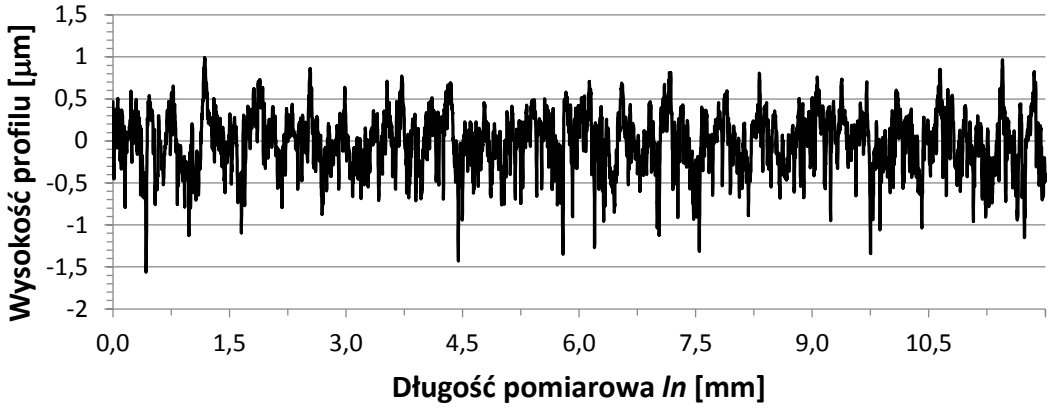
Rys. 4.4.9. Przykładowy profil chropowatości dla długości pomiarowej *ln* = 4 mm i odcinka elementarnego *lr* = 0,8 mm dla podłoża z węglika spiekanego H10.



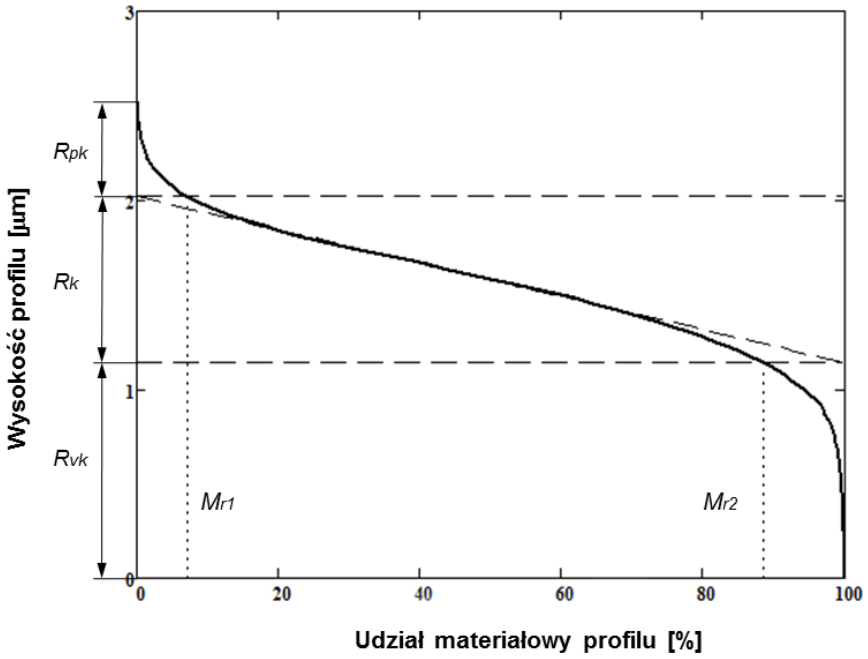
Rys. 4.4.10. Przykładowy przebieg krzywej AFC dla odcinka elementarnego *lr* = 0,8 mm dla podłoża z węglika spiekanego H10.

Tabela 4.4.7. Wartości parametrów funkcjonalnych wyznaczonych z krzywej AFC dla odcinka elementarnego *lr* = 0,8 mm, długości pomiarowej *ln* = 4 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 5) dla podłoża z węglika spiekanego H10.

Nr pomiaru	R_{pk} [µm]	R_k [µm]	R_{vk} [µm]	M_{r1} [%]	M_{r2} [%]
1.	0,472	0,702	0,815	8,15	86,14
2.	0,364	0,668	1,089	8,84	87,00
3.	0,514	0,742	1,182	8,67	87,35
4.	0,368	0,783	1,084	9,11	89,10
5.	0,383	0,746	0,904	9,28	90,17
Wartość średnia	**0,42**	**0,728**	**1,015**	**8,81**	**87,952**
Odchylenie standardowe	**0,061**	**0,04**	**0,134**	**0,392**	**1,469**



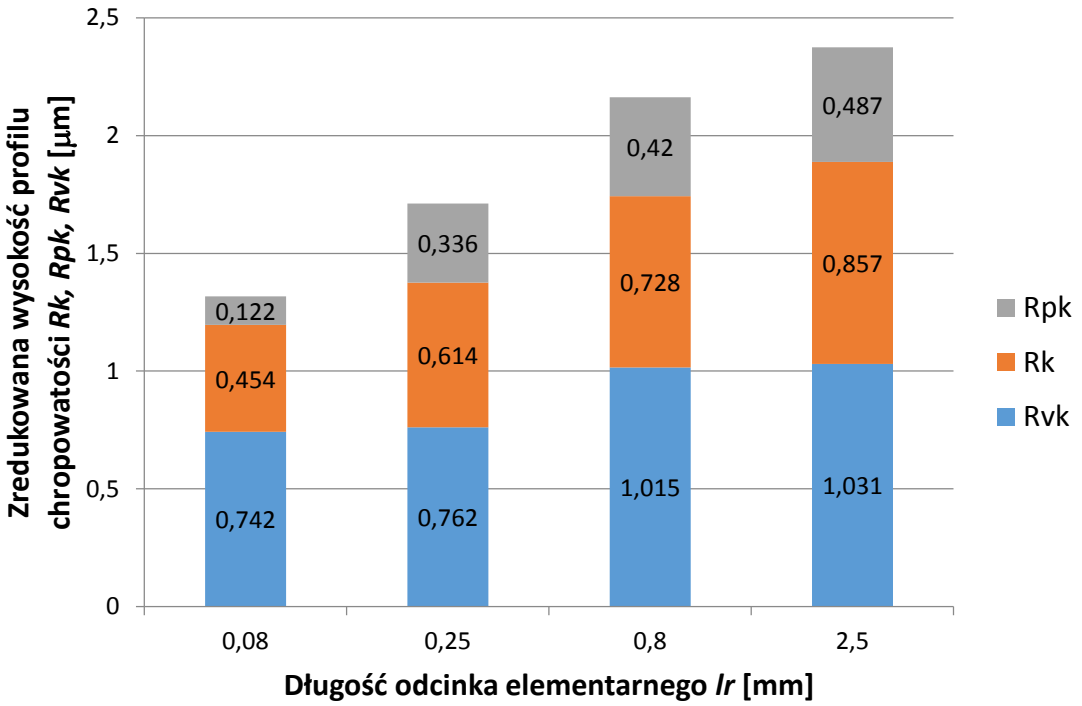
Rys. 4.4.11. Przykładowy profil chropowatości dla długości pomiarowej *ln* = 12,5 mm i odcinka elementarnego *lr* = 2,5 mm dla podłoża z węglika spiekanego H10.



Rys. 4.4.12. Przykładowy przebieg krzywej AFC dla odcinka elementarnego *lr* = 2,5 mm dla podłoża z węglika spiekanego H10.

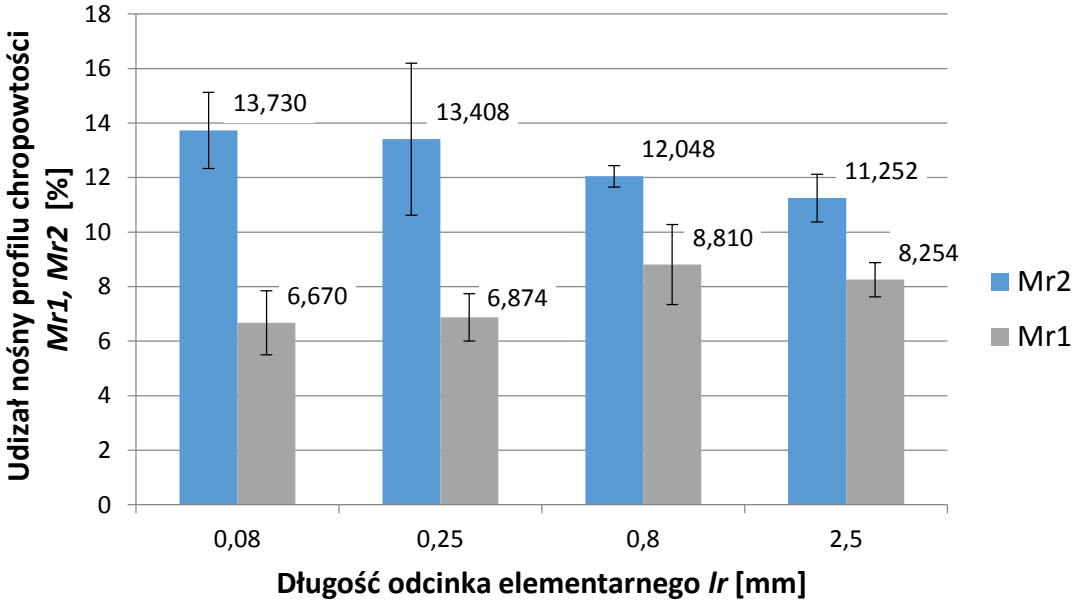
Tabela 4.4.8. Wartości parametrów funkcjonalnych wyznaczonych z krzywej AFC dla odcinka elementarnego *lr* = 2,5 mm, długości pomiarowej *ln* = 12,5 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 5) dla podłoża z węglika spiekanego H10.

Nr pomiaru	R_{pk} [µm]	R_k [µm]	R_{vk} [µm]	M_{r1} [%]	M_{r2} [%]
1.	0,533	0,880	1,140	7,12	88,5
2.	0,500	0,871	0,872	7,90	89,73
3.	0,595	0,842	1,205	7,69	87,79
4.	0,404	0,847	0,969	9,29	88,87
5.	0,404	0,847	0,970	9,27	88,85
Wartość średnia	**0,487**	**0,857**	**1,031**	**8,254**	**88,748**
Odchylenie standardowe	**0,074**	**0,015**	**0,122**	**0,876**	**0,628**



Rys. 4.4.13. Średnie zredukowane wysokości profilu chropowatości powierzchni podłoża z węglika spiekanego H10.

Z przedstawionego zestawienia zredukowanych wysokości profilu (rys. 4.4.13) dla podłoża z węglika spiekanego H10 można zauważyć istotną przewagę wysokości wgłębień profilu R_{vk} nad wzniesieniami R_{pk}. Dla lr = 0,08 mm wzniesienia R_{pk} stanowią ok. 16,4 % wysokości wgłębień profilu R_{vk}. Dla lr = 0,25, 0,8 i 2,5 mm wzniesienia R_{pk} stanowią odpowiednio ok.: 44,1, 41,4 oraz 47,2 % wysokości wgłębień profilu R_{vk}.

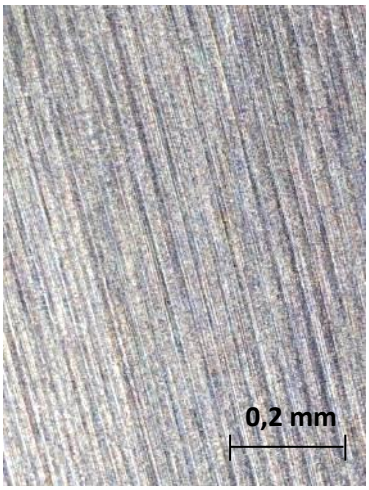


Rys. 4.4.14. Średnie udziały nośne profilu chropowatości powierzchni podłoża z węglika spiekanego H10.

Z rys. 4.4.14 wynika, że w udziałach nośnych profilu chropowatości powierzchni podłoża H10 dominują udziały wgłębień M_{r2} nad udziałami wzniesień M_{r1}.

4.4.2. Struktura geometryczna i funkcjonalna powierzchni ostrzy wierteł lufowych

Kolejne badania struktury geometrycznej i funkcjonalnej powierzchni zostały przeprowadzone dla ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego. Pomiary zostały wykonane na powierzchni natarcia P_n ostrza wiertła. Wyniki pomiarów chropowatości ostrza wiertła lufowego wykonanego z węglika spiekanego K15 przedstawiono w tab. 4.4.9÷4.4.12.



Rys. 4.4.15. Powierzchnia ostrza wiertła lufowego z węglika spiekanego K15 (powiększenie x75).

Tabela 4.4.9. Wyniki pomiarów chropowatości na odcinku elementarnym *lr* = 0,08 mm, długości pomiarowej *ln* = 0,4 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 5) powierzchni ostrza wiertła lufowego.

Nr pomiaru	*Ra* [μm]	*Rq* [μm]	*Rz* [μm]
1.	0,062	0,082	0,355
2.	0,048	0,068	0,333
3.	0,048	0,067	0,306
4.	0,027	0,042	0,219
5.	0,031	0,039	0,177
Wartość średnia	**0,043**	**0,060**	**0,278**
Odchylenie standardowe	**0,014**	**0,018**	**0,077**

Tabela 4.4.10. Wyniki pomiarów chropowatości na odcinku elementarnym *lr* = 0,25 mm, długości pomiarowej *ln* = 1,25 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 5) powierzchni ostrza wiertła lufowego.

Nr pomiaru	*Ra* [μm]	*Rq* [μm]	*Rz* [μm]
1.	0,069	0,107	0,631
2.	0,068	0,095	0,552
3.	0,088	0,113	0,548
4.	0,075	0,101	0,503
5.	0,052	0,07	0,394
Wartość średnia	**0,070**	**0,097**	**0,526**
Odchylenie standardowe	**0,013**	**0,017**	**0,087**

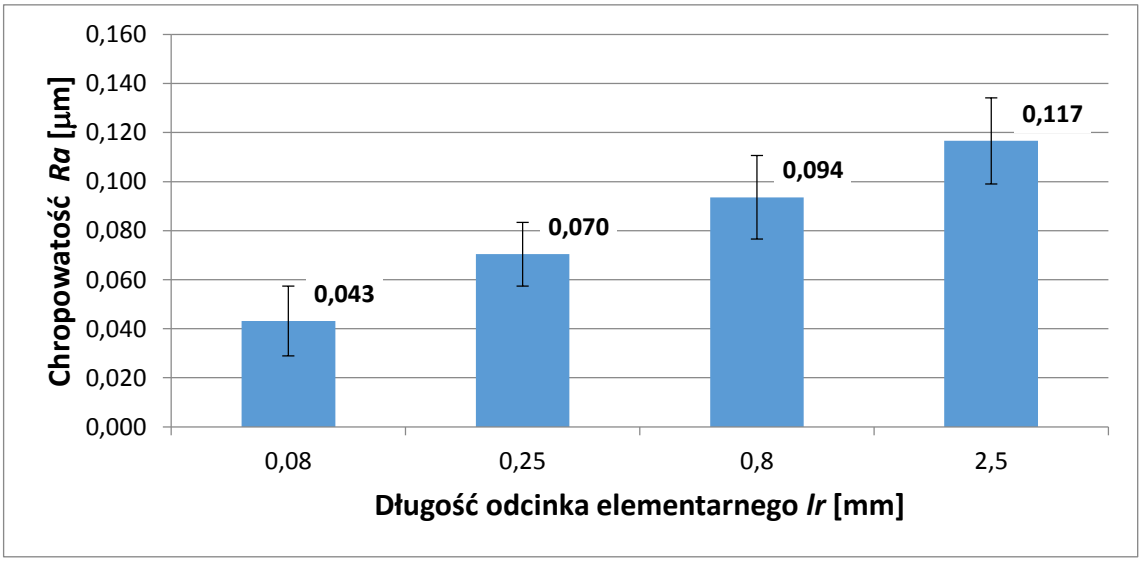
Tabela 4.4.11. Wyniki pomiarów chropowatości na odcinku elementarnym *lr* = 0,8 mm, długości pomiarowej *ln* = 4 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 5) powierzchni ostrza wiertła lufowego.

Nr pomiaru	*Ra* [µm]	*Rq* [µm]	*Rz* [µm]
1.	0,094	0,12	0,624
2.	0,092	0,134	0,738
3.	0,118	0,147	0,725
4.	0,094	0,117	0,592
5.	0,07	0,111	0,72
Wartość średnia	**0,094**	**0,126**	**0,680**
Odchylenie standardowe	**0,017**	**0,015**	**0,067**

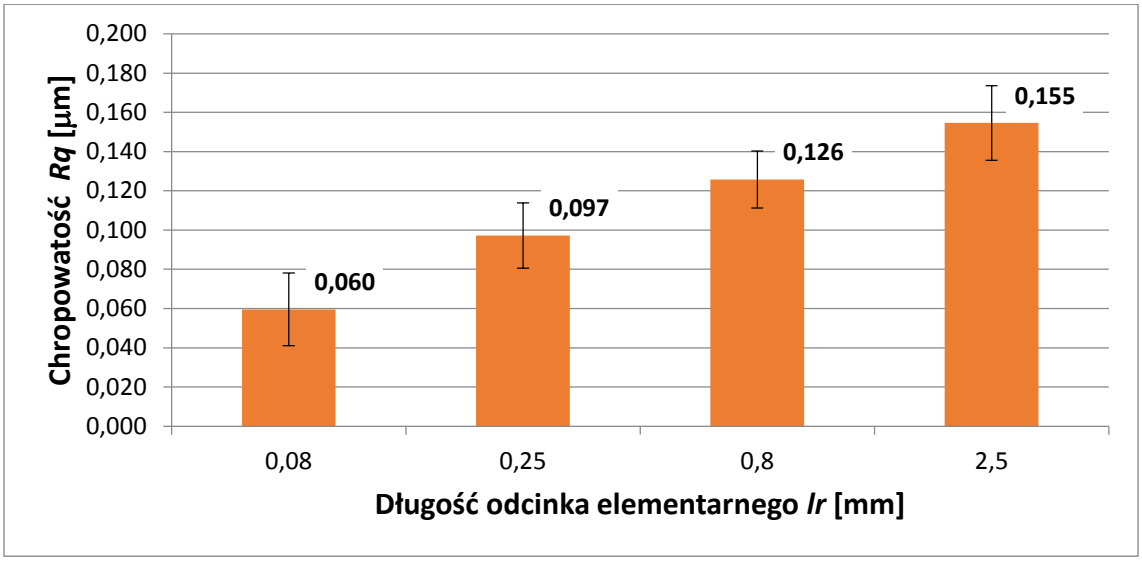
Tabela 4.4.12. Wyniki pomiarów chropowatości na odcinku elementarnym *lr* = 2,5 mm, długości pomiarowej *lc* = 12,5 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 5) powierzchni ostrza wiertła lufowego.

Nr pomiaru	*Ra* [µm]	*Rq* [µm]	*Rz* [µm]
1.	0,116	0,154	0,789
2.	0,111	0,147	0,813
3.	0,111	0,147	0,925
4.	0,146	0,187	0,871
5.	0,099	0,138	0,816
Wartość średnia	**0,117**	**0,155**	**0,843**
Odchylenie standardowe	**0,018**	**0,019**	**0,149**

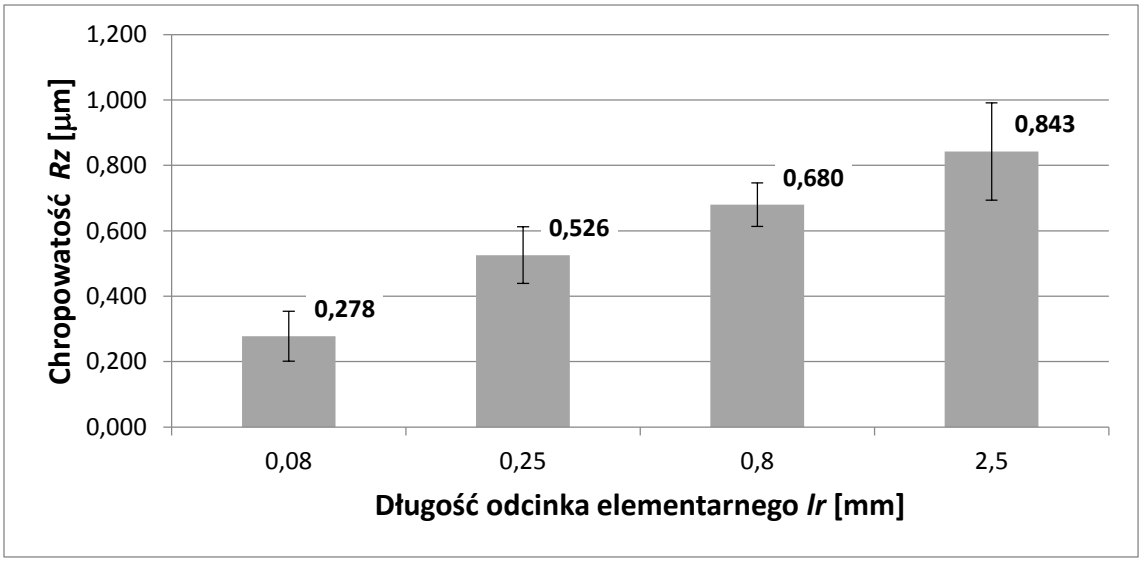
Na podstawie uzyskanych wyników zostały porównane średnie wartości chropowatości *Ra*, *Rq* i *Rz* w zależności od długości odcinka elementarnego *lr* i przedstawione na rys. 4.4.16÷4.4.18.



Rys. 4.4.16. Średnie wartości chropowatości *Ra* powierzchni ostrza wiertła lufowego.

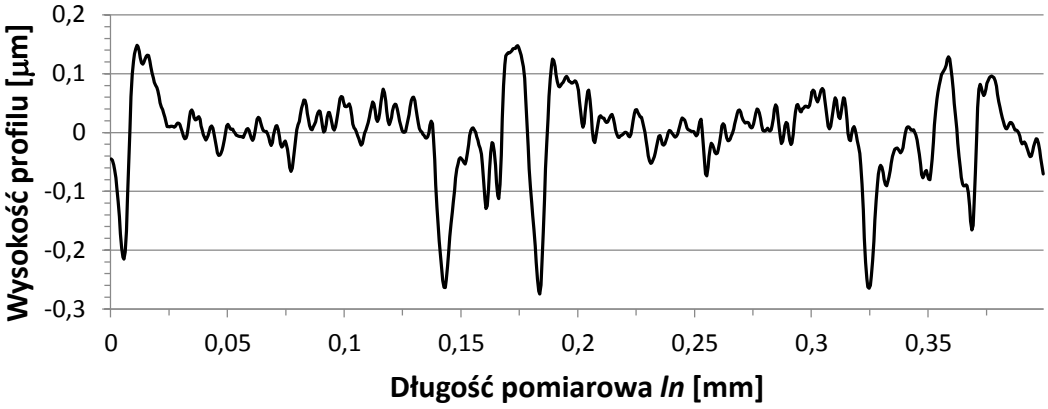


Rys. 4.4.17. Średnie wartości chropowatości *Rq* ostrza wiertła lufowego.

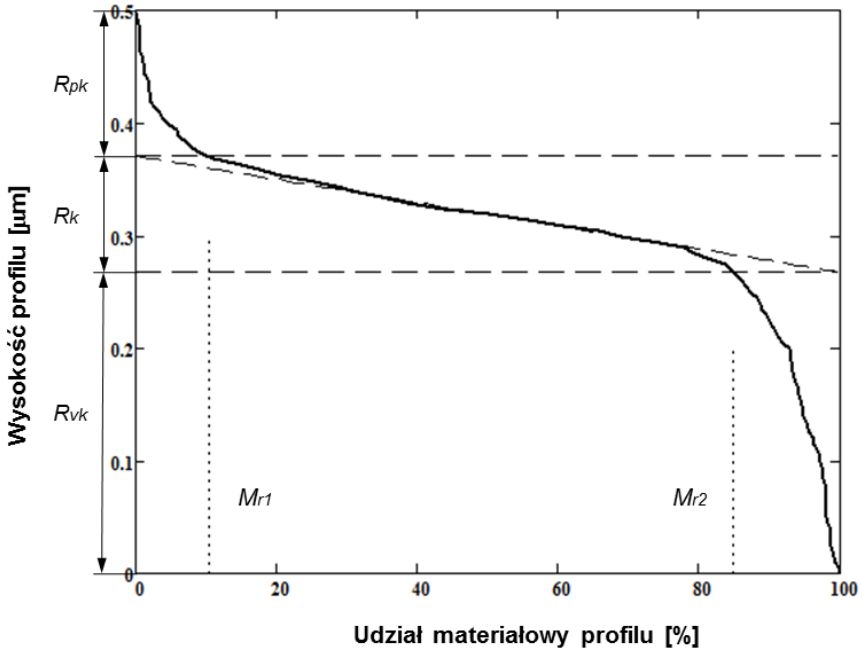


Rys. 4.4.18. Średnie wartości chropowatości *Rz* ostrza wiertła lufowego.

Na podstawie zarejestrowanego profilu chropowatości powierzchni ostrza wiertła z węglika spiekanego K15 zostały następnie wykreślone krzywe nośności Abbotta-Firestone'a oraz wyznaczone parametry charakteryzujące tą krzywą.



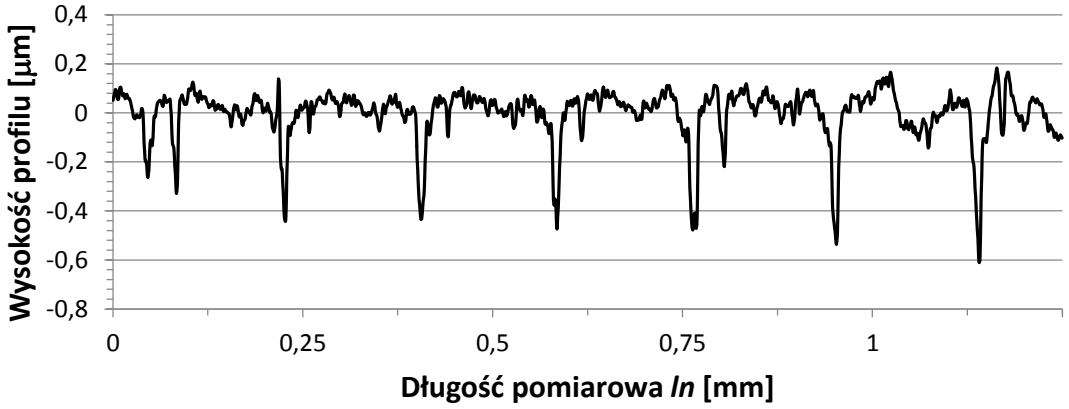
Rys. 4.4.19. Przykładowy profil chropowatości dla długości pomiarowej *ln* = 0,4 mm i odcinka elementarnego *lr* = 0,08 mm dla ostrza wiertła z węglika spiekanego K15.



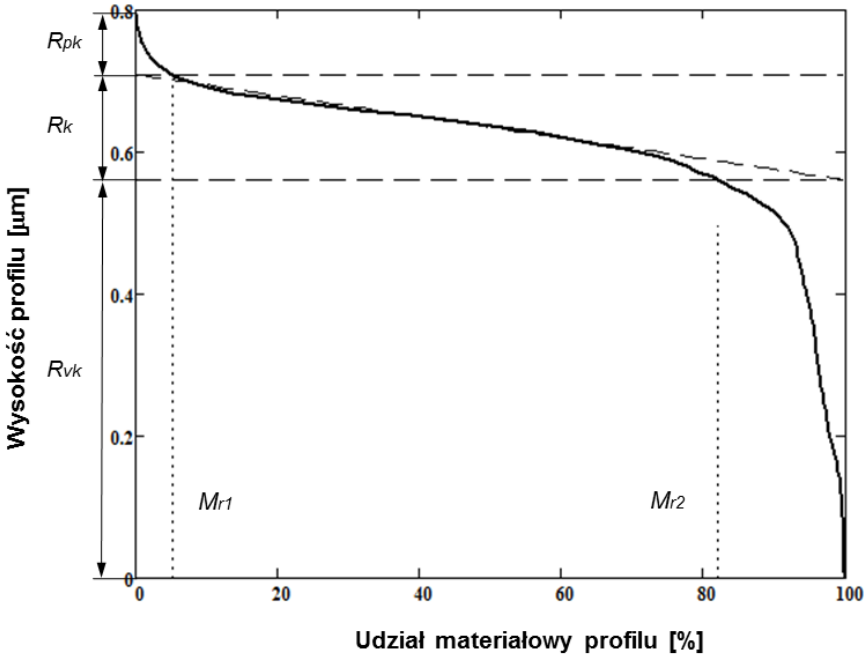
Rys. 4.4.20. Przykładowy przebieg krzywej AFC dla długości pomiarowej *ln* = 0,4 mm i odcinka elementarnego *lr* = 0,08 mm dla ostrza wiertła z węglika spiekanego K15.

Tabela 4.4.13. Wartości parametrów funkcjonalnych wyznaczonych z krzywej AFC dla odcinka elementarnego *lr* = 0,08 mm, długości pomiarowej *ln* = 0,4 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 5) dla powierzchni ostrza wiertła z węglika spiekanego K15.

Nr pomiaru	R_{pk} [µm]	R_k [µm]	R_{vk} [µm]	M_{r1} [%]	M_{r2} [%]
1.	0,096	0,092	0,235	17,048	81,719
2.	0,128	0,103	0,268	10,320	84,762
3.	0,039	0,063	0,263	10,605	87,151
4.	0,035	0,097	0,163	6,927	91,161
5.	0,046	0,085	0,307	9,250	89,028
Wartość średnia	**0,069**	**0,088**	**0,247**	**10,830**	**86,764**
Odchylenie standardowe	**0,041**	**0,015**	**0,054**	**3,765**	**3,677**



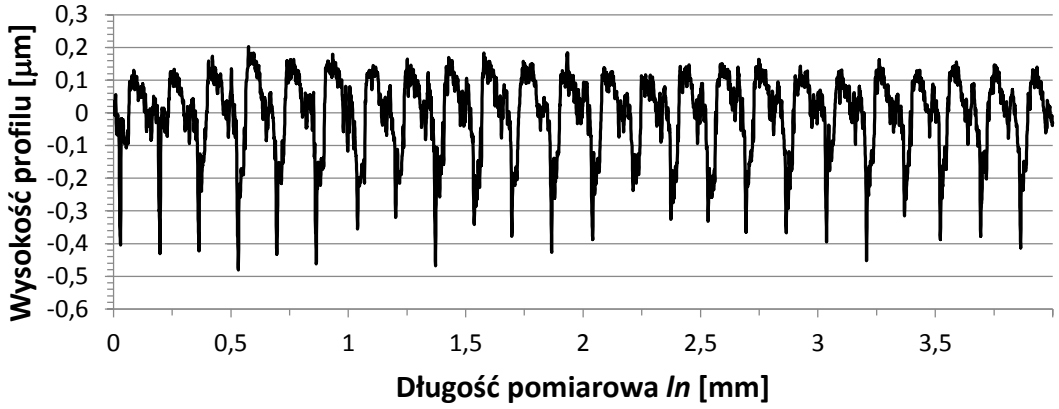
Rys. 4.4.21. Przykładowy profil chropowatości dla długości pomiarowej *ln* = 1,25 mm i odcinka elementarnego *lr* = 0,25 mm powierzchni ostrza wiertła z węglika spiekanego K15.



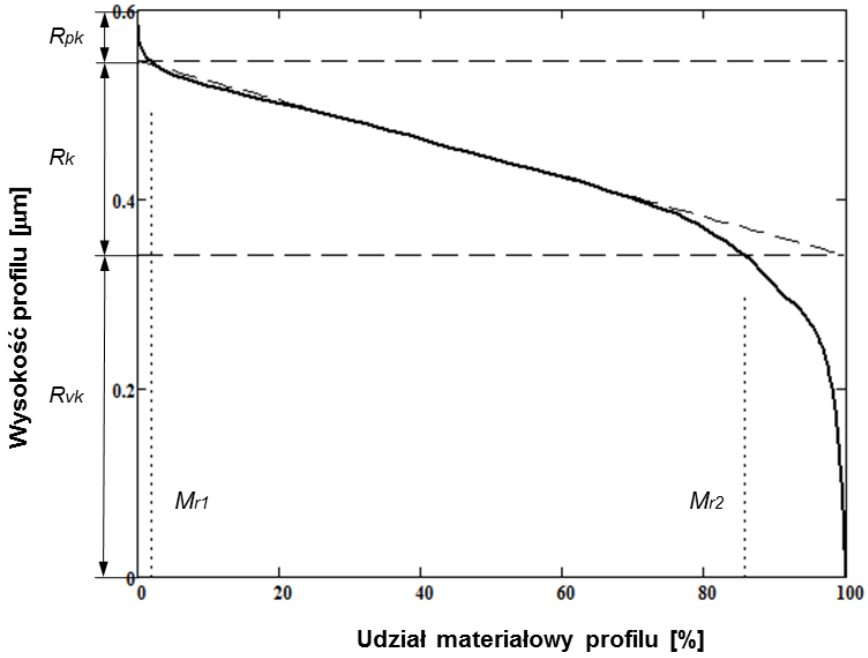
Rys. 4.4.22. Przykładowy przebieg krzywej AFC dla długości pomiarowej *ln* = 1,25 mm i odcinka elementarnego *lr* = 0,25 mm powierzchni ostrza wiertła z węglika spiekanego K15.

Tabela 4.4.14. Wartości parametrów funkcjonalnych wyznaczonych z krzywej AFC dla odcinka elementarnego *lr* = 0,25 mm, długości pomiarowej *ln* = 1,25 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 5) dla ostrza wiertła z węglika spiekanego K15.

Nr pomiaru	R_{pk} [µm]	R_k [µm]	R_{vk} [µm]	M_{r1} [%]	M_{r2} [%]
1.	0,085	0,148	0,561	5,175	81,962
2.	0,071	0,210	0,376	5,287	88,976
3.	0,042	0,235	0,364	3,903	79,481
4.	0,050	0,150	0,383	3,480	77,741
5.	0,043	0,147	0,301	6,103	83,920
Wartość średnia	**0,058**	**0,178**	**0,397**	**4,789**	**82,416**
Odchylenie standardowe	**0,019**	**0,042**	**0,097**	**1,075**	**4,358**



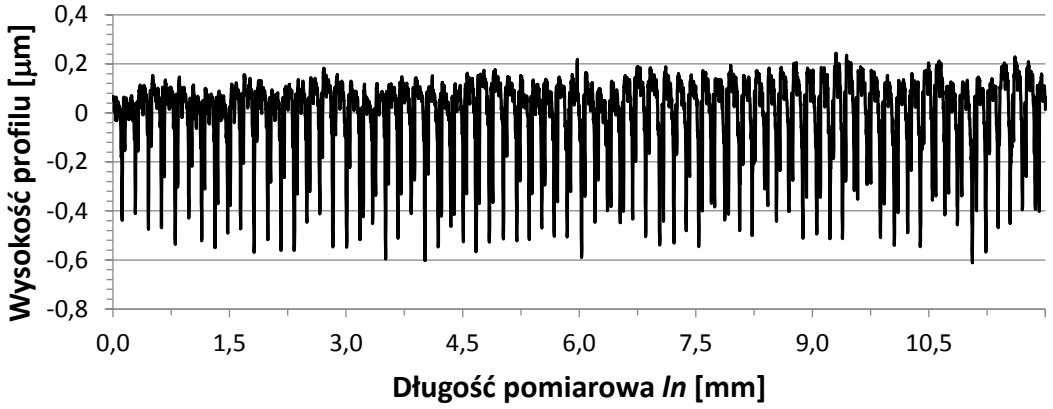
Rys. 4.4.23. Przykładowy profil chropowatości dla długości pomiarowej *ln* = 4 mm i odcinka elementarnego *lr* = 0,8 mm powierzchni ostrza wiertła z węglika spiekanego K15.



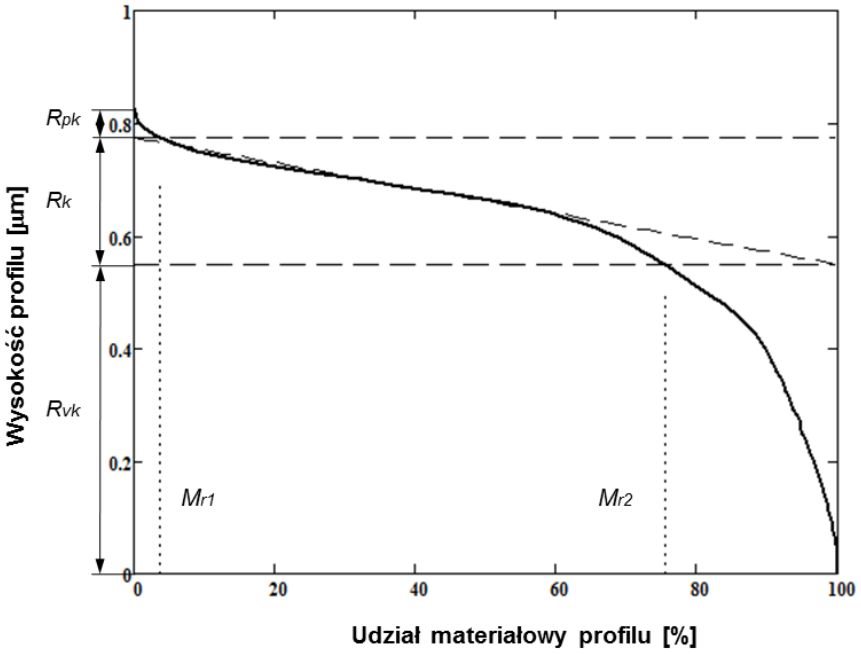
Rys. 4.4.24. Przykładowy przebieg krzywej AFC dla odcinka elementarnego *lr* = 0,8 mm powierzchni ostrza wiertła z węglika spiekanego K15.

Tabela 4.4.15. Wartości parametrów funkcjonalnych wyznaczonych z krzywej AFC na odcinku elementarnym *lr* = 0,8 mm, długości pomiarowej *ln* = 4 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 5) powierzchni ostrza wiertła z węglika spiekanego K15.

Nr pomiaru	R_{pk} [µm]	R_k [µm]	R_{vk} [µm]	M_{r1} [%]	M_{r2} [%]
1.	0,039	0,274	0,371	0,799	81,200
2.	0,096	0,183	0,521	4,036	79,607
3.	0,050	0,257	0,462	1,597	73,887
4.	0,037	0,279	0,327	0,648	81,228
5.	0,045	0,205	0,340	1,896	85,626
Wartość średnia	**0,053**	**0,240**	**0,404**	**1,795**	**80,310**
Odchylenie standardowe	**0,024**	**0,043**	**0,084**	**1,358**	**4,232**



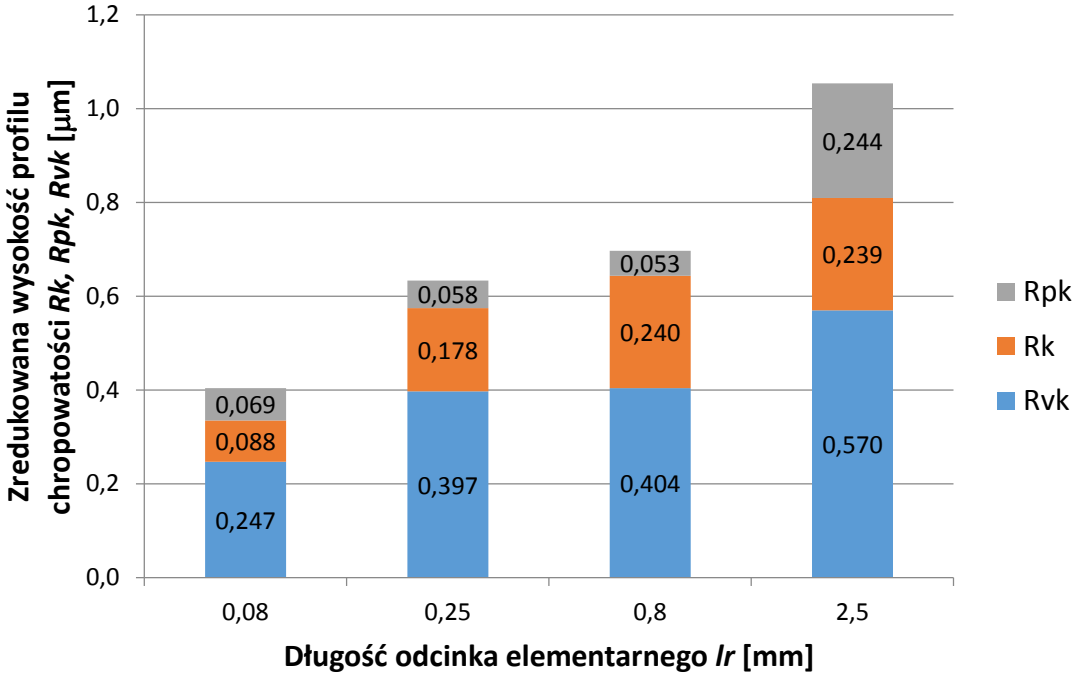
Rys. 4.4.25. Przykładowy profil chropowatości dla długości pomiarowej *ln* = 12,5 mm i odcinka elementarnego *lr* = 2,5 mm powierzchni ostrza wiertła z węglika spiekanego K15.



Rys. 4.4.26. Przykładowy przebieg krzywej AFC dla odcinka elementarnego *lr* = 2,5 mm powierzchni ostrza wiertła z węglika spiekanego K15.

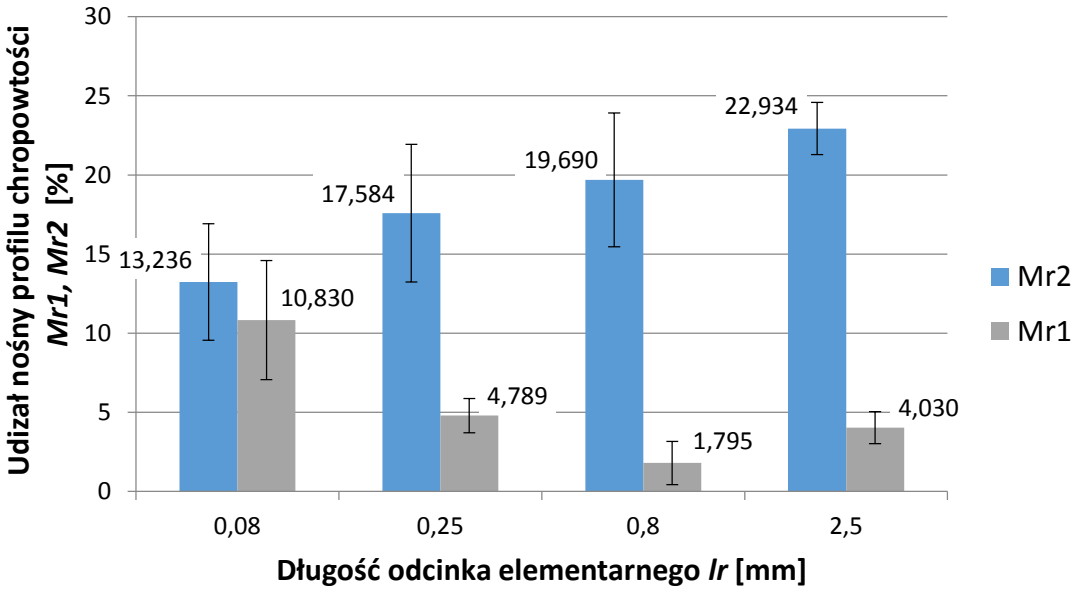
Tabela 4.4.16. Wartości parametrów funkcjonalnych wyznaczonych z krzywej AFC na odcinku elementarnym *lr* = 2,5 mm, długości pomiarowej *ln* = 12,5 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 5) powierzchni ostrza wiertła z węglika spiekanego K15.

Nr pomiaru	R_{pk} [µm]	R_k [µm]	R_{vk} [µm]	M_{r1} [%]	M_{r2} [%]
1.	0,079	0,225	0,550	3,646	75,442
2.	0,092	0,255	0,545	3,897	78,488
3.	0,669	0,238	0,577	3,930	77,662
4.	0,078	0,279	0,617	2,979	75,167
5.	0,302	0,200	0,562	5,698	78,571
Wartość średnia	**0,244**	**0,239**	**0,570**	**4,030**	**77,066**
Odchylenie standardowe	**0,256**	**0,030**	**0,029**	**1,008**	**1,650**



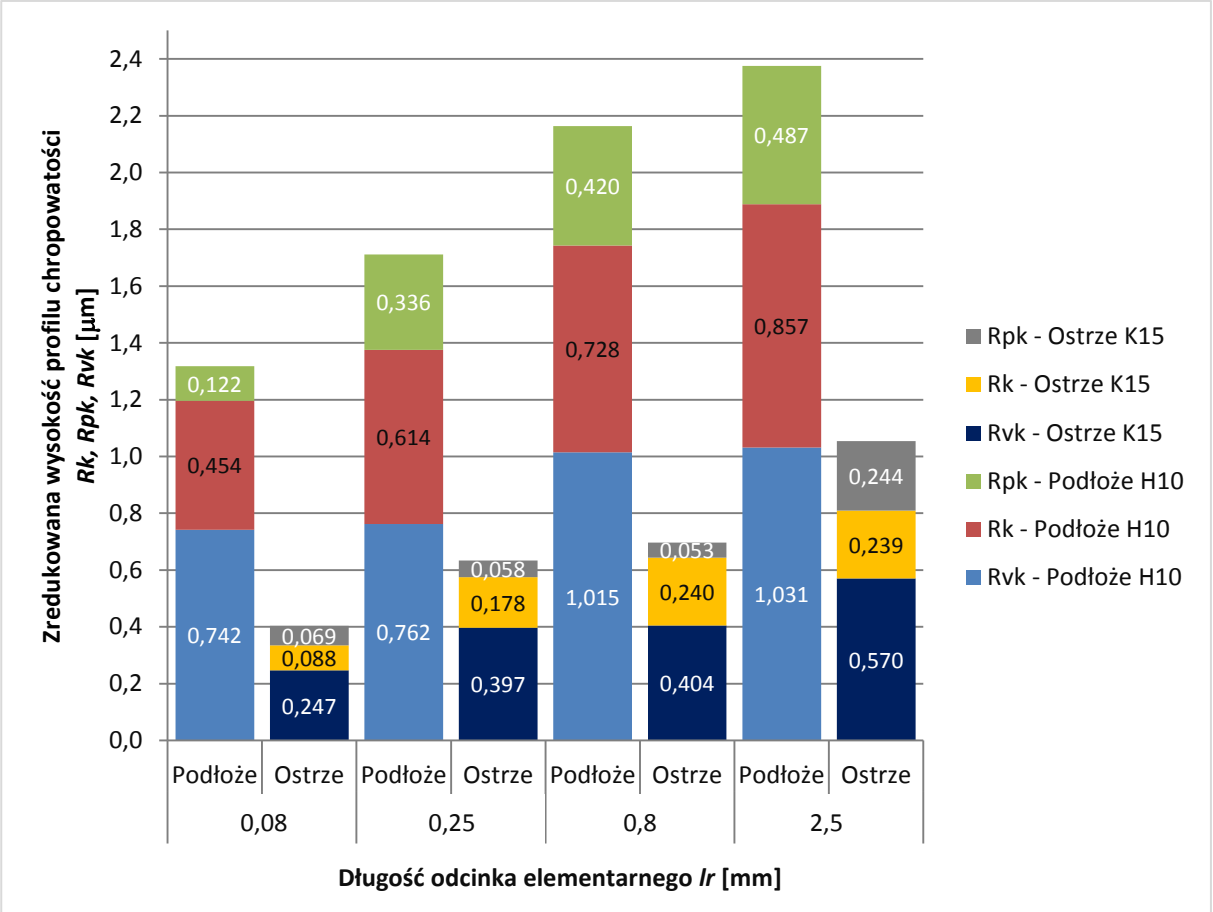
Rys. 4.4.27. Średnie zredukowane wysokości profilu chropowatości powierzchni ostrza wiertła z węglika spiekanego K15.

Z przedstawionego na rys. 4.4.27 zestawienia zredukowanych wysokości profilu powierzchni ostrza wiertła lufowego (węglik spiekany K15), podobnie jak dla podłoża (węglik spiekany H10), można zauważyć również istotną przewagę wysokości wgłębień profilu R_{vk} nad wzniesieniami R_{pk}. W tym przypadku, dla lr = 0,08 mm wzniesienia R_{pk} stanowią ok. 27,9 % wysokości wgłębień profilu R_{vk}. Dla lr = 0,25, 0,8 i 2,5 mm wzniesienia R_{pk} stanowią odpowiednio ok. 27,9, 14,6 i 42,8 % wysokości wgłębień profilu R_{vk}. Wysokie wartości wgłębień profilu R_{vk} świadczą również o bardzo dobrych zdolnościach powierzchni materiału do gromadzenia środków smarnych, zmniejszających zużycie współpracujących materiałów.



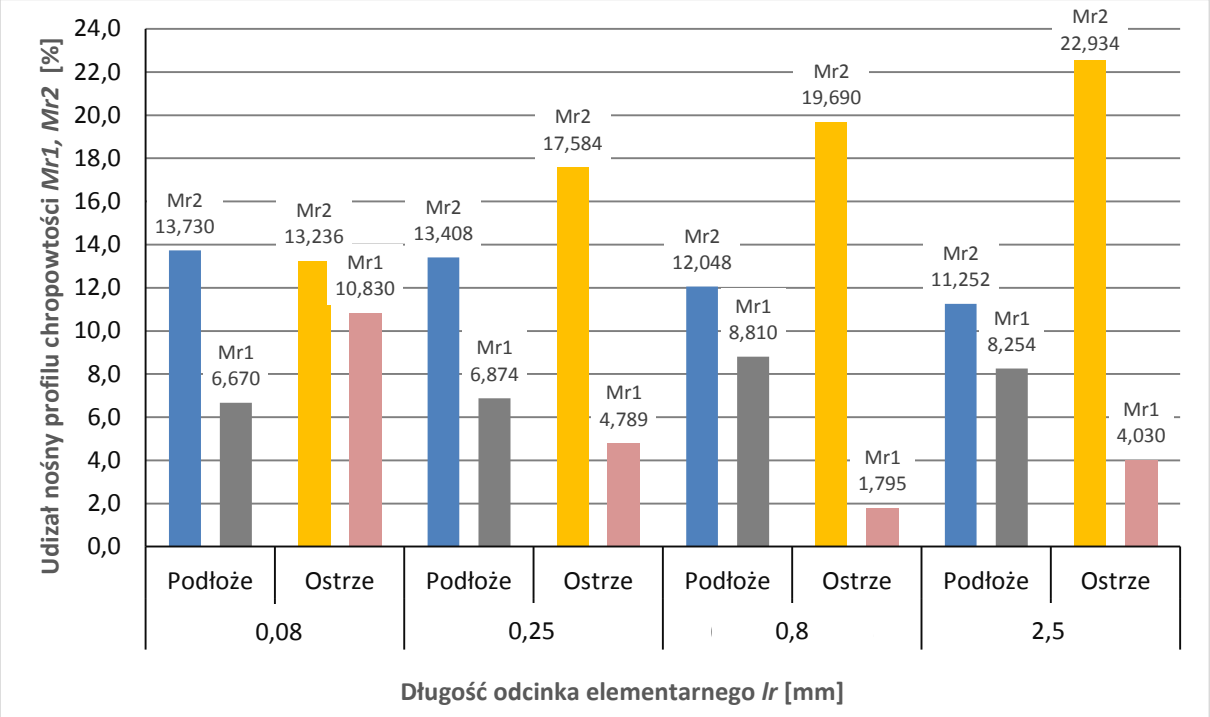
Rys. 4.4.28. Średnie udziały nośne profilu chropowatości powierzchni ostrza wiertła z węglika spiekanego K15.

Na rys. 4.4.29 zostały porównane ze sobą zredukowane wysokości profilu wyznaczone z krzywej AFC dla badanego podłoża z węglika spiekanego H10 i ostrza wiertła K15.



Rys. 4.4.29. Porównanie średnich zredukowanych wysokości profilu chropowatości powierzchni ostrza wiertła K15 i podłoża H10.

Jak widać na rys. 4.4.29, dla badanej powierzchni ostrza wiertła K15 wysokość wzniesień profilu R_{pk}, w widoczny sposób uległa zmniejszeniu, w porównaniu do podłoża H10. Dla lr = 0,08 i 2,5 mm wysokość wzniesień R_{pk} uległa spadkowi odpowiednio o ok. 43,4 i 49,9 %, zaś dla lr = 0,25 i 0,8 mm – 82,4 i 87,4 %. Należy zauważyć, że dla powierzchni ostrza wiertła suma zredukowanych wysokości profilu *Rk*, *Rpk* i *Rvk* wykazuje wyraźne zmniejszenie w stosunku do podłoża H10 o ok. 56 ÷ 69 %.



Rys. 4.4.29. Porównanie średnich udziałów nośnych profilu chropowatości powierzchni ostrza wiertła K15 i podłoża H10.

Z rys. 4.4.29 wynika, że w udziałach nośnych profilu chropowatości powierzchni ostrza wiertła lufowego K15, podobnie jak dla podłoża H10, niezależnie od długości odcinka elementarnego *lr* również dominują udziały wgłębień M_{r2} nad udziałami wzniesień M_{r1}.

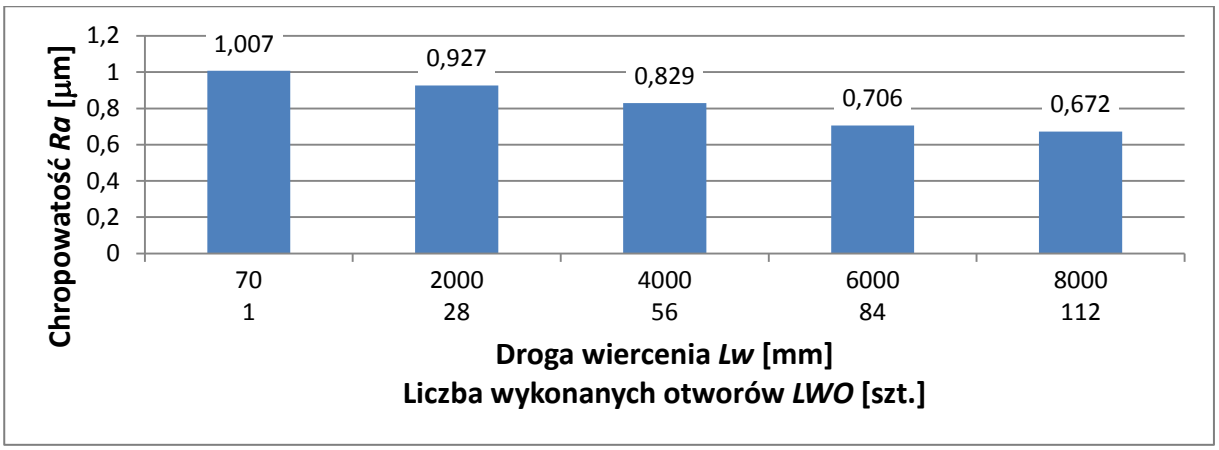
Zarejestrowane profile powierzchni ostrza wiertła i podłoża wykazują silną anizotropowość przy czym w profilu powierzchni ostrza występuje wyraźna okresowość na długości powtarzania ok. 200µm. Niewątpliwie jest to związane ze sposobem obróbki powierzchni, bowiem powierzchnia podłoża H10 obrabiana była wykończeniowo czołem ściernicy diamentowej. W przypadku ostrza wiertła K15 powierzchnia natarcia obrabiana była bokiem ściernicy, która pozostawiła charakterystyczny, okresowy ślad łukowy wynikający z wielkości posuwu ściernicy przypadający na jeden jej obrót.

4.4.3. Struktura geometryczna i funkcjonalna powierzchni wywierconych otworów

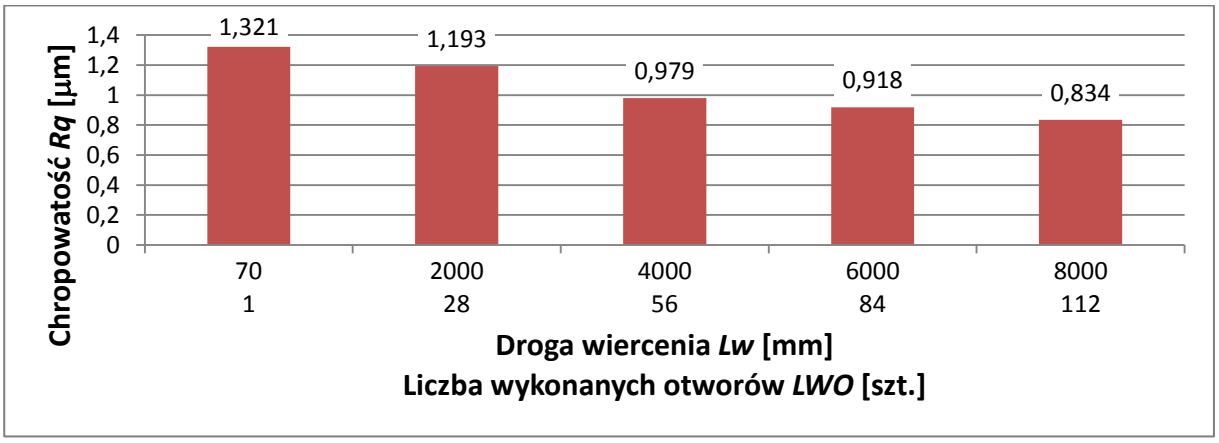
Wartości wyznaczonych parametrów chropowatości *Ra*, *Rq* i *Rz* dla wywierconych otworów w badaniach eksploatacyjnych zestawiono odpowiednio w tab. 4.4.17.

Tabela 4.4.17. Wyniki pomiarów chropowatości *Ra, Rq i Rz* (dla odcinka elementarnego *lr* = 0,8 mm, długości pomiarowej *ln* = 1,6 mm (liczba odcinków elementarnych *n* = 2) powierzchni wywierconych otworów wiertłami lufowymi jednoostrzowymi w stali C45.

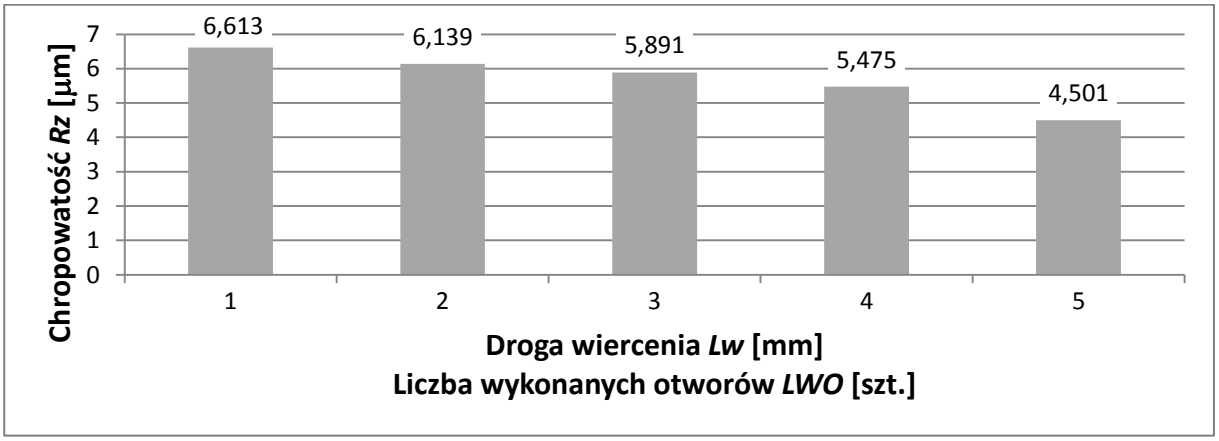
LWO **[szt.]**	***Lw*** **[mm]**	***Ra*** **[µm]**	***Rq*** **[µm]**	***Rz*** **[µm]**
1	70	1,007	1,321	6,613
28	2000	0,927	1,193	6,139
56	4000	0,829	0,979	5,891
84	6000	0,706	0,918	5,475
112	8000	0,672	0,834	4,501



Rys. 4.4.30. Chropowatość *Ra* powierzchni wywierconych otworów wiertłem lufowym jednoostrzowym w stali C45.



Rys. 4.4.31. Chropowatość *Rq* powierzchni wywierconych otworów wiertłem lufowym jednoostrzowym w stali C45.

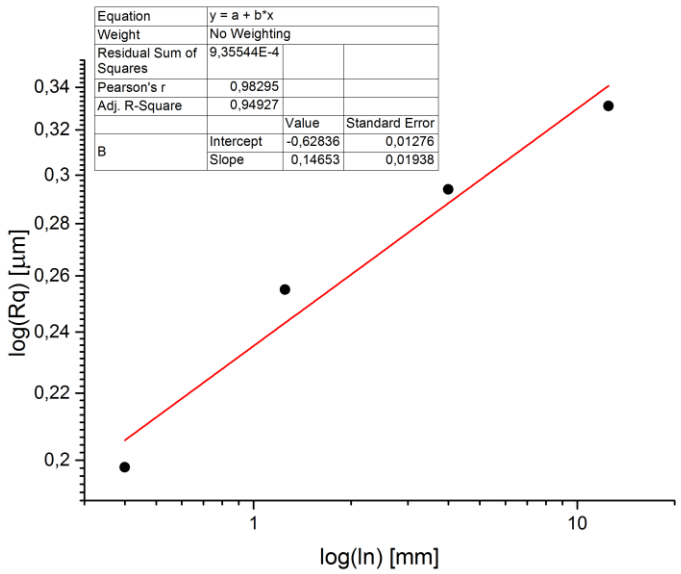


Rys. 4.4.32. Chropowatość *Rz* powierzchni wywierconych otworów wiertłem lufowym jednoostrzowym w stali C45.

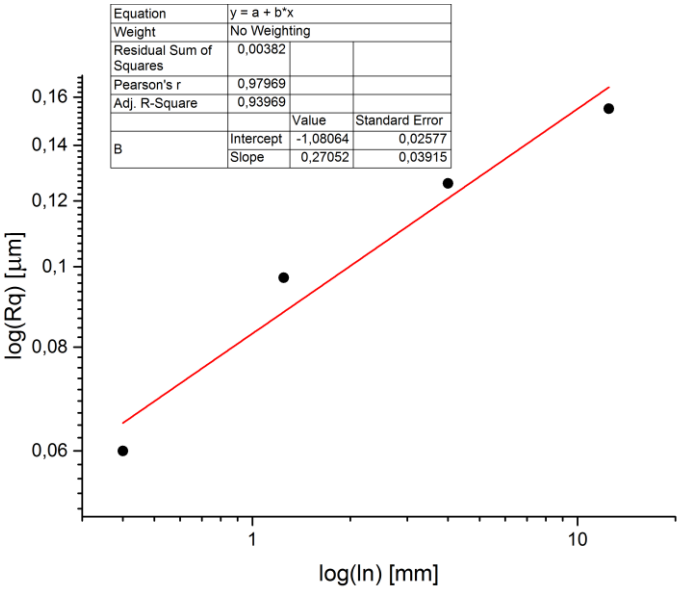
Analizując zmiany chropowatości *Ra* przedstawione na rys. 4.4.30 można dostrzec pewną zależność w odniesieniu do postępującego tępienia naroża N_1 wyrażanego w tym przypadku poprzez współczynnik zużycia K_{N1}'' (rys. 4.5.6). W pierwszej fazie wiercenia (do długości *Lw* = 6000 mm) wskaźnik K_{N1}'' intensywnie wzrasta do wartości 0,119 mm a *Ra* wręcz linowo maleje do wartości 0,706 µm. Powyżej *Lw* = 6000 mm intensywność zmiany wskaźnika K_{N1}'' ulega osłabieniu podobnie jak chropowatości *Ra*. Mimo, że nieco inaczej wyglądają przebiegi *Rq* i *Rz* to bezwzględnie można przyjąć, że zwiększający się promień naroża *N1* obniża chropowatość powierzchni *Ra*, *Rq* i *Rz* wierconego otworu.

4.4.4. Analiza zależności parametrów chropowatości od długości pomiarowej (RMS)

Opisaną w pkt. 3.3.1 metodykę RMS zastosowano w analizie struktury geometrycznej powierzchni podłoża z węglika spiekanego H10 oraz ostrza wiertła z węglika spiekanego K15. W przypadku otworów pomiary zostały przeprowadzone tylko na jednej długości pomiarowej *ln* = 1,6 mm, co nie pozwoliło na przeprowadzenie analizy RMS. Wyniki badań zestawiono w tab. 4.4.18.



Rys. 4.4.33. Przebieg zależności *Rq = f(ln)* powierzchni podłoża z węglika spiekanego H10.



Rys. 4.4.34. Przebieg zależności *Rq = f(ln)* powierzchni ostrza wiertła lufowego z węglika spiekanego K15.

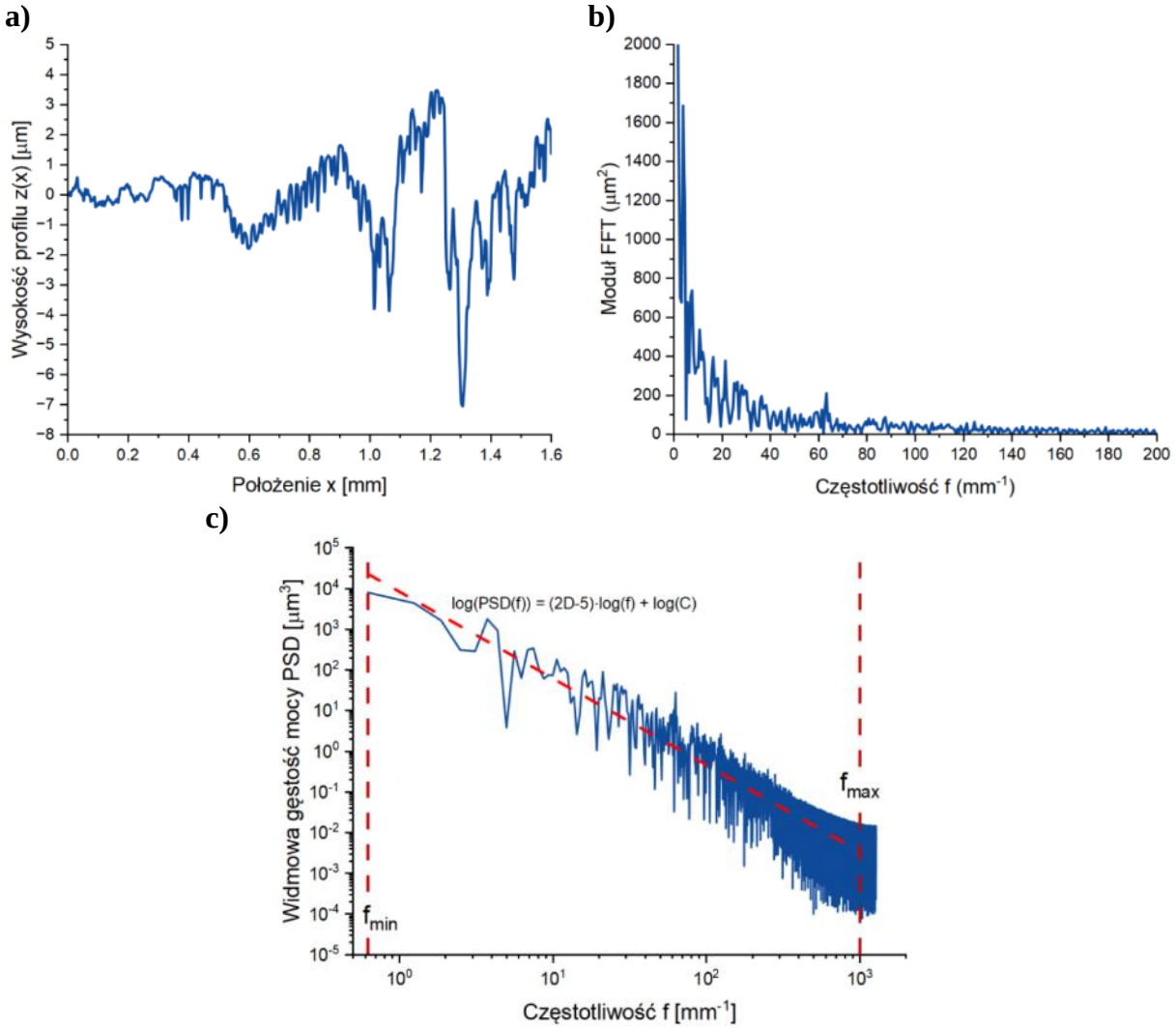
Tabela 4.4.18. Wyniki analizy fraktalnej.

Rodzaj badanego materiału	Parametr Hursta		Wymiar fraktalny		Długość korelacji L_{cor} [mm]
	H_1	H_2	D_1	D_2	
Podłoże z węglika spiekanego H10	0,1465	-	1,71	-	-
Ostrze wiertła lufowego z węglika spiekanego K15	0,2705	-	1,46	-	-

Zależności *Rq = f(ln)* wykreślone w układzie log-log mają charakter liniowy w całym analizowanym zakresie (rys. 4.4.33 i rys. 4.4.34), a wyznaczone wymiary fraktalne wynoszą odpowiednio: 1,71 i 1,46. Przeprowadzona analiza fraktalna wskazuje na monofraktalną strukturę warstwy wierzchniej materiałów. Zarówno podłoża z węglika spiekanego H10 jak i ostrza wiertła lufowego z węglika spiekanego K15 wykazują właściwości samopodobne w całym zakresie pomiarowym, czyli od 0,4 do 12,5 mm.

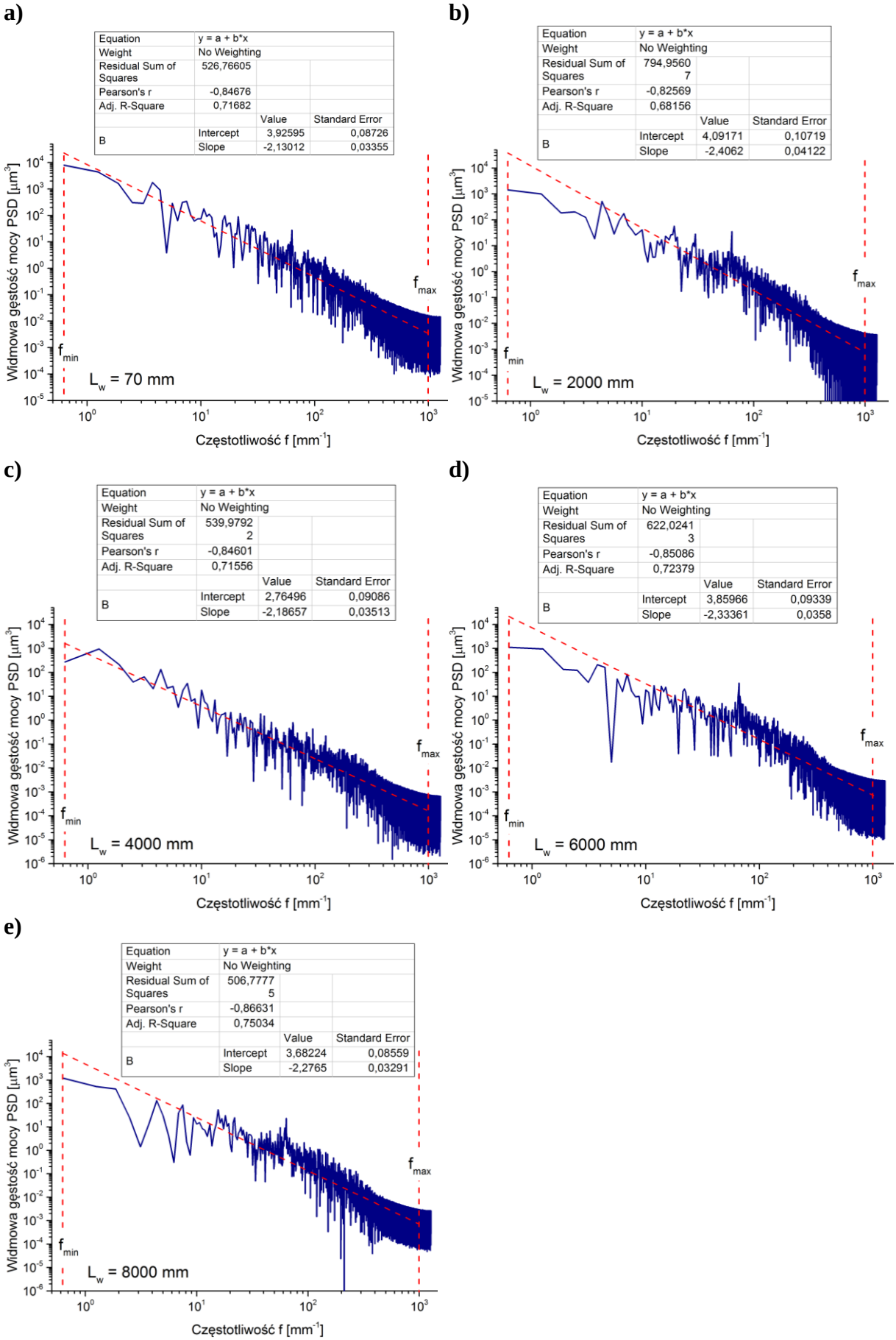
4.4.5. Analiza fraktalna metodą funkcji gęstości spektralnej (PSD)

Na rysunku 4.4.35 przedstawiono przykładowy tok postępowania (etapy) dla uzyskanego w efekcie końcowym przebiegu widmowej gęstości mocy PSD w funkcji częstotliwości f, wykreślonego w układzie podwójnie logarytmicznym (rys. 4.4.35c).



Rys. 4.4.35. Wyniki otrzymane metodą funkcji PSD dla profilu chropowatości powierzchni dla *LWO* = 1 i *Lw* = 70 mm: a) profil chropowatości, b) moduł FFT (wycinek ograniczony do składowych wolnozmiennych), c) wykres log-log widma gęstości mocy PSD.

Na rysunku 4.4.36 przedstawiono wszystkie przebiegi widmowej gęstości mocy PSD w funkcji częstotliwości f, obliczone przy użyciu wzoru 3.3.5 w odniesieniu do profili chropowatości powierzchni wierconych wiertłem lufowym jednoostrzowym, zebranych dla różnych długości wiercenia. Przedstawione wyniki odnoszą się do danych zebranych z 5 punktów pomiarowych odpowiadających coraz większej liczbie wywierconych otworów, czyli rosnącej głębokości wiercenia.



Rys. 4.4.36. Wykresy log-log widma gęstości mocy PSD: a) *Lw* = 70 mm, b) *Lw* = 2000 mm, c) *Lw* = 4000 mm, d) *Lw* = 6000 mm, e) *Lw* = 8000 mm.

Z uzyskanych przebiegów wynika ogólny wniosek, że wszystkie one – po odcięciu składowych szybkozmiennych ($f_{max} \geq 1000\ mm^{-1}$) – układają się wzdłuż jednej prostej, tak więc spełniają one zależność opisaną równaniem 3.3.10. Oznacza to tym samym, że obliczone funkcje PSD spełniają zależność potęgową daną wzorem 3.3.9, co pozwala wyznaczyć charakterystyczne parametry tego opisu: wymiar fraktalny *D* oraz czynnik skalujący *C*. Wartości tych parametrów zostały zamieszczone w tab. 4.4.19. Zauważmy, że wymiar fraktalny *D* oraz stała skalowania *C* opisują przebieg funkcji PSD (a więc także próbek wysokości powierzchni, z której zostały pierwotnie wyznaczone) w zakresie obejmującym trzy rzędy wielkości na osi częstotliwości, a więc łącznie: chropowatość i falistość.

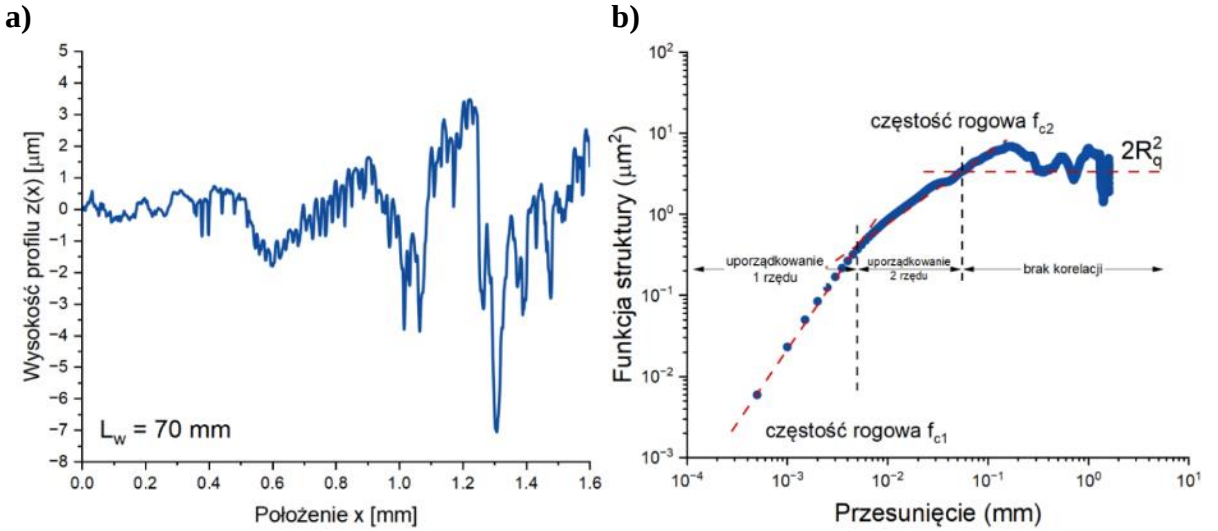
Tabela 4.4.19. Parametry fraktalne: wymiar fraktalny *D* oraz stała skalowania *C*, wyznaczone metodą PSD dla powierzchni otworów wierconych wiertłem lufowym jednoostrzowym.

LWO **[szt.]**	***Lw*** **[mm]**	***D*** **[-]**	***C*** **[µm]**
1	70	1,44	8430
28	2000	1,30	12300
56	4000	1,41	582
84	6000	1,33	7240
112	8000	1,36	4810

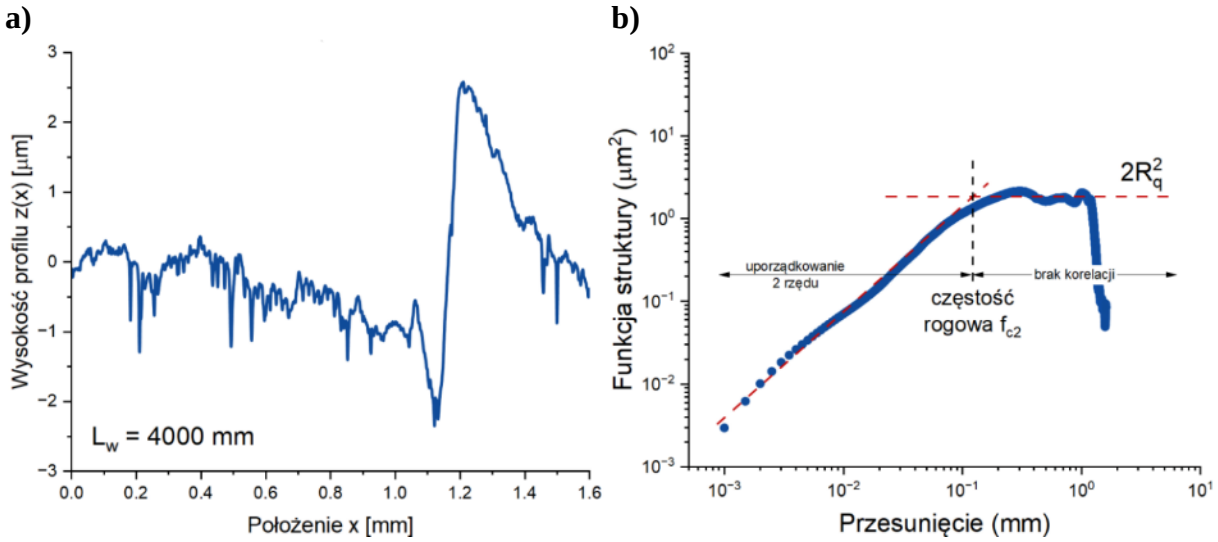
W rozdziale 3.3 pokazano, że wymiar fraktalny jest powiązany z nachyleniem przebiegu PSD na wykresie podwójnie logarytmicznym, zaś czynnik skalujący nie zależy od częstotliwości. Można stąd wyciągnąć wniosek, że wymiar fraktalny jest powiązany ze względnymi zmianami wartości funkcji PSD (a więc także – wysokości powierzchni) przy przekształceniach w dziedzinie częstotliwości, zaś czynnik skalujący – ze zmianami bezwzględnymi. Ten ostatni jest w tym sensie bliski znaczeniowo topotezie powierzchni, która definiuje poziomą odległość między sąsiednimi punktami na powierzchni, nachylonymi pod kątem 1 rad. Tym samym obie liczby – wymiar fraktalny i czynnik skalujący – są wielkościami właściwymi danej powierzchni (niezmiennikami przekształcenia) w całym zakresie długości skanowania, a także w mniejszym stopniu niż parametry statystyczne dotykają je zniekształcenia instrumentalne. Ważną cechą wszystkich przebiegów (przykład pokazany na rys. 4.4.36) jest stałość ich nachyleń, skąd wynika nie tylko monofraktalny charakter badanych powierzchni (tekstura bez struktur drugorzędowych, czyli brak klastrowania), ale także globalny zakres stosowalności opisu fraktalnego (długość drogi spadku korelacji poziomej profilu jest większa niż długość skanowania).

4.4.6. Allometryczna analiza cech kształtu powierzchni

Na rys. 4.4.37 i 4.4.38 przedstawiono przykładowe przebiegi profili chropowatości powierzchni wierconych otworów wiertłem lufowym jednoostrzowym, zebrane dla dwóch różnych długości wiercenia: *Lw* = 70 mm oraz 4000 mm, jak również odpowiadające im przebiegi funkcji struktury wykreślone w układzie podwójnie logarytmicznym. Funkcje struktury zostały obliczone przy użyciu wzoru 3.3.12, a następnie – w sposób identyczny z przedstawionym dla metody funkcji PSD – zostały wykreślone w układzie podwójnie logarytmicznym, aby do nachylonej części wykresu dopasować funkcję liniową, której współczynnik kierunkowy i wyraz wolny przeliczono na wymiar fraktalny oraz topotezę.



Rys. 4.4.37. Wybrane wyniki otrzymane metodą funkcji struktury dla profilu chropowatości powierzchni dla głębokości wiercenia *Lw* = 70 mm: a) profil chropowatości, b) bifraktalna funkcja struktury.



Rys. 4.4.38. Wybrane wyniki otrzymane metodą funkcji struktury dla profilu chropowatości powierzchni dla głębokości wiercenia *Lw* = 4000 mm: a) profil chropowatości, b) monofraktalna funkcja struktury.

Z otrzymanych wyników, które zamieszczono w tab. 4.4.20 wypływa ogólny wniosek, że wzór 3.3.16 ujawnia bogatszą strukturę allometrycznej niezmienniczości profili chropowatości niż w przypadku metody funkcji PSD. Zasadnicza różnica zasadza się w jakościowej zmianie rzędu fraktalności: większość badanych profili okazała się być bifraktalna za wyjątkiem powierzchni dla głębokości wiercenia L_w = 4000 mm, która – mimo niewielkiego zniekształcenia w środku zakresu – bardziej przypomina strukturę mono- niż bifraktalną. Druga ważna różnica dotyczy zasięgu stosowalności opisu fraktalnego, który w założeniu łączy wspólne cechy profilu występujące w różnych skalach długości. W przypadku metody PSD opis fraktalny mógł być stosowany w zakresie trzech rzędów wielkości na osi częstotliwości, a więc obejmującym łącznie: chropowatość i falistość. Stosowalność metody funkcji struktury ograniczona jest jednak niemal wyłącznie do składowych szybkozmiennych profilu chropowatości, podczas gdy w obszarze składowych wolnozmiennych przebiegi osiągają

plateau. W tym obszarze znika korelacja między wysokościami punktów tego samego profilu, znika więc także samopodobieństwo profilu, które jest jedną z cech fraktalności.

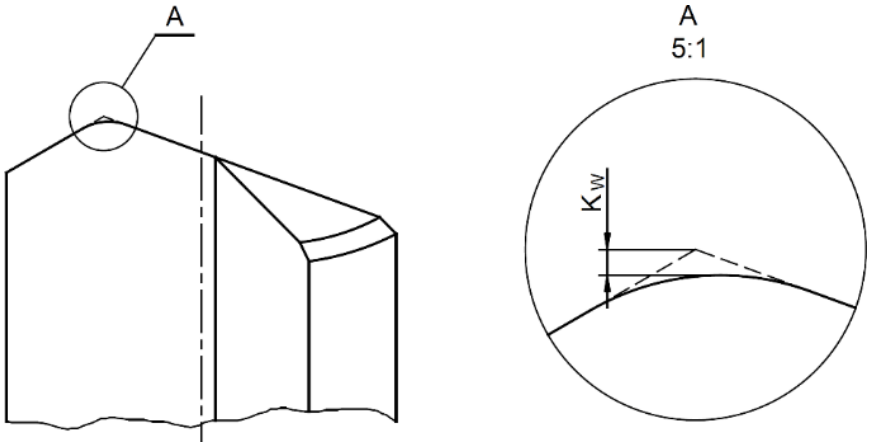
Tabela 4.4.20. Parametry fraktalne: wymiar fraktalny *D* oraz częstość rogowa f_c, wyznaczone metodą funkcji struktury dla powierzchni otworów wierconych wiertłem lufowym jednoostrzowym, dla różnych długości wiercenia *Lw*.

LWO **[szt.]**	***Lw*** **[mm]**	D_1 **[-]**	D_2 **[-]**	f_{c1} **[μm]**	f_{c2} **[μm]**
1	70	1,04	1,49	5,00	38,0
28	2000	1,13	1,68	5,40	49,8
56	4000	-	1,39	-	118
84	6000	1,13	1,83	5,63	59,5
112	8000	1,13	1,66	5,35	23,8

Analizując wyniki zawarte w tab. 4.4.20 widać, że wymiar fraktalny struktur pierwszorzędowych jest bardzo mały i niemal stały, nie przekraczający wartości 1,13. Zakres uporządkowania przypisanego temu wymiarowi nie przekracza 6 μm, czyli ok. 12 kroków skanowania. Znacznie większy przedział zmienności zajmują wartości drugorzędowego wymiaru fraktalnego, które zmieniają się między 1,39 a 1,83. W tym przypadku zakres stosowalności rozciąga się od 24 do 120 μm zależnie od długości wiercenia. Zwraca także uwagę to, że najmniejszej wartości wymiaru fraktalnego D_2 towarzyszy największa wartość częstości rogowej f_{c2}, i jest to jednocześnie jedyny spośród prezentowanych wyników - przypadek profilu monofraktalnego (dla długości wiercenia 4000 mm). Ten typ skalowalności rozciąga się na długości profilu obejmującej ponad 350 kroków skanowania.

4.5. Analiza zużycia ostrza wiertła lufowego

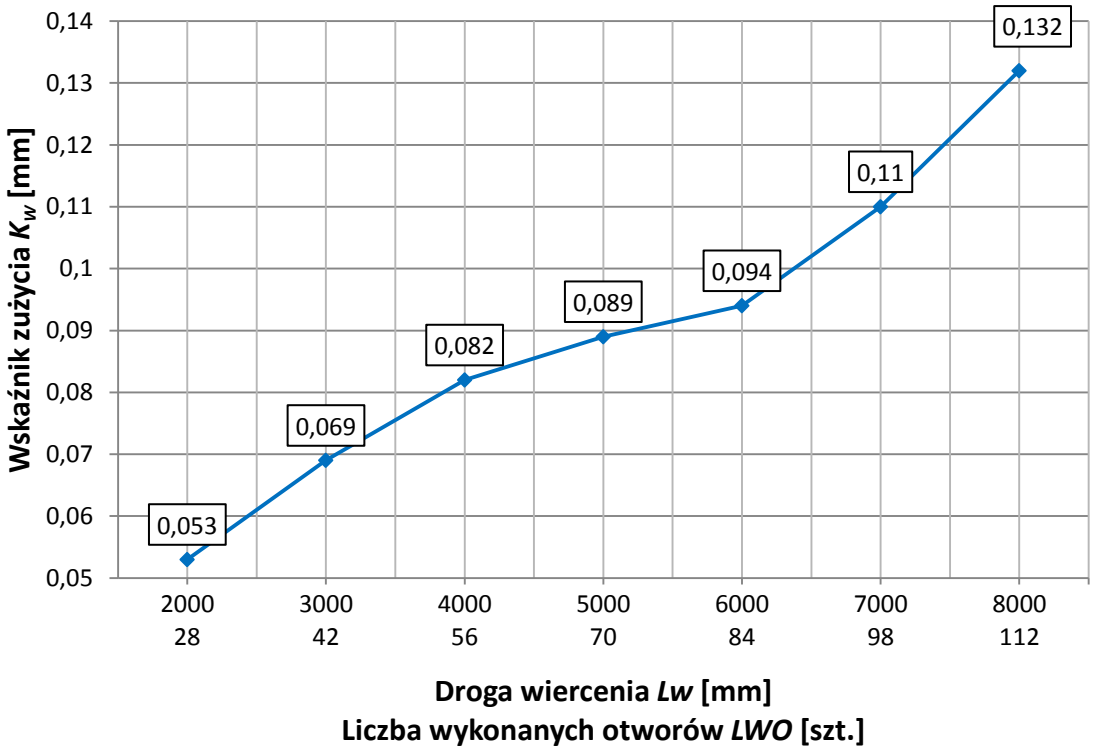
W pierwszym pomiarze zużycia ostrza wiertła lufowego w płaszczyźnie podstawowej P_r zostało określone cofnięcie wierzchołka *W* ostrza wiertła, oznaczone jako K_W.



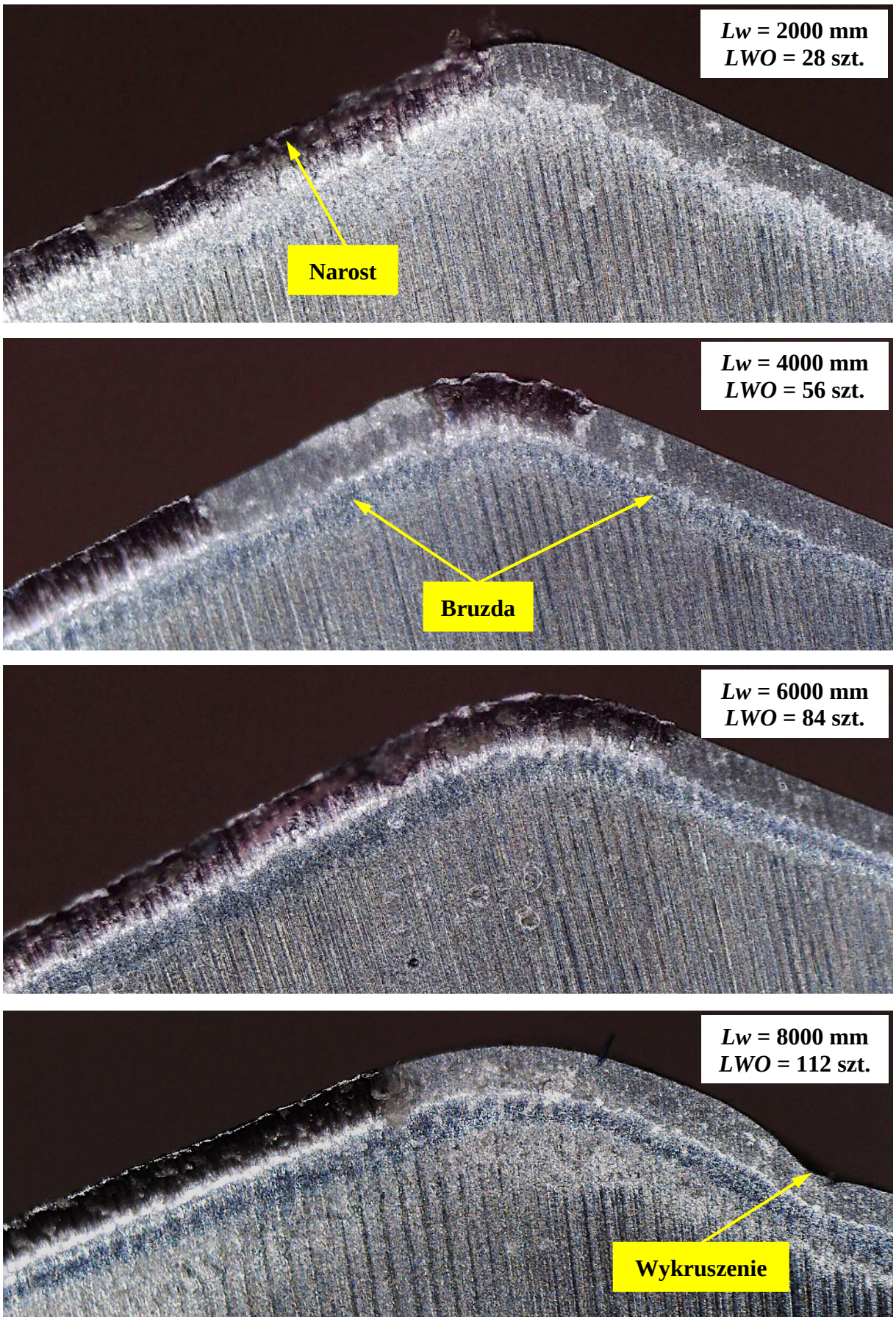
4.5.1. Wskaźnik K_W (cofnięcie wierzchołka *W*) zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego.

Tabela 4.5.1. Wyniki pomiarów zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego – wskaźnik zużycia K_W (cofnięcie wierzchołka W).

Nr pomiaru	Liczba wywierconych otworów *LWO*	Droga wiercenia *Lw*	Wskaźnik zużycia K_W
	[szt.]	[mm]	[mm]
1.	28	2000	0,053
2.	42	3000	0,069
3.	56	4000	0,082
4.	70	5000	0,089
5.	84	6000	0,094
6.	98	7000	0,11
7.	112	8000	0,132

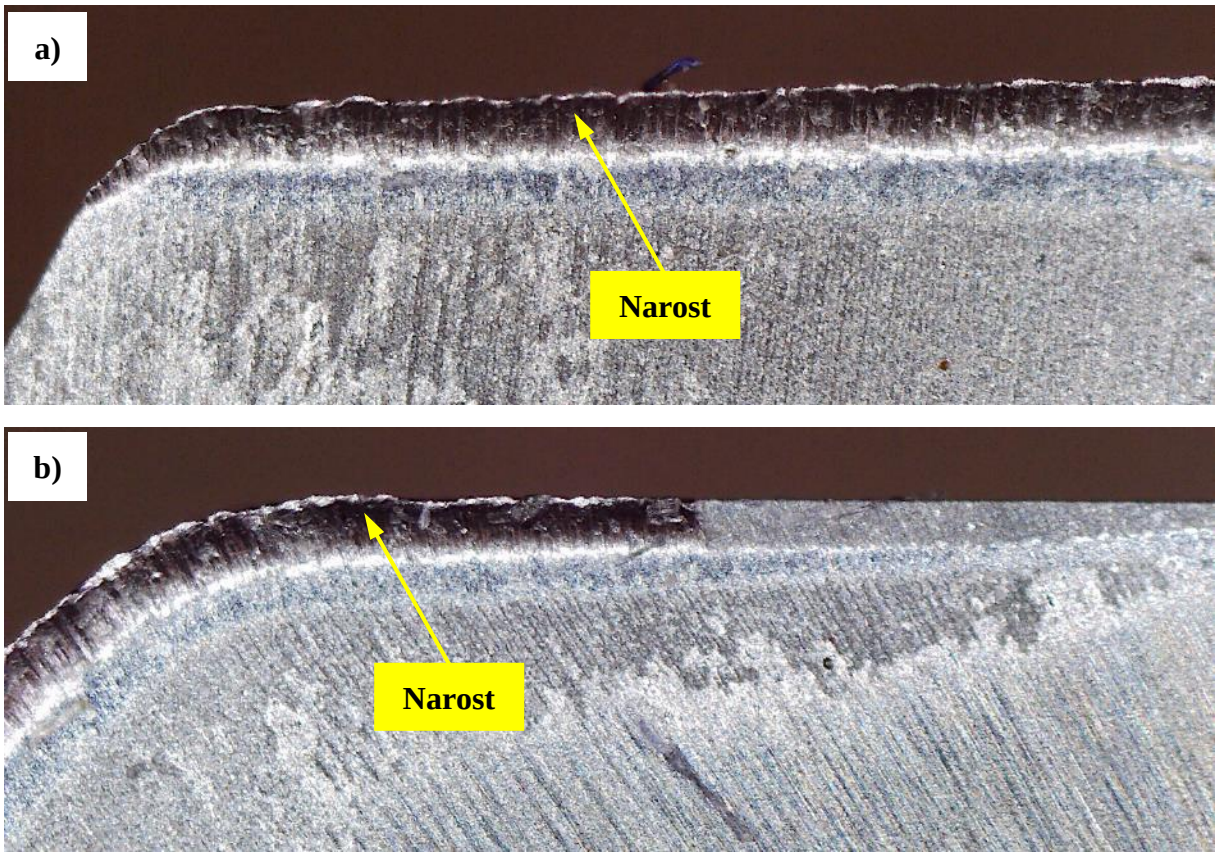


Rys. 4.5.2. Przebieg wskaźnika K_W zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego.



Rys. 4.5.3. Fazy cofania wierzchołka *W* ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego do określenia wskaźnika K_W zużycia ostrza.

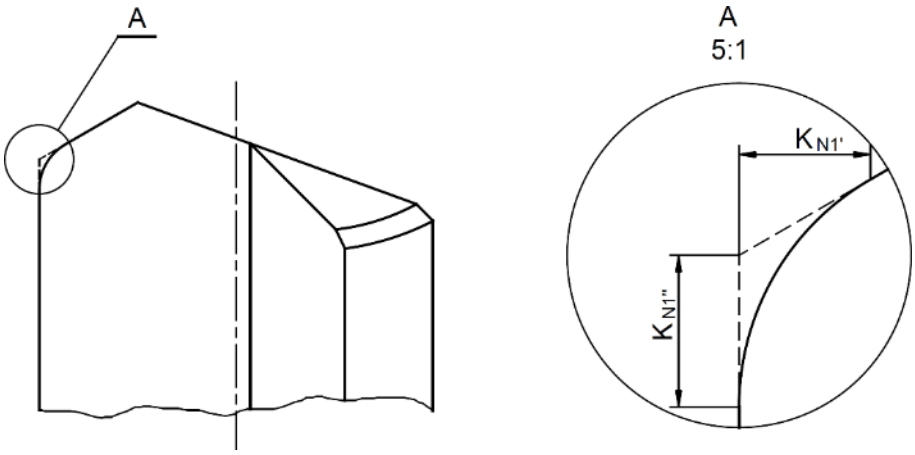
W płaszczyźnie podstawowej P_r wierzchołek W ostrza wiertła lufowego wyraźnie uległ cofnięciu. Dla wiertła lufowego pracującego w oleju Milpro HG12, po wykonanej drodze wiercenia Lw = 8000 mm (LWO = 112 szt. otworów przelotowych), cofnięcie wierzchołka wyrażone przez wskaźnik K_W osiągnęło K_W = 0,132 mm. Analizując przebieg wskaźnika K_W (rys. 4.5.2) można zauważyć, iż zmienia się on niejednostajnie. Intensywny przyrost zużycia występuje na drodze wiercenia do 2000 mm. Jest to znane zjawisko, gdzie w pierwszej fazie pracy narzędzia następuje docieranie jego ostrza a tym samym intensywny ubytek materiału. W przedziale Lw = 2000 ÷ 6000 mm uwidacznia się delikatne zwolnienie zużycia, co odpowiada zużyciu określanemu jako naturalne. Oczywiście nachylenie krzywej oraz wielkość tego przedziału uzależniona jest w praktyce od wielu czynników. Ostatnia i zarazem trzecia faza zużycia zdaje się uwidaczniać od Lw = 6000 mm. Od tego miejsca zwykle następuje przyspieszenie zużycia, często w sposób wykładniczy, które może doprowadzić do uszkodzenia narzędzia. W przypadku wierteł lufowych następuje wówczas urwanie (ukręcenie) części łączącej ostrze z chwytem wiertła.



Rys. 4.5.4. Obraz narostu tworzącego się na krawędziach skrawających w widoku na powierzchni natarcia P_n: a) narost na zewnętrznej krawędzi skrawającej K_z., b) narost na wewnętrznej krawędzi skrawającej K_w.

Na powierzchni natarcia P_n zauważono tendencję do powstawania narostu, który okresowo jest zrywany. Na zewnętrznej krawędzi skrawającej K_z zauważono że narost wykazuje równomierną szerokość na całej długości krawędzi. W przypadku wewnętrznej krawędzi skrawającej K_w szerokość narostu stopniowo zmniejsza się w kierunku osi wiertła, co niewątpliwie jest związane z prędkością skrawania malejącą w kierunku osi wiertła.

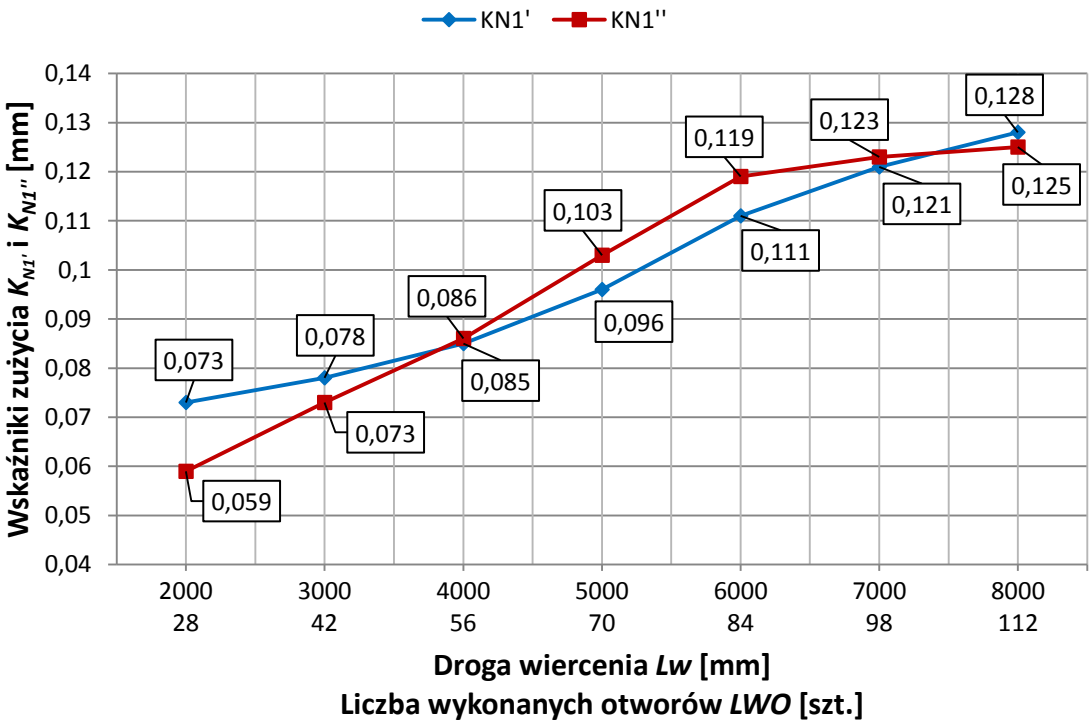
W kolejnym pomiarze, w płaszczyźnie podstawowej P_r, zostało określone stępienie naroża N_1 ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego i podane jako $K_{N1'}$ i $K_{N1''}$.



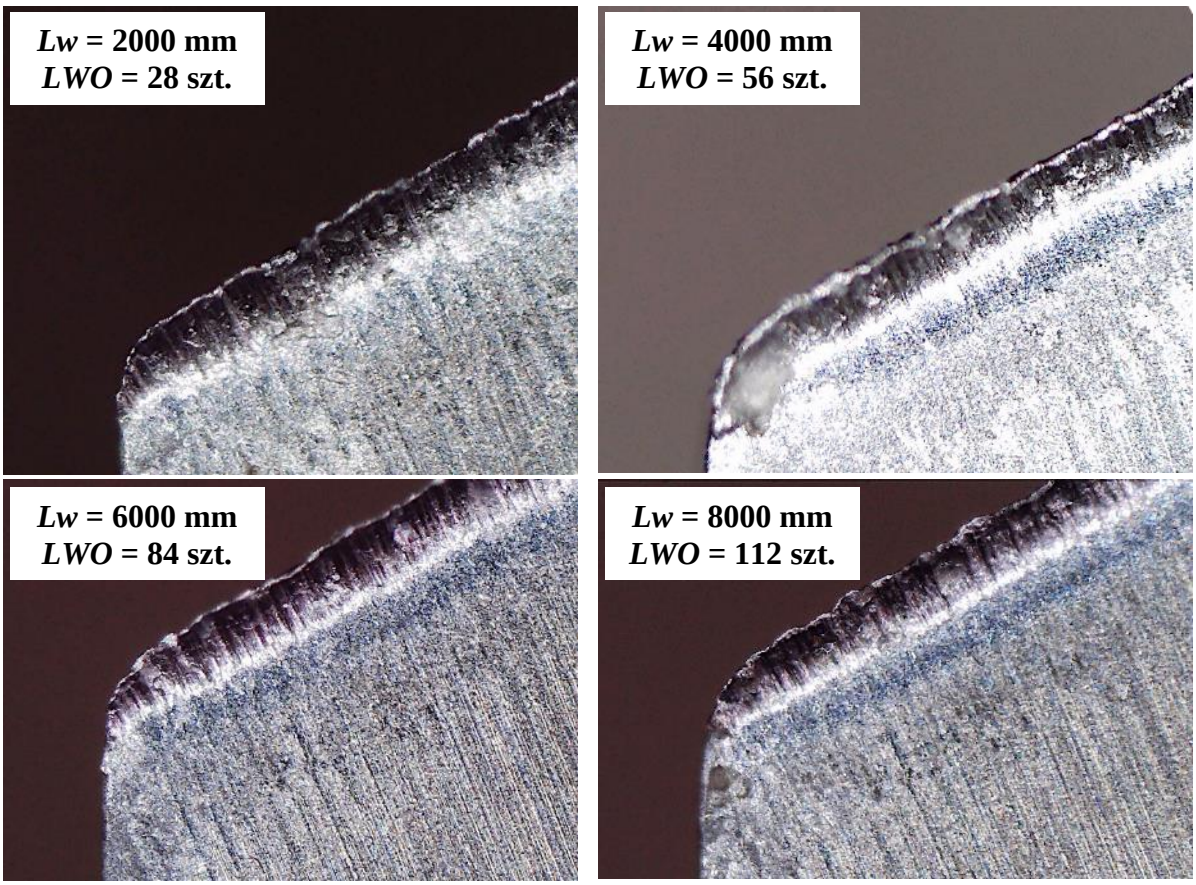
4.5.5. Wskaźniki $K_{N1'}$ i $K_{N1''}$ zużycia ostrza (naroża N_1) wiertła lufowego jednoostrzowego.

Tabela 4.5.2. Wyniki pomiarów zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego: wskaźniki zużycia $K_{N1'}$ oraz $K_{N1''}$.

Nr pomiaru	Liczba wywierconych otworów *LWO*	Droga wiercenia *Lw*	Wskaźnik zużycia $K_{N1'}$	Wskaźnik zużycia $K_{N1''}$
	[szt.]	[mm]	[mm]	[mm]
1.	28	2000	0,073	0,059
2.	42	3000	0,078	0,073
3.	56	4000	0,085	0,086
4.	70	5000	0,096	0,103
5.	84	6000	0,111	0,119
6.	98	7000	0,121	0,123
7.	112	8000	0,128	0,125



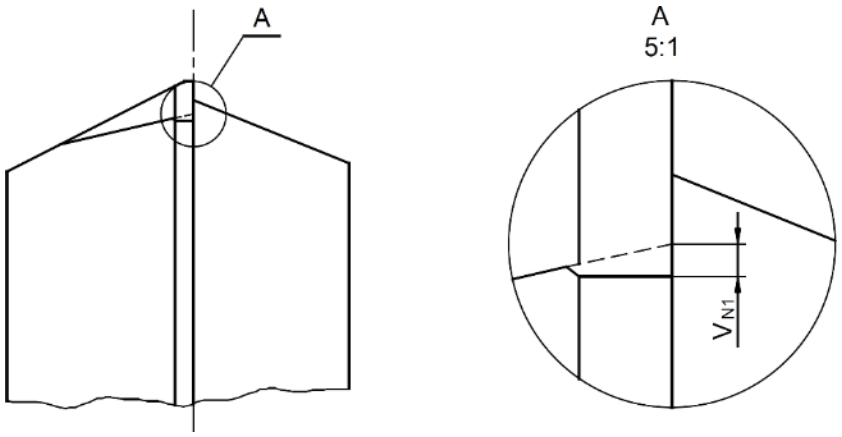
Rys. 4.5.6. Przebieg wskaźników $K_{N1'}$ i $K_{N1''}$ zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego.



Rys. 4.5.7. Fazy zużycia naroża N_1 ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego do określenia wskaźników $K_{N1'}$ i $K_{N1''}$ zużycia ostrza.

Dla naroża N_1 ostrza wiertła lufowego, pracującego w oleju Milpro HG12, po wykonanej drodze wiercenia Lw = 8000 mm, wskaźnik zużycia naroża osiągnął wartość $K_{N1'}$ = 0,128 mm zaś wskaźnik $K_{N1''}$ osiągnął wartość $K_{N1''}$ = 0,125 mm. Oba wskaźniki przyjmują zbliżone wartości podczas całego procesu wiercenia, przy czym największa ich różnica wyniosła 0,014 mm. Przebiegi wskaźników $K_{N1'}$ oraz $K_{N1''}$ mają podobne przebiegi w środkowej (Lw = 4000 ÷ 6000 mm) i końcowej fazie wiercenia (Lw = 6000 ÷ 8000 mm). W środkowej części rosną one nieco szybciej, zaś w końcowej nieco wolniej. W fazie początkowej (Lw = 2000 ÷ 4000 mm) przebiegi te zaś znacząco się różnią. W fazie tej $K_{N1'}$ zmienia się tylko o 0,012 mm, ale pierwszy jego pomiar wynosi 0,073 mm podczas gdy $K_{N1''}$ zmienia się o 0,027 mm zaś jego pierwszy pomiar wynosi 0,059 mm. Pomimo wyraźnych różnic początkowych wartości wskaźników $K_{N1'}$ i $K_{N1''}$ należy raczej zauważyć, że przebiegi te przecinają się dwukrotnie by w końcowej fazie wiercenia osiągnąć zbliżone wartości. Można zauważyć, że dominujące zużycie wierzchołka W niejako zmienia długość wewnętrznej krawędzi skrawającej K_w przy wierzchołku W oraz zewnętrznej K_z, przy czym krawędź zewnętrzna zmienia się także przy wierzchołku N_1. Może to oznaczać, że zużycie wierzchołka W wpływa dodatkowo na przebieg zużycia naroża N_1 bowiem dochodzi do swoistej zmiany proporcji sił skrawających ostrza wiertła zwłaszcza w odniesieniu do wewnętrznej i zewnętrznej krawędzi skrawającej

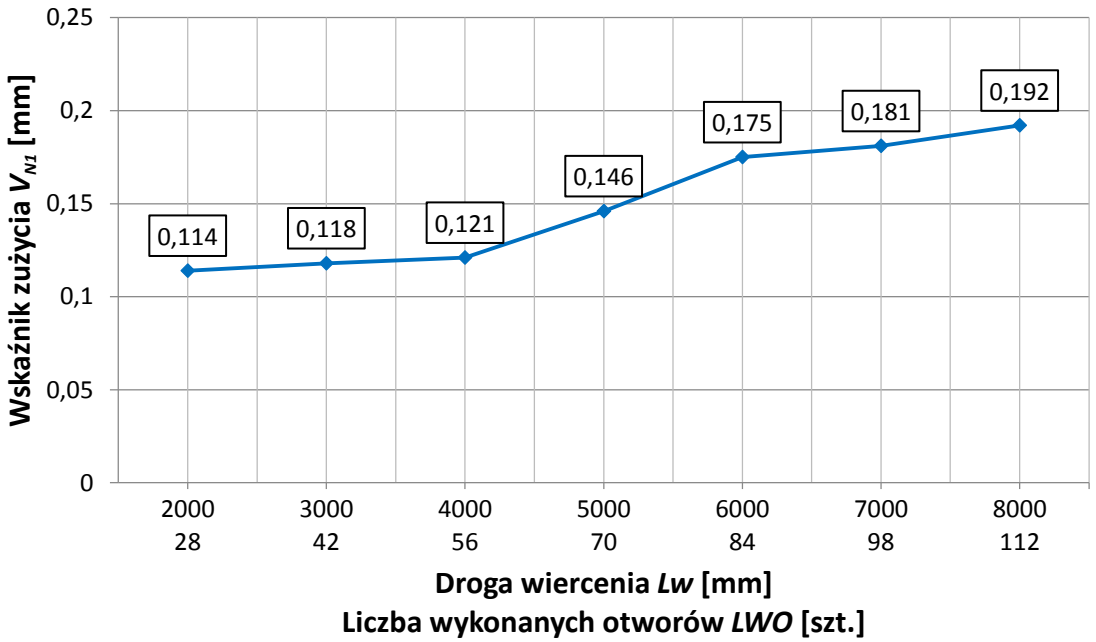
W następnym pomiarze, przeprowadzonym w płaszczyźnie bocznej P_f, zostało określone stępienie naroża N_1 ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego i podane jako V_{N1}. Okazało się, że po wykonanej drodze wiercenia Lw = 8000 mm wskaźnik V_{N1} osiągnął wartość 0,191 mm. Wskaźnik ten zmienia się podczas wiercenia w sposób podobny jak $K_{N1'}$: największe przyrosty obserwuje się w środku, a najmniejsze na początku i na końcu.



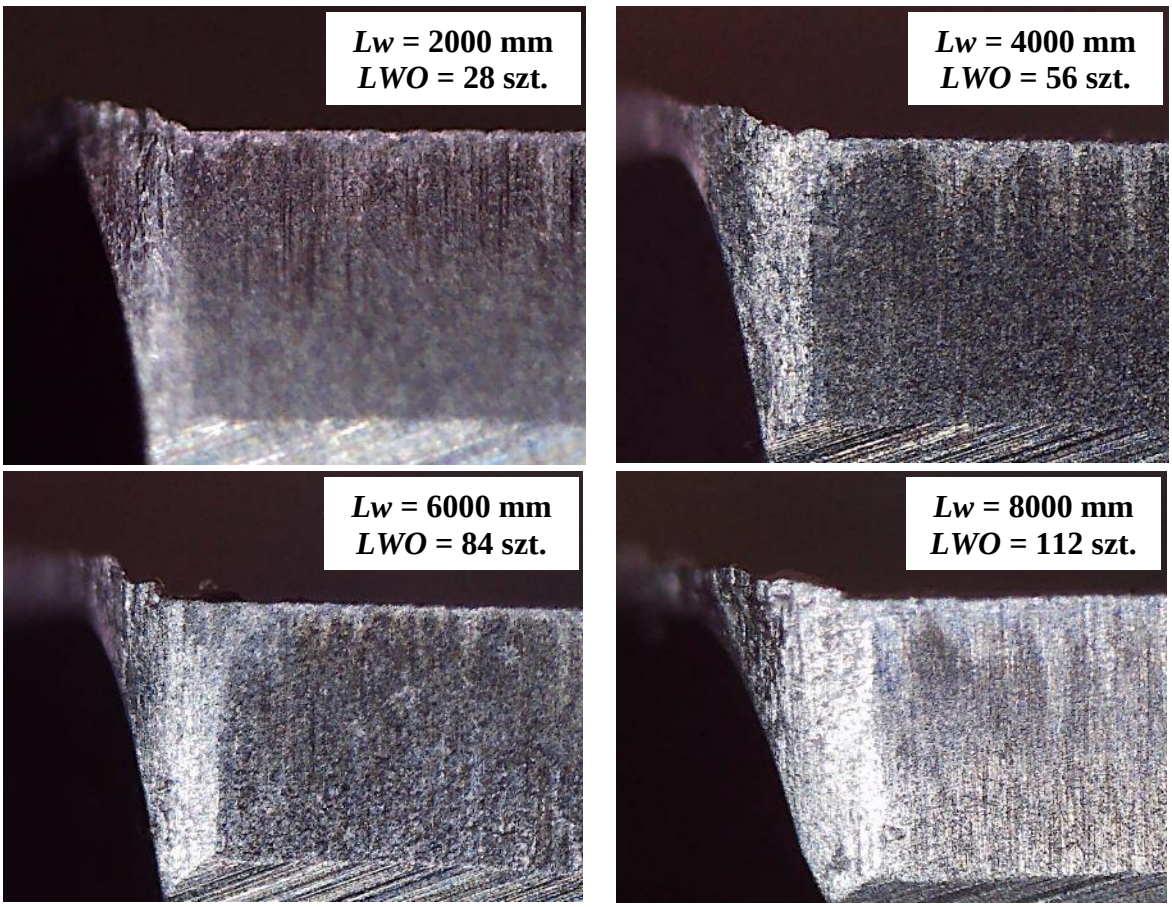
Rys. 4.5.8. Wskaźnik V_{N1} zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego.

Tabela 4.5.3. Wyniki pomiarów zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego – wskaźnik zużycia V_{N1}.

Nr pomiaru	Liczba wywierconych otworów *LWO*	Droga wiercenia *Lw*	Wskaźnik zużycia V_{N1}
	[szt.]	[mm]	[mm]
1.	28	2000	0,114
2.	42	3000	0,118
3.	56	4000	0,121
4.	70	5000	0,146
5.	84	6000	0,175
6.	98	7000	0,181
7.	112	8000	0,192

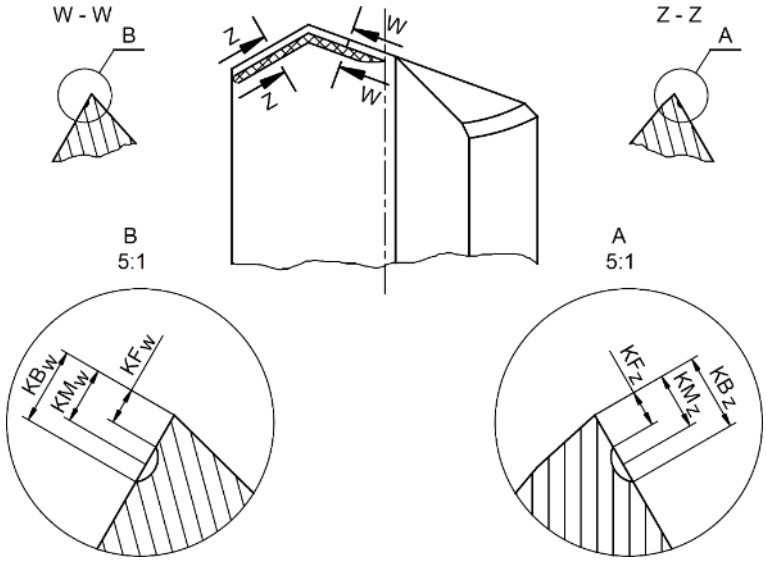


Rys. 4.5.9. Przebieg wskaźnika V_{N1} zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego.



Rys. 4.5.10. Fazy zużycia naroża N_1 ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego.

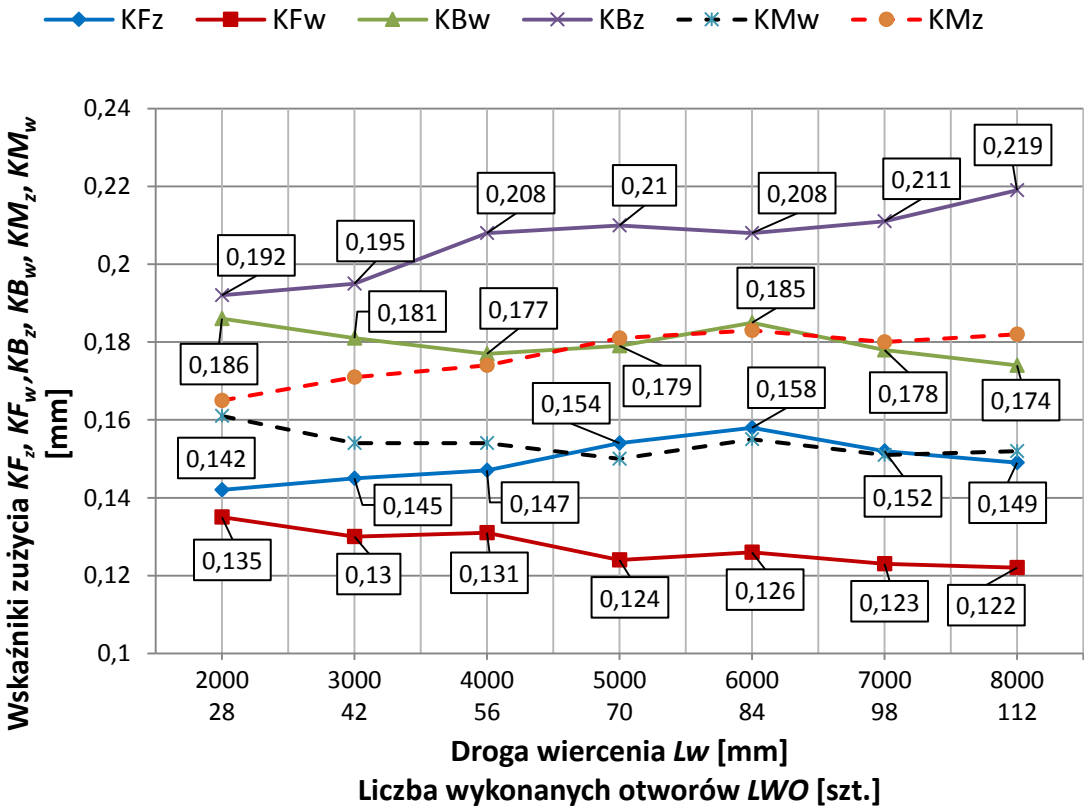
W kolejnym pomiarze, w płaszczyźnie podstawowej P_r, zostało określone położenie żłobka KF_z względem zewnętrznej krawędzi skrawającej K_z oraz położenie żłobka KF_w względem wewnętrznej krawędzi skrawającej K_w. Dla obydwu krawędzi skrawających podano ostateczne szerokości żłobków KB_z i KB_w. Pomiary zostały wykonane w połowie długości każdej krawędzi skrawającej.



Rys. 4.5.11. Wskaźniki KF_w, KM_w, KB_w, KF_z, KM_z, KB_z zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego.

Tabela 4.5.4. Wyniki pomiarów zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego: wskaźniki zużycia KF_w, KM_w, KB_w, KF_z, KM_z, KB_z.

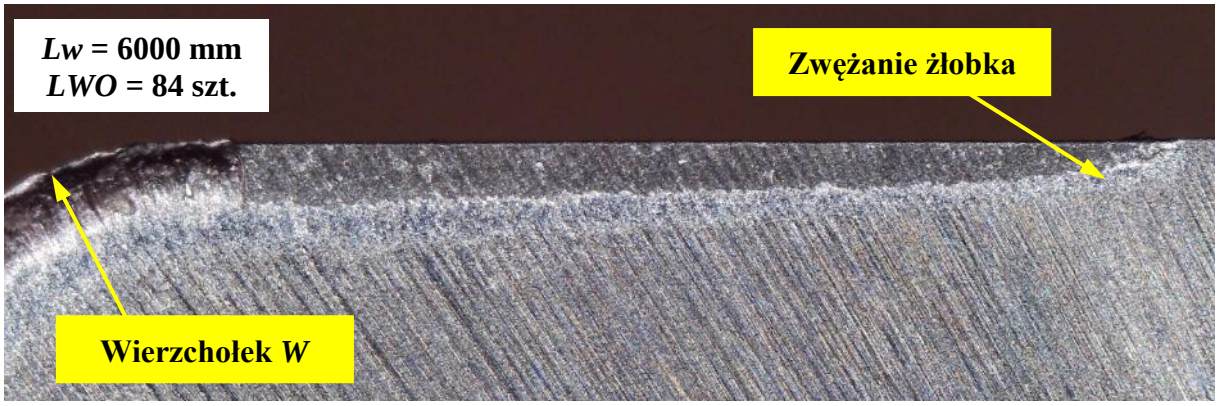
Nr pomiaru	Liczba wywierconych otworów *LWO*	Droga wiercenia *Lw*	Wskaźniki zużycia					
			KF_z	KM_z	KB_z	KF_w	KM_w	KB_w
	[szt.]	[mm]	[mm]					
1.	28	2000	0,142	0,165	0,192	0,135	0,161	0,186
2.	42	3000	0,145	0,171	0,195	0,13	0,154	0,181
3.	56	4000	0,147	0,174	0,208	0,131	0,154	0,177
4.	70	5000	0,154	0,181	0,21	0,124	0,15	0,179
5.	84	6000	0,158	0,183	0,208	0,126	0,155	0,185
6.	98	7000	0,152	0,18	0,211	0,123	0,151	0,178
7.	112	8000	0,149	0,182	0,219	0,122	0,152	0,174



Rys. 4.5.12. Przebieg wskaźników KF_z, KF_w , KB_z, KB_w, KM_z, KM_w zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego.

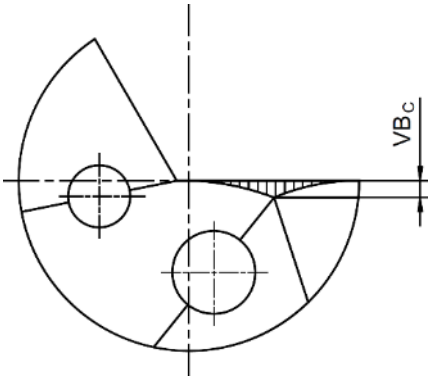
Po wykonanej drodze wiercenia Lw = 8000 mm, przy użyciu oleju Milpro HG12, położenie żłobka KF_z względem zewnętrznej krawędzi skrawającej K_z, osiągnęło wartość KF_z = 0,149 mm. Położenie żłobka KF_w względem wewnętrznej krawędzi skrawającej K_w, osiągnęło wartość KF_w = 0,122 mm. Analizując wskaźniki KM_w i KM_z można dostrzec, że oba żłobki konstytuują się w początkowej fazie wiercenia (Lw = 2000 mm) w podobnej odległości od swoich krawędzi skrawania po czym do Lw = 5000 mm następuje zmniejszanie się odległości żłobka od wewnętrznej krawędzi by po Lw = 5000 mm nastąpiła niejako stagnacja. Dla zewnętrznego żłobka od Lw = 5000 mm również zarysowuje się stagnacja w położeniu lecz do Lw = 5000 mm następuje wyraźne zwiększenie odległości. W tym przypadku można

dopatrywać się wpływu narostu powstającego głównie na zewnętrznej krawędzi skrawającej, który odpycha spływający wiór od krawędzi skrawającej. Na podstawie uzyskanych wyników można przyjąć, że szerokości żłobków w miejscach pomiaru (połowa długości krawędzi skrawającej) nie wykazują znaczących różnic, z tym że żłobek wewnętrzny wykazuje zwężanie się w kierunku osi obrotu wiertła i zbliżania się do wewnętrznej krawędzi skrawającej K_w, co przedstawiono na rys. 4.5.13. Zwężanie się żłobka można wytłumaczyć prędkością skrawania która zmniejsza się w kierunku osi obrotu wiertła.



Rys. 4.5.13. Przykład żłobka formowanego na wewnętrznej krawędzi skrawającej K_w wiertła lufowego jednoostrzowego.

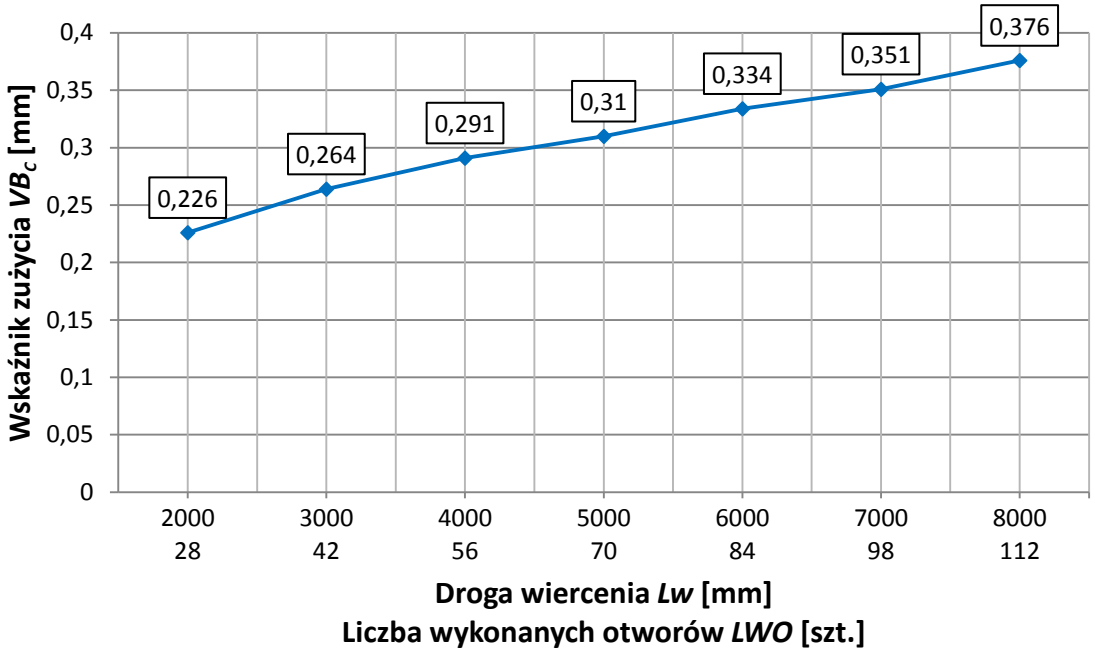
W następnym pomiarze, w płaszczyźnie tylnej P_p, zostało określone stępienie wierzchołka W (szerokość starcia) ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego i podane jako VB_C.



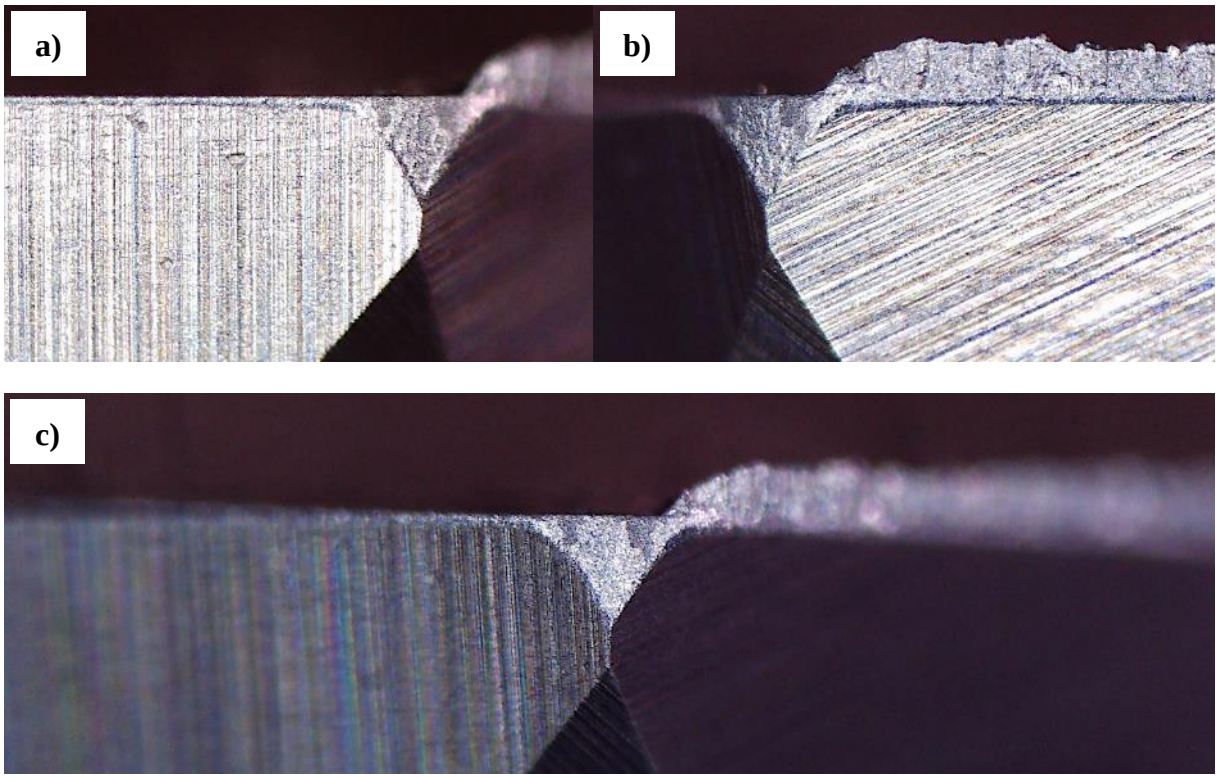
Rys. 4.5.14. Wskaźnik VB_C zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego.

Tabela 4.5.5. Wyniki pomiarów zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego – wskaźnik zużycia VB_C.

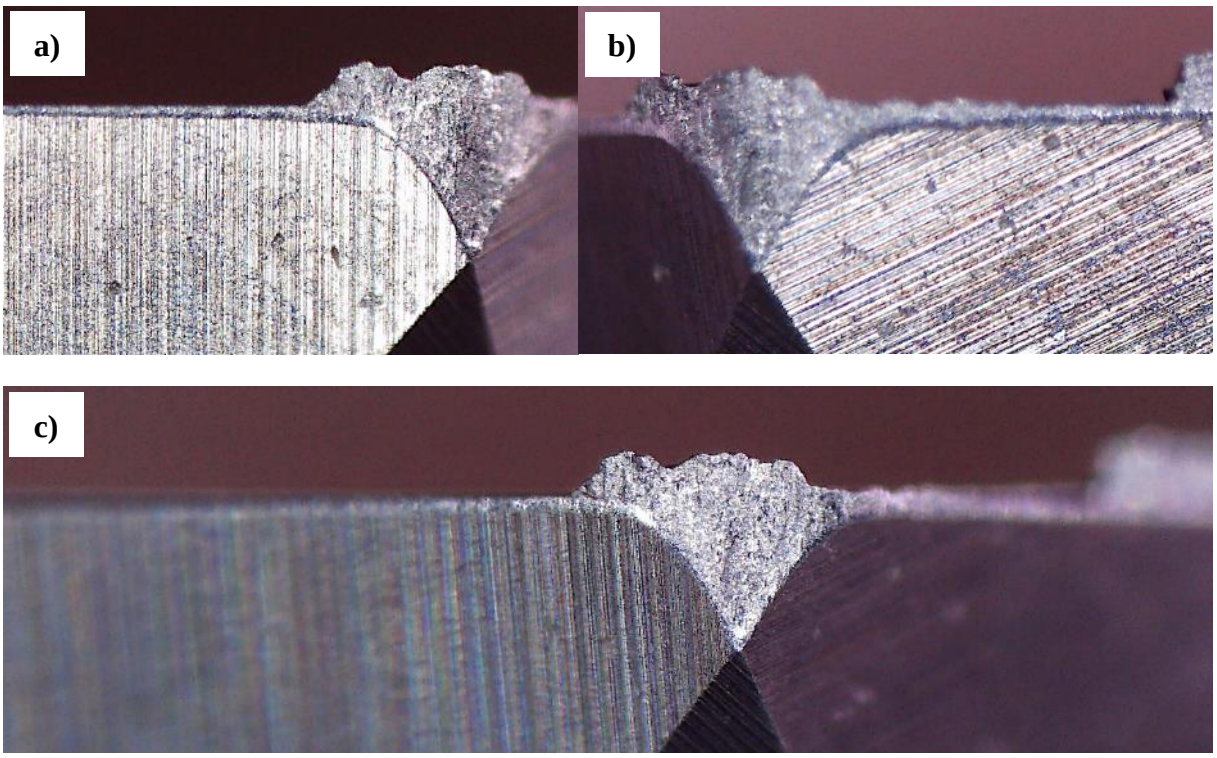
Nr pomiaru	Liczba wywierconych otworów *LWO*	Droga wiercenia *Lw*	Wskaźnik zużycia VB_C
	[szt.]	[mm]	[mm]
1.	28	2000	0,226
2.	42	3000	0,264
3.	56	4000	0,291
4.	70	5000	0,31
5.	84	6000	0,334
6.	98	7000	0,351
7.	112	8000	0,376



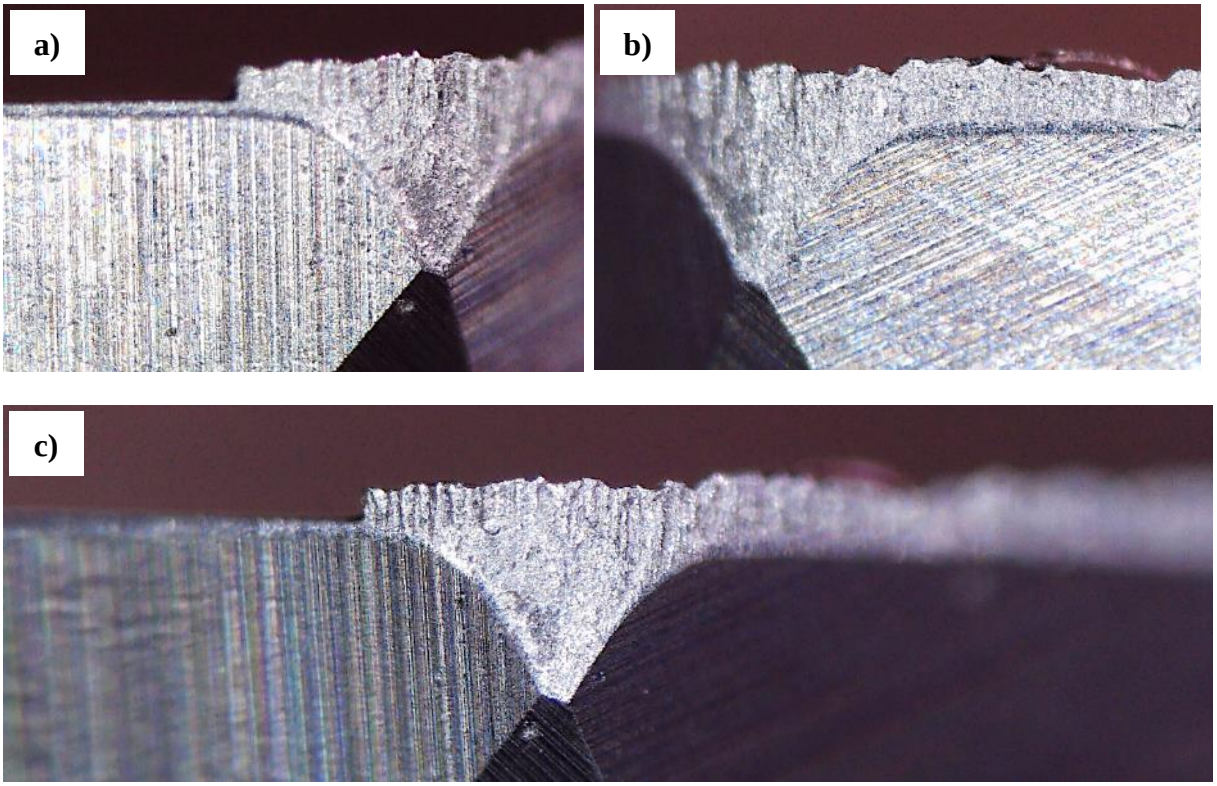
Rys. 4.5.15. Przebieg wskaźnika VB_C zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego.



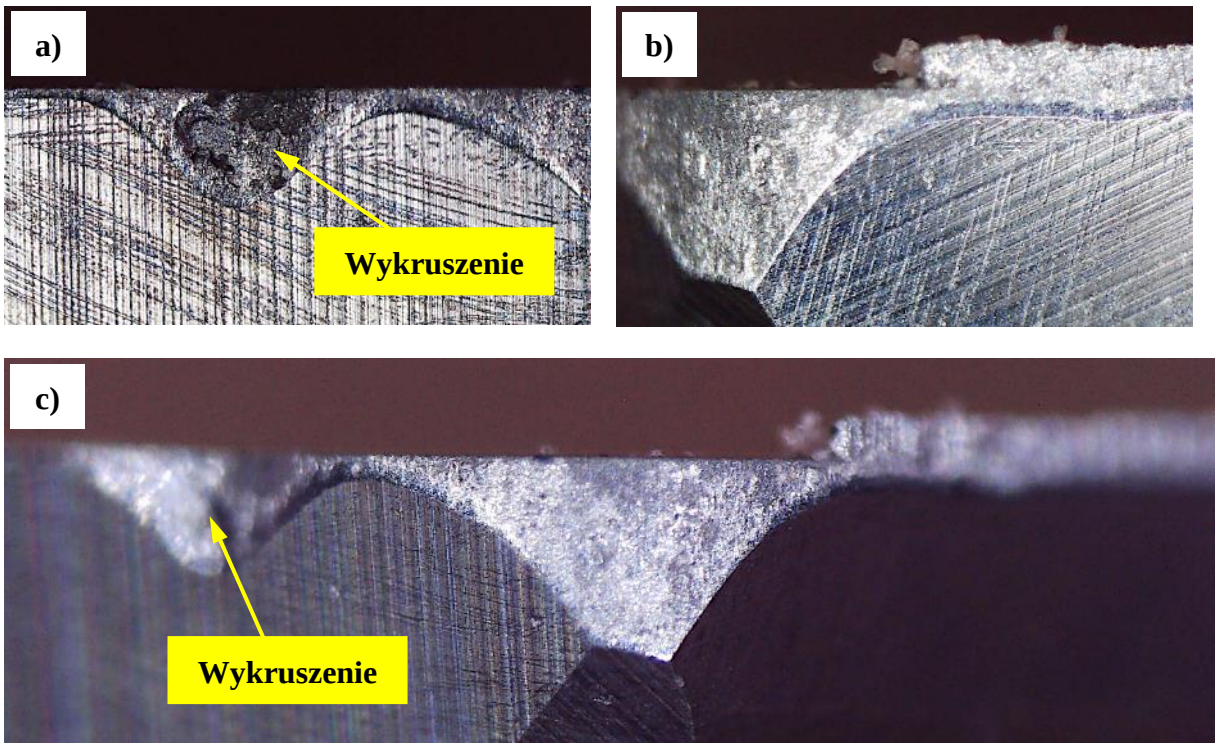
Rys. 4.5.16. Zużycie wierzchołka *W* ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego dla *LWO* = 28 szt. (*Lw* = 2000 mm): a) widok wierzchołka od wewnętrznej krawędzi skrawającej K_w, b) widok wierzchołka od zewnętrznej krawędzi skrawającej K_z., c) widok wierzchołka w osi wiertła.



Rys. 4.5.17. Zużycie wierzchołka *W* ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego dla *LWO* = 56 szt. (*Lw* = 4000 mm): a) widok wierzchołka od wewnętrznej krawędzi skrawającej K_w, b) widok wierzchołka od zewnętrznej krawędzi skrawającej K_z., c) widok wierzchołka w osi wiertła.



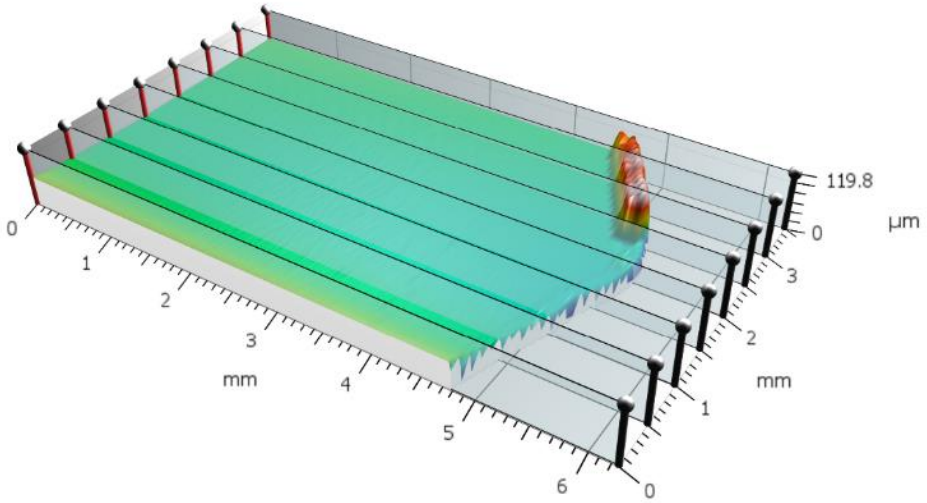
Rys. 4.5.18. Zużycie wierzchołka *W* ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego dla *LWO* = 84 szt. (*Lw* = 6000 mm): a) widok wierzchołka od wewnętrznej krawędzi skrawającej K_w, b) widok wierzchołka od zewnętrznej krawędzi skrawającej K_z., c) widok wierzchołka w osi wiertła.



Rys. 4.5.19. Zużycie wierzchołka *W* ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego dla *LWO* = 112 szt. (*Lw* = 8000 mm): a) widok wierzchołka od wewnętrznej krawędzi skrawającej K_w, b) widok wierzchołka od zewnętrznej krawędzi skrawającej K_z., c) widok wierzchołka w osi wiertła.

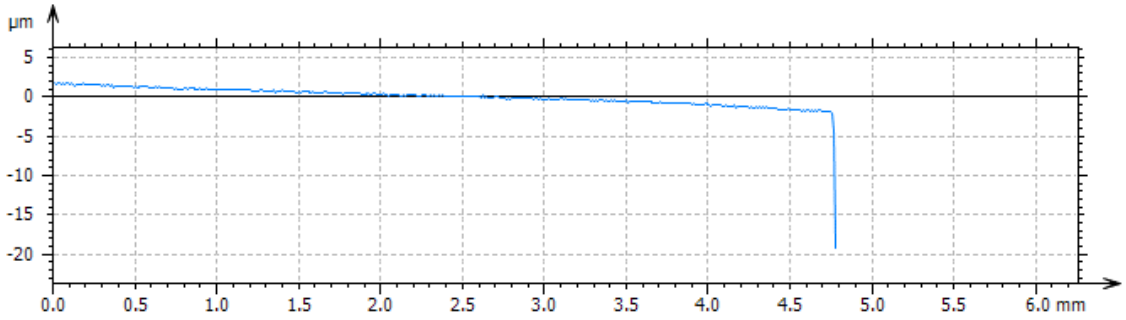
W płaszczyźnie tylnej P_p, wierzchołek *W* ostrza wiertła lufowego uległ również stępieniu. Dla wiertła lufowego, pracującego w oleju Milpro HG12, po wykonanej drodze wiercenia *Lw* = 8000 mm, stępienie wierzchołka *W* wyniosło VB_C = 0,376 mm. Należy zauważyć, iż wartość *VBc* zmienia się jednostajnie, inaczej niż wskaźniki $K_{N1'}$ i $K_{N1''}$ naroża *N1* oraz K_W wierzchołka *W*.

Po zakończonych badaniach eksploatacyjnych zostały wykonane pomiary geometryczne powierzchni natarcia P_n, ostrza wiertła lufowego. Pomiary przeprowadzono na szerokości powierzchni ostrza 3,5 mm w odstępach co 0,5 mm rozpoczynając od osi ostrza, co przedstawia rys. 4.5.20.

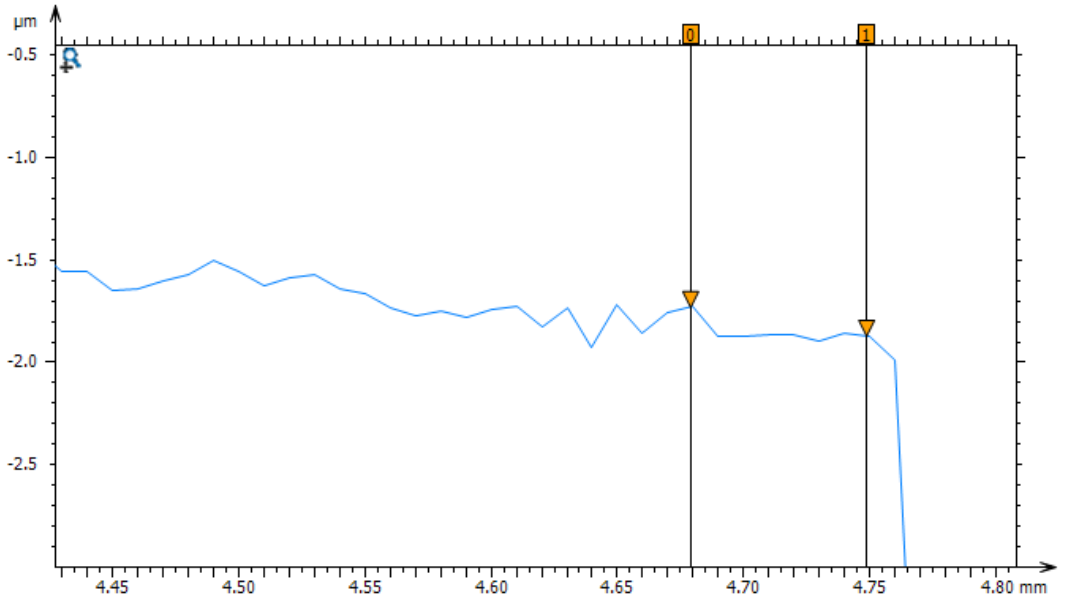


Rys. 4.5.20. Tory pomiarów geometrycznych powierzchni natarcia P_n ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego.

a)



b)

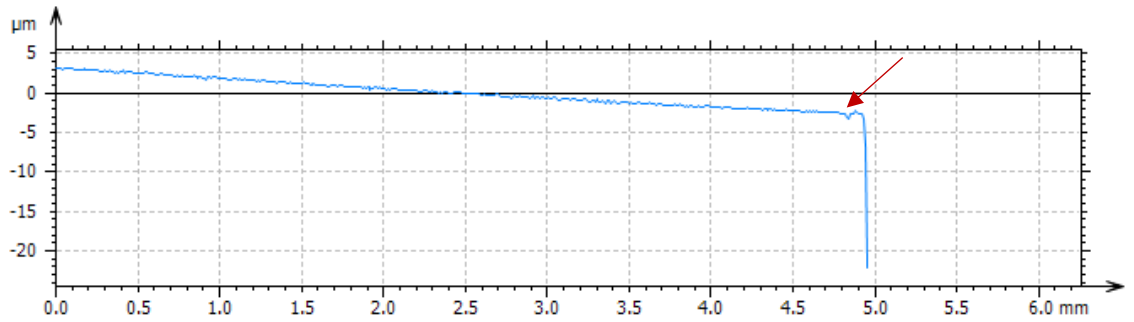


Parametry	0-1	Jednostka
Odległość pozioma	0.0697	mm
Różnica wysokości	-0.1404	µm

Rys. 4.5.21. Profil zarejestrowany na torze pomiarowym w odległości od osi wiertła 0 mm: a) profil na pełnym torze pomiarowym, b) profil szczątkowy.

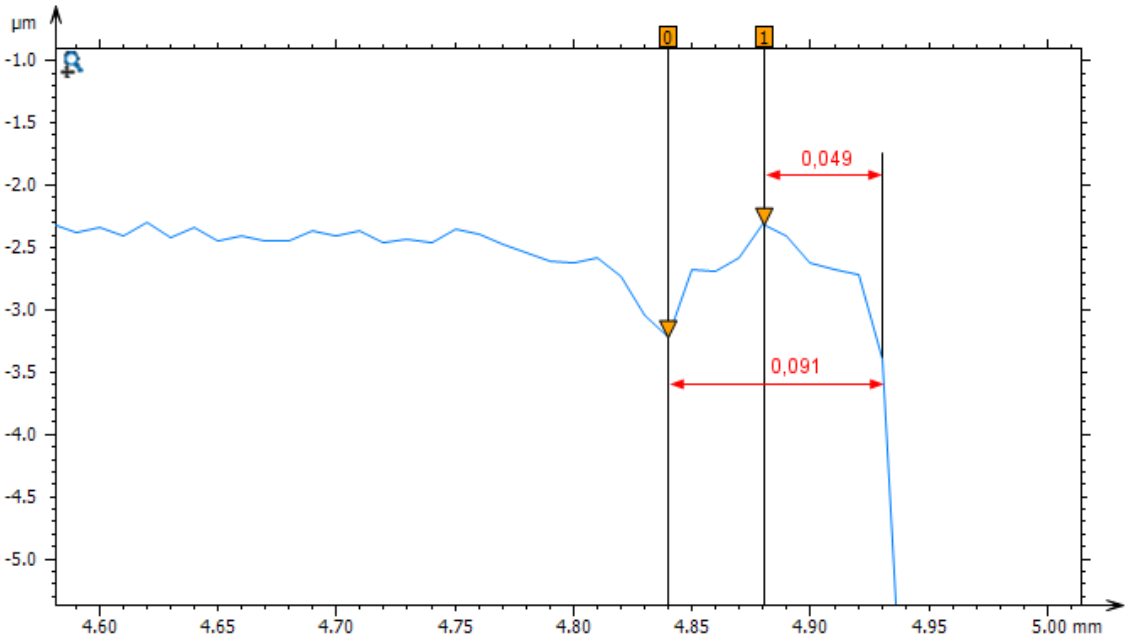
Przedstawiony na rys. 4.5.21 profil jest płaski i nie ujawnia żadnych charakterystycznych szczegółów, które można byłoby uznać za istotne w analizie zużycia ostrza.

a)



Parametry	Wartość	Jednostka
Długość	6.260	mm

b)

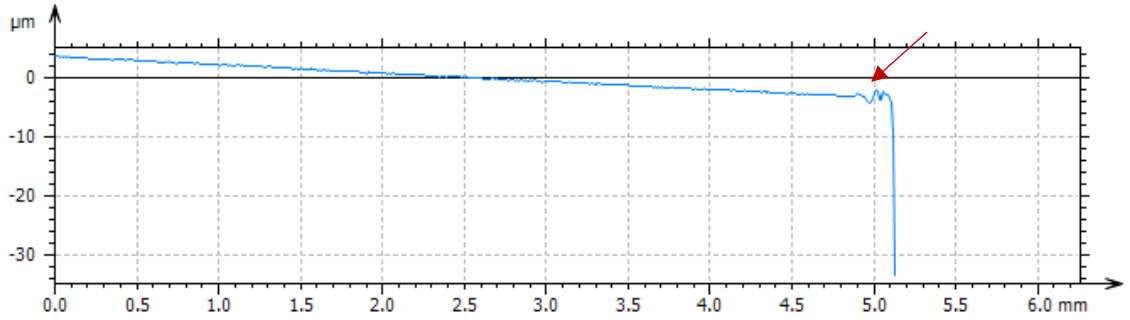


Parametry	0-1	Jednostka
Odległość pozioma	0.04054	mm
Różnica wysokości	0.9028	µm

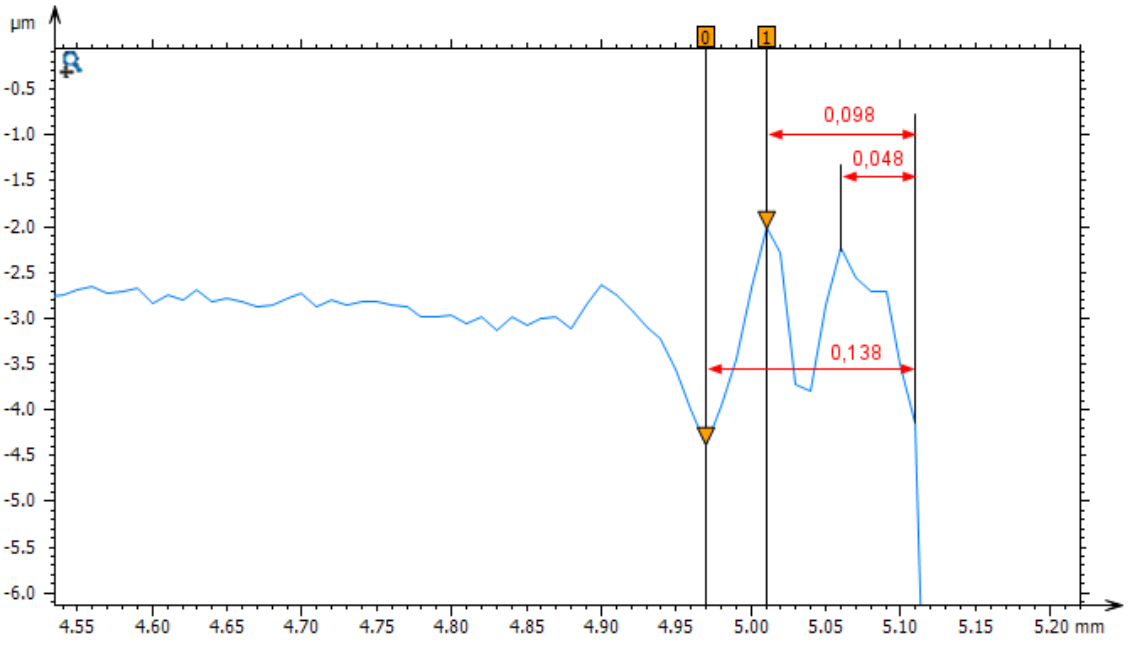
Rys. 4.5.22. Profil zarejestrowany na torze pomiarowym w odległości od osi wiertła 0,5 mm: a) profil na pełnym torze pomiarowym, b) profil szczątkowy.

Na przedstawionym profilu (rys. 4.5.22), w odległości 0,091 mm od wewnętrznej krawędzi ostrza zaznaczyła się wyraźna zmiana profilu. Na odległości 0,049 mm profil wznosi się, a następnie opada poniżej poziomu typowego zarysu. Różnica wysokości punktów 0 i 1 wynosi zaledwie 0,9 µm.

a)



b)

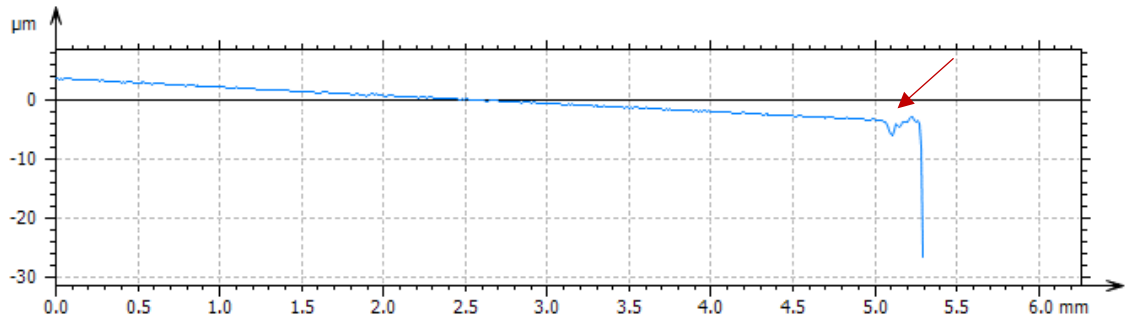


Parametry	0-1	Jednostka
Odległość pozioma	0.04057	mm
Różnica wysokości	2.361	µm

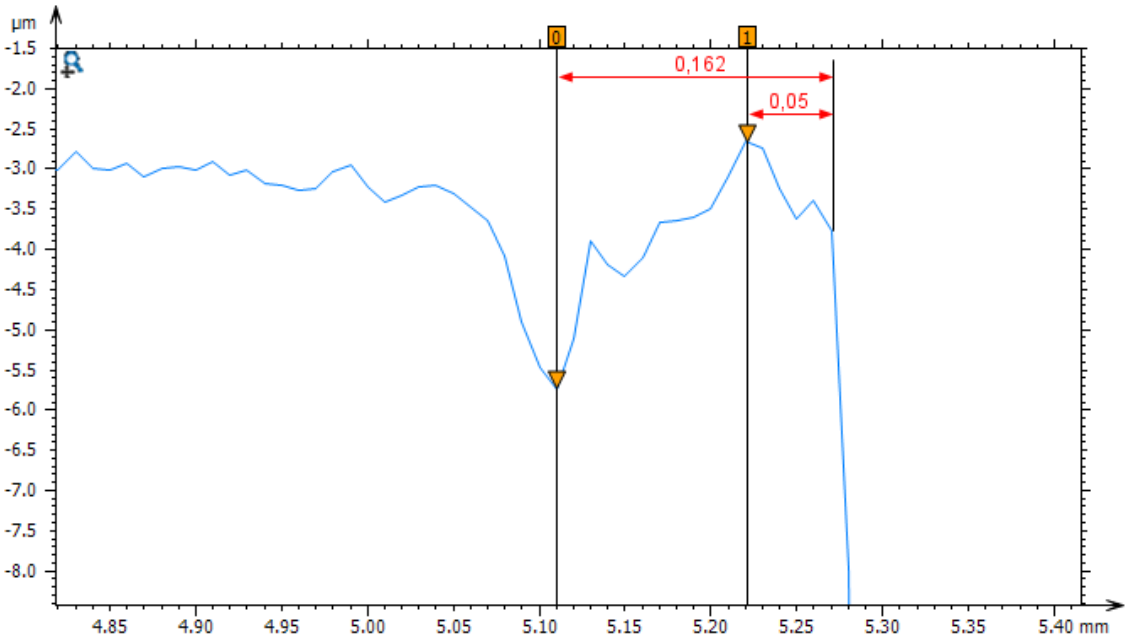
Rys. 4.5.23. Profil zarejestrowany na torze pomiarowym w odległości od osi wiertła 1,0 mm: a) profil na pełnym torze pomiarowym, b) profil szczątkowy.

Na profilu przedstawionym na rys. 4.5.23, w odległości 0,138 mm od wewnętrznej krawędzi ostrza, odnotowana została kolejna zmiana profilu: profil dwukrotnie wznosi się, a następnie opada poniżej poziomu typowego zarysu. Pierwsze wzniesienie wystąpiło w odległości 0,048 mm od krawędzi ostrza, zaś drugie w odległości 0,098 mm. Różnica wysokości punktów 0 i 1 wynosi 2,36 µm.

a)



b)

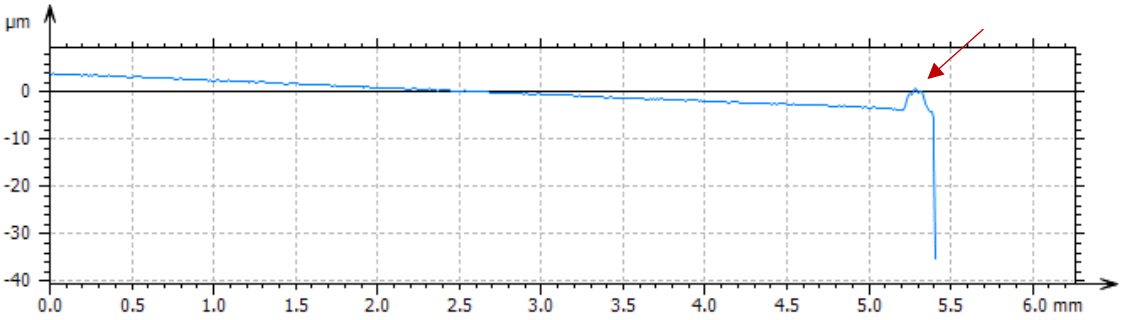


Parametry	0-1	Jednostka
Odległość pozioma	0.1110	mm
Różnica wysokości	3.062	µm

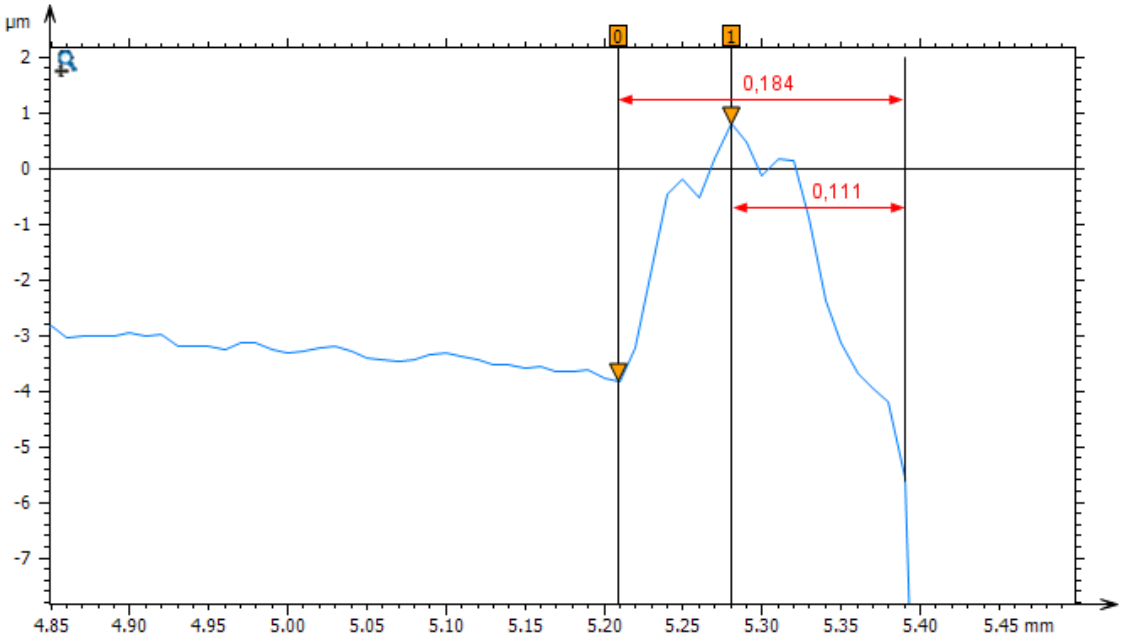
Rys. 4.5.24. Profil zarejestrowany na torze pomiarowym w odległości od osi wiertła 1,5 mm: a) profil na pełnym torze pomiarowym, b) profil szczątkowy.

Profil pokazany na rys. 4.5.24 ujawnia wyraźną zmianę kształtu. W odległości 0,162 mm od wewnętrznej krawędzi ostrza profil wznosi się, a następnie opada. Różnica wysokości punktów 0 i 1 wynosi 3,06 µm.

a)



b)

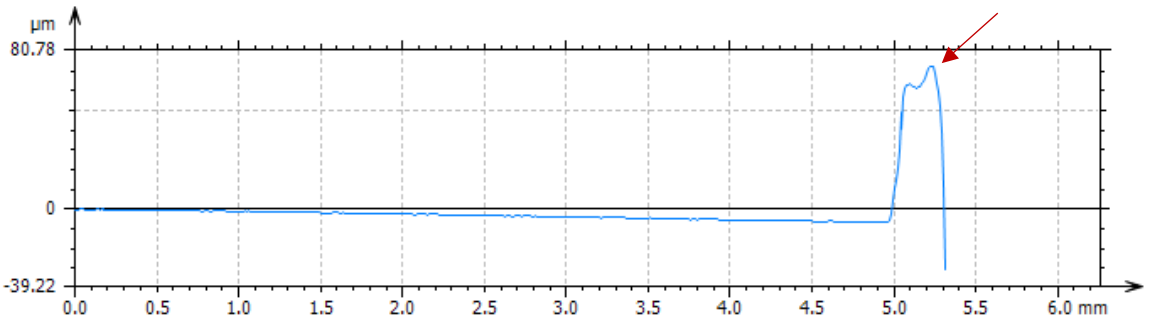


Parametry	0-1	Jednostka
Odległość pozioma	0.07148	mm
Różnica wysokości	4.605	µm

Rys. 4.5.25. Profil zarejestrowany na torze pomiarowym w odległości od osi wiertła 2,0 mm: a) profil na pełnym torze pomiarowym, b) profil szczątkowy.

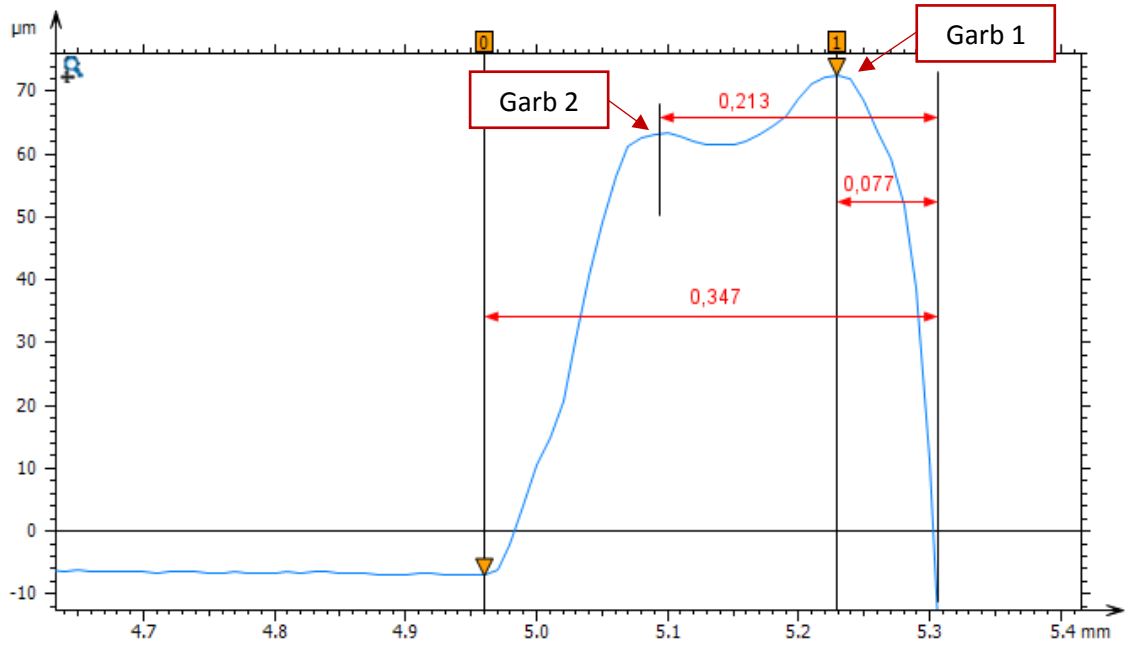
Tendencja zaobserwowana na rys. 4.5.24 pogłębiła się jeszcze bardziej na rys. 4.5.25. W odległości 0,184 mm od wewnętrznej krawędzi ostrza profil wznosi się, a następnie opada, z tą różnicą, że w profilu nie występuje już wyraźne zagłębienie. Różnica wysokości punktów 0 i 1 wynosi 4,6 µm.

a)



Parametry	Wartość	Jednostka
Długość	6.260	mm

b)

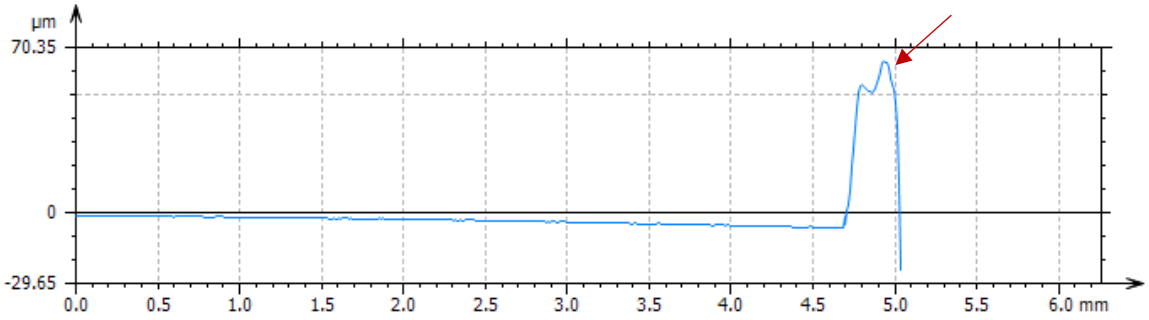


Parametry	0-1	Jednostka
Odległość pozioma	0.2690	mm
Różnica wysokości	79.62	µm

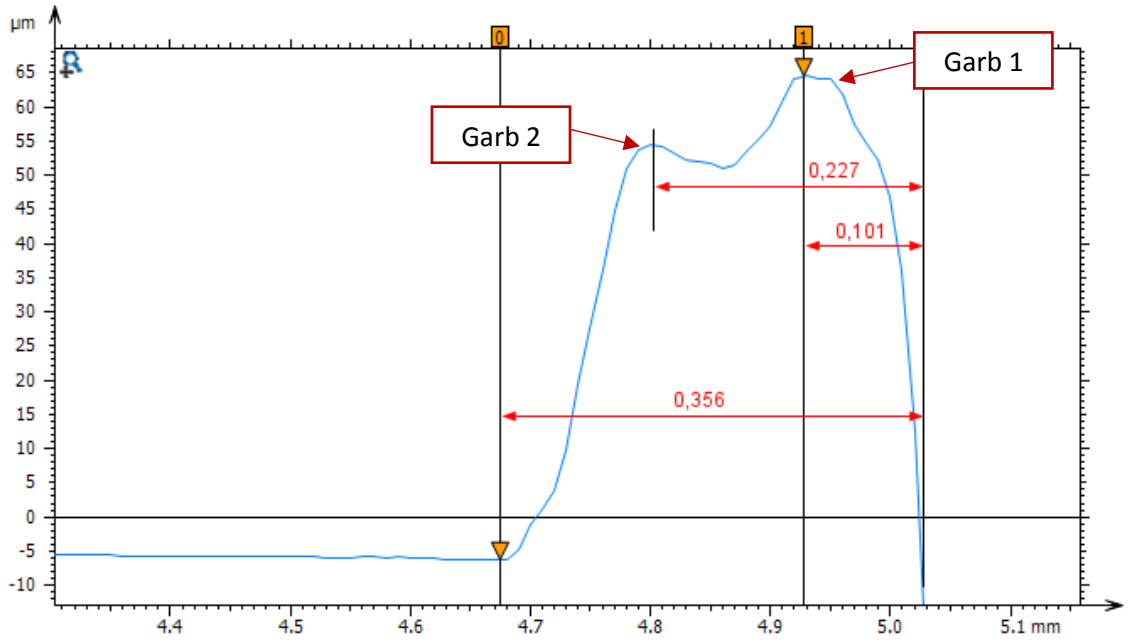
Rys. 4.5.26. Profil zarejestrowany na torze pomiarowym w odległości od osi wiertła 2,5 mm: a) profil na pełnym torze pomiarowym, b) profil szczątkowy.

Na rys. 4.5.26 pokazano profil, który nie tylko różni się od poprzednich zakresem zmian wysokości, ale także zmienia swój charakter. W odległości 0,347 mm ale już od zewnętrznej krawędzi ostrza profil wznosi się a następnie opada. Na długości 0,213 mm występują dwa charakterystyczne garby, z których pierwszy (wyższy) znajduje się w odległości 0,077 mm, a drugi – 0,213 mm od krawędzi ostrza. Różnica wysokości między punktami 0 i 1 wynosi w tym przypadku 79,6 µm.

a)



b)

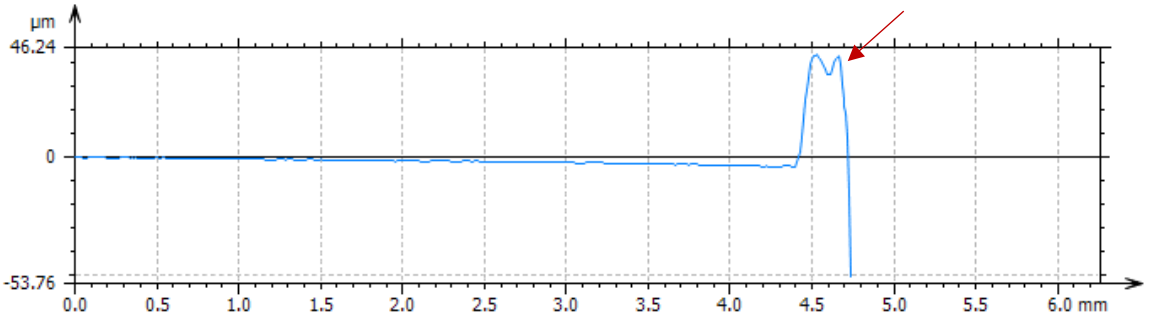


Parametry	0-1	Jednostka
Odległość pozioma	0.2530	mm
Różnica wysokości	70.76	µm

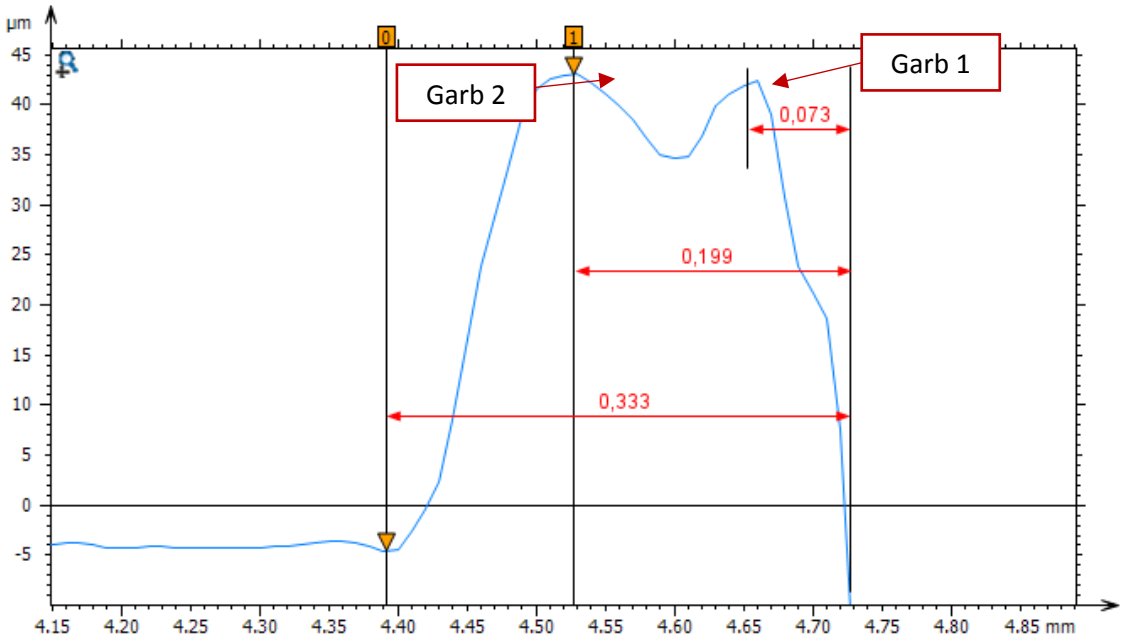
Rys. 4.5.27. Profil zarejestrowany na torze pomiarowym w odległości od osi wiertła 3,0 mm: a) Profil na pełnym torze pomiarowym, b) Profil szczątkowy.

Na rys. 4.5.27 profil przypomina ten z rys. 4.5.26. Profil ten w odległości 0,356 mm wznosi się, a następnie opada, a poza tym na długości 0,227 mm występują dwa charakterystyczne garby, z których pierwszy (wyższy) znajduje się w odległości 0,101 mm a drugi – 0,227 mm od krawędzi ostrza. Różnica wysokości między punktami 0 i 1 wynosi 70,76 µm.

a)



b)

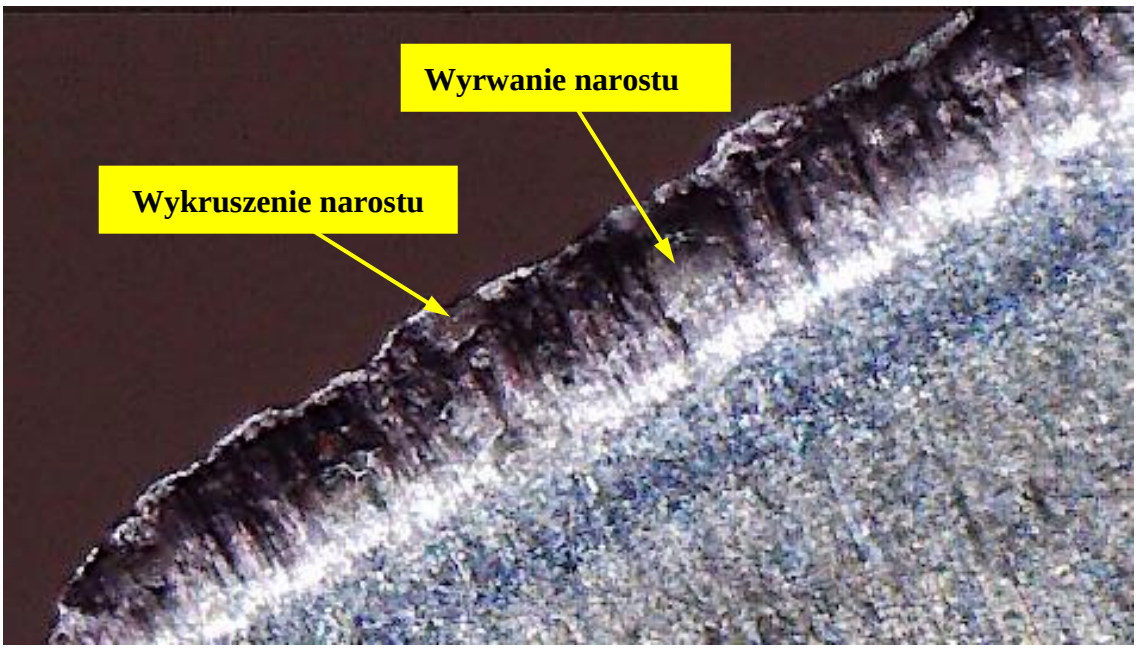


Parametry	0-1	Jednostka
Odległość pozioma	0.1353	mm
Różnica wysokości	47.55	µm

Rys. 4.5.28. Profil zarejestrowany na torze pomiarowym w odległości od osi wiertła 3,5 mm: a) Profil na pełnym torze pomiarowym, b) Profil szczątkowy.

Na rys. 4.5.28 pokazano kolejny profil, który ma kształt podobny do poprzednich: w odległości 0,333 mm wznosi się, a następnie opada. Podobnie jak na rys. 4.5.26 i 4.5.25, na długości 0,199 mm ponownie występują dwa charakterystyczne garby, z których pierwszy znajduje się w odległości 0,073 mm, a drugi – 0,199 mm od krawędzi ostrza. Różnica wysokości między punktami 0 i 1 wynosi 47,55 µm.

Analizując profile z rys. 4.5.26 ÷ 4.5.28, w odniesieniu do kształtu narostu, można zauważyć, że opadający profil od garbu 1 ma łukowy kształt odpowiadający zarysowi powierzchni otworu formowanego przez zewnętrzną krawędź skrawającą K_z. W przypadku opadającego profilu od garbu 2 można dostrzec, że odpowiada on łukowej drodze spływającego wióra. Można zatem domniemywać, iż konstytuowanie się narostu spowodowane jest zjawiskami powodowanymi łącznie przez powierzchnię wierconego otworu oraz dolną część oddzielanego wióra.



Rys. 4.5.29. Przykład narostu formowanego na zewnętrznej krawędzi skrawającej K_z wiertła lufowego jednoostrzowego.

Na rys. 4.5.29 można dostrzec charakterystyczne linie występujące na narośnie (prostopadłe do krawędzi skrawającej). Świadczy to o znacznym oddziaływaniu dna spływającego wióra na narost, który powoduje również jego destrukcję w postaci miejscowych wyrwań i wykruszeń.

4.6. Analiza kształtu tworzonego wióra

Wyniki pomiarów grubości wióra h_w otrzymanego podczas wiercenia wiertłami lufowymi zostały przedstawione w tab. 4.6.1. Obliczone wartości dla współczynnika spęczania wióra, kąta ścinania i współczynnika tarcia zostały przedstawione w tab. 4.6.2. Postaci wiórów uzyskanych podczas badań eksploatacyjnych zamieszczono na rys. 4.6.2 i 4.6.3.

Tabela 4.6.1. Wyniki pomiarów grubości wióra h_w powstającego podczas wiercenia otworów wiertłami lufowymi jednoostrzowymi w stali C45 z użyciem oleju Milpro HG12.

Nr pomiaru	Grubość wióra z pomiaru h_w [mm]	Średnia grubość wióra h_w [mm]	Odchylenie standardowe [mm]
1	0,05	0,045	0,007
2	0,04		
3	0,06		
4	0,04		
5	0,04		
6	0,04		
7	0,05		
8	0,05		
9	0,04		
10	0,04		

Średnia grubość wióra h_w uzyskana podczas wiercenia głębokich otworów wiertłami lufowymi jednoostrzowymi w stali C45 wyniosła h_w = 0,045 mm przy wierceniu z zastosowaniem oleju Milpro HG12.

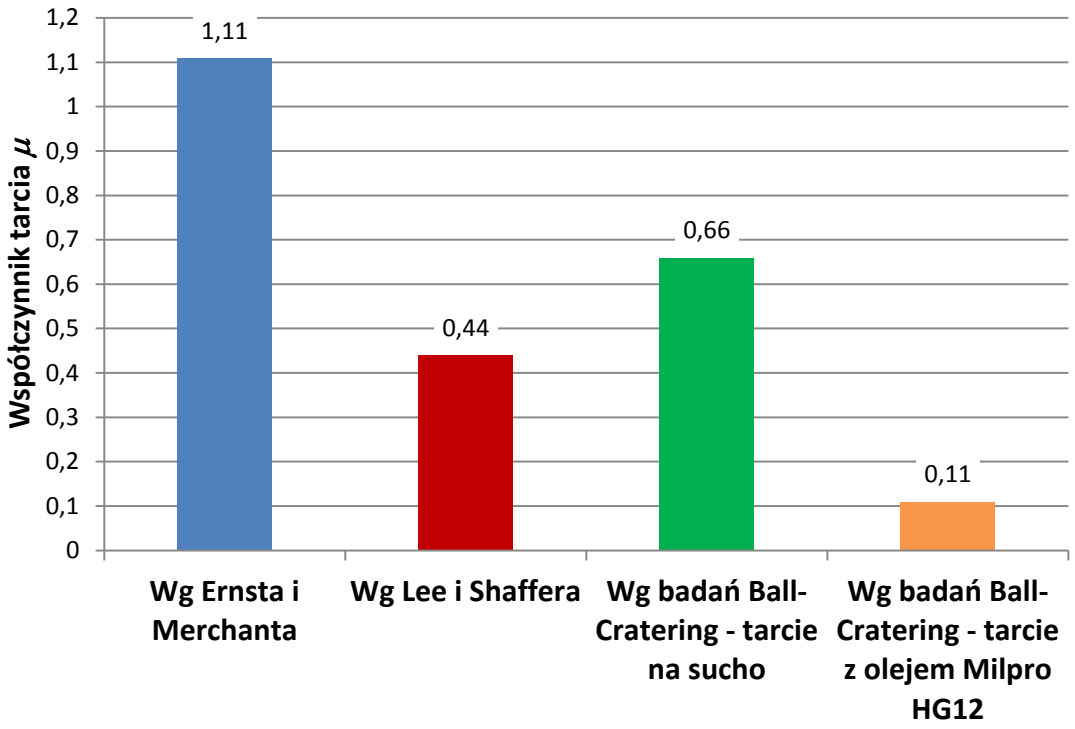
Tabela 4.6.2. Zestawienie obliczonych wyników współczynnika spęczania wióra, kąta ścinania i współczynnika tarcia na powierzchni natarcia ostrza wiertła dla wiercenia otworów wiertłami lufowymi jednoostrzowymi w stali C45.

Rodzaj czynnika chłodząco-smarującego	**Współczynnik spęczania wióra λ_h**	**Kąt ścinania Φ [°]**	**Współczynnik tarcia μ**	
			Wg Ernsta i Merchanta	Wg Lee i Shaffera
Olej Milpro HG12	2,6	21,05	1,11	0,44

Dla uzyskanych średnich grubości wióra h_w i zastosowanego posuwu wiertła wynoszącego f_z = 0,02 mm obliczony został współczynnik spęczania wióra, który wyniósł λ_h = 2,6. Przy zastosowaniu oleju Milpro HG12 uzyskano kąt ścinania, który wyniósł Φ = 21,05°.

W obróbce skrawaniem korzystne są duże kąty ścinania, które można zwiększyć przez zwiększenie prędkości skrawania V_c, posuwu f_z i kąta natarcia γ_o (zwłaszcza na dodatni), skrócenia długości kontaktu wióra o powierzchnię natarcia [5, 43]. W przypadku wiercenia głębokich otworów wiertłami lufowymi jednoostrzowymi wskazane metody zwiększenia kąta ścinania są mocno ograniczone. Zwiększenie prędkości skrawania V_c wpłynie niekorzystnie na zużycie ostrza narzędzia. Zwiększenie posuwu f_z narzędzia ograniczone jest wytrzymałością wiertła na skręcanie. Kąt natarcia γ_o oraz skrócenie długości kontaktu wióra o powierzchnię natarcia (poprzez łamacz wióra), nie są stosowane dla ostrzy monolitycznych przeznaczonych do wiercenia otworów o małych średnicach (8 ÷ 10 mm), zwłaszcza ze względu na sposób ostrzenia tych narzędzi. Takie rozwiązanie może mieć miejsce jedynie w przypadku zastosowania narzędzi z wymiennymi płytkami skrawającymi.

Na rys. 4.6.1 porównano wyniki obliczeń współczynnika tarcia μ z wynikami badań doświadczalnych odporności podłoży na zużycie ścierne (Ball-Cratering).



Rys. 4.6.1. Porównanie uzyskanych współczynników tarcia μ.

Uzyskane postaci wióra (rys. 4.6.2 i 4.6.3) trudno jest porównać z klasyfikacją podawaną w normie PN-ISO 3685:1996 [92] ze względu na fakt, że wiertło lufowe jednoostrzowe posiada dwie krawędzie skrawające położone asymetrycznie w stosunku do osi obrotowej wiertła.



Rys. 4.6.2. Postaci wiórów uzyskanych przy wierceniu stali C45 wiertłem lufowym jednoostrzowym przy zastosowaniu oleju Milpro HG12



Rys. 4.6.3. Kształty wiórów uzyskanych przy wierceniu stali C45 wiertłem lufowym jednoostrzowym przy zastosowaniu oleju Milpro HG12,

Uzyskane postaci wióra są charakterystyczne dla technologii wiercenia głębokich otworów wiertłami lufowymi jednoostrzowymi. Rys. 4.6.3 pokazuje, że kształt typowego wióra tworzonego przez zewnętrzną krawędź skrawającą K_z najbliższy jest postaci łukowej, choć jest mocniej związany. Jest to wiór regularnie pofałdowany. Podana postać wióra jest bardzo korzystna z uwagi na „nośność" wióra przy rozrywaniu i wyprowadzaniu go przez olej ze strefy obróbki. Wewnętrzna krawędź skrawająca K_w tworzy wiór przypominający postać śrubowo-stożkową. Wiór ten jednak podczas deformacji jest rozrywany na 3 ÷ 4 segmenty, które przytwierdzone do wióra tworzonego przez krawędź zewnętrzną K_z są razem z nim wyprowadzane ze strefy obróbki.

5. Dyskusja uzyskanych wyników i wnioski końcowe

Przedstawione w pracy badania przeprowadzone zostały w obrębie dwóch współpracujących ze sobą materiałów, czyli węglika wolframu K15 oraz obrabianej stali C45. Ponieważ cześć badań nie mogła być wykonana bezpośrednio na ostrzu wiertła lufowego (zwłaszcza badania odporności na zużycie ścierne Ball-Cratering), dlatego wykonane zostały specjalne podłoża z węglika wolframu H10 imitujące materiał ostrza. Zważywszy na fakt innego sposobu wytwarzania oraz kształtowania ostrza i podłoża, wykonane zostały dodatkowe badania identyfikujące oba materiały i porównujące ich właściwości.

Na podstawie przeprowadzonych badań twardości podłoża wykonanego z węglika wolframu H10 uzyskano średni wynik 1782 HV30. Zarejestrowana twardość była o 11% większa od deklaracji handlowych, co znajduje uzasadnienie w jednostkowym charakterze wytwarzania tego produktu. Badania twardości ostrza wiertła lufowego wykonanego z węglika spiekanego K15 wykazały wynik na poziomie 1812 HV30. Różnica twardości zastosowanego podłoża oraz ostrza wiertła wyniosła ok. 1,6%, co należy uznać za niewielką różnicę i pozwalało porównywać te materiały w dalszych badaniach. Średnia twardość podłoża wykonanego ze stali C45, wykorzystywanego do prób eksploatacyjnych jako materiał obrabiany w technologii głębokiego wiercenia, wyniosła zaledwie 177 HV30. Zatem obrabiany materiał posiadał ok. 10-krotnie mniejszą twardość od stosowanego węglika spiekanego K15.

Powszechnie wiadomo, że twardość oraz wytrzymałość na zginanie WC uzależniona jest m.in. od wielkości ziarna oraz udziału kobaltu [159, 160] dlatego kolejne badania identyfikacyjne zostały przeprowadzone metodą XRD. Na dyfraktogramie materiału podłoża WC-Co (rys. 4.2.3a) oraz ostrza narzędzia zaobserwowano występowanie refleksów (100) i (002) pochodzących od kobaltu. Analiza fazowa wykazała jego udział w podłożu wynoszący 6,28 %, zaś w ostrzu 6,47 % co jest wartością bliską odpowiadającej składowi wyjściowemu zadanemu podczas wytwarzania spieku WC-Co, który wynosił 6%. Uzyskany wynik potwierdza także poprawność stosowanej metodyki.

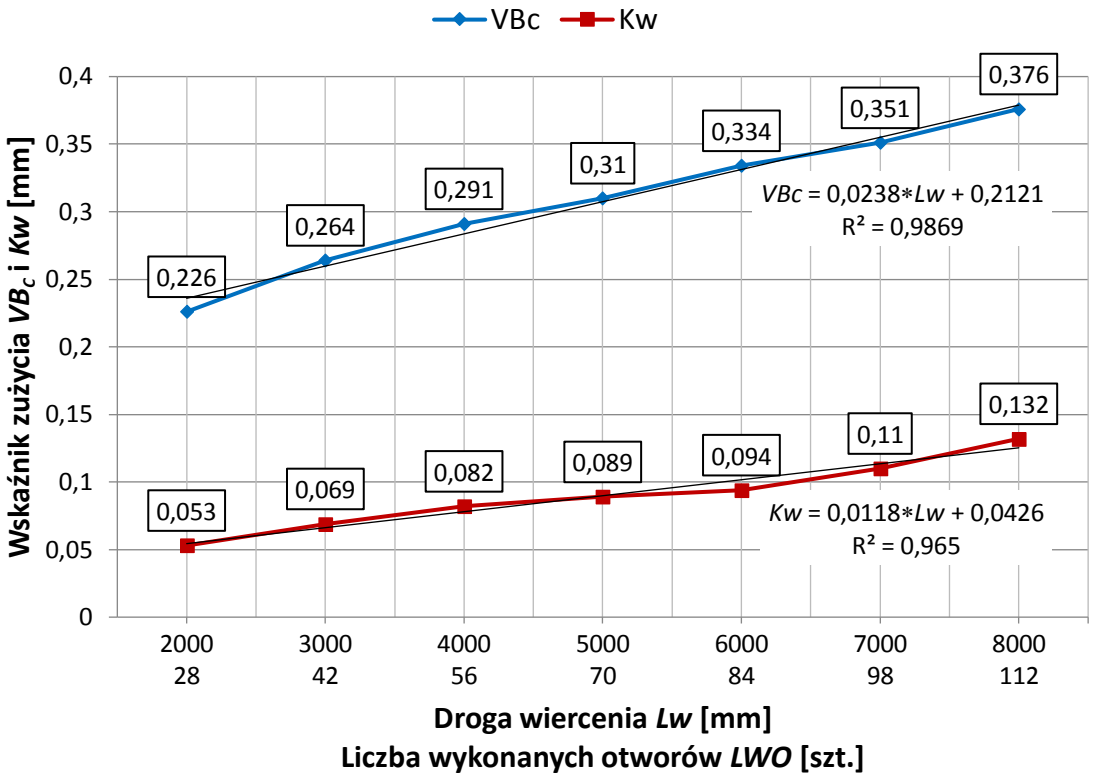
Badania odporności na zużycie ścierne (Ball-Cratering) pary ciernej 100Cr6/WC pozwoliły określić charakterystyczne parametry współpracy, tj.: średnią wartość współczynnika tarcia oraz wartość zużycia liniowego wraz z intensywnością zużywania. Przy tarciu suchym pary ciernej 100Cr6/H10 średni współczynnik tarcia osiągnął największą wartość ok. μ = 0,66. Przy pracy pary ciernej 100Cr6/H10 w środowisku oleju Milpro HG12 współczynnik ten zmniejszył się o ok. 83,3 % do wartości ok. μ = 0,11. Porównywalne wyniki zostały podane w pracach [161, 162], uzyskane w badaniach przy skojarzeniu pary ciernej 1.0503(C45)/H10, gdzie średni współczynnik tarcia dla tarcia suchego wyniósł μ = 0,64, zaś dla tarcia w środowisku oleju Milpro HG12, współczynnik tarcia wyniósł μ = 0,12. Wyniki badań intensywności zużywania podane w pracach [161, 162] wskazują, iż para cierna 1.0503(C45)/H10, tak jak dla docelowej współpracy przedmiot-narzędzie (P-N) przy tarciu suchym, uzyskuje intensywność zużywania 1,23 μm/m natomiast przy podawaniu oleju HG12 intensywność zużywania pary ciernej spada do 0,14 μm/m. Oczywistym jednak jest, że przy takim skojarzeniu pary ciernej zużyciu poddawało się głównie to podłoże, które zostało wykonane ze stali 1.0503(C45). Jednym z celów pracy było jednak określenie m.in. intensywności zużywania ostrza narzędzia, a zatem podłoża WC. Właśnie dlatego na przeciwpróbkę wykorzystano kulę stalową hartowaną 100Cr6. Przy tarciu suchym pary ciernej stalowa 100Cr6/H10 intensywność zużywania osiągnęła – podobnie jak współczynnik tarcia –

największą średnią wartość równą ok. 0,0107 µm/m. Przy użyciu oleju Milpro HG12 intensywność zużywania pary ciernej uległa spadkowi o ok. 87,8 % do wartości ok. 0,0013 µm/m. Zatem przy tarciu suchym dla pary ciernej 100Cr6/H10 intensywność zużywania zmalała o ok. 115 razy w stosunku do pary ciernej 1.0503(C45)/H10 i o ok. 108 razy przy pracy w oleju Milpro HG12.

Uzyskane wyniki potwierdzone zostały w obserwacjach makroskopowych i pomiarach obrazowych śladów wytarcia (współpracy kula-tarcza). Pozostawiony wyraźny, kołowy ślad wytarcia współpracującej pary ciernej 100Cr6/H10 odpowiada charakterowi styku powierzchni płaskiej podłoża H10 i kulistej przeciwpróbki 100Cr6. Średnia średnica śladu wytarcia pary ciernej w środowisku oleju Milpro HG12 wyniosła Ø 212 µm i jest ok. 5,2 razy mniejsza od średniej średnicy śladu wytarcia przy tarciu suchym, choć należy w tym przypadku wspomnieć, iż przebiegi były realizowane na różnych drogach: 1000 m dla tarcia suchego i 2000 m dla tarcia w oleju. Średnia szybkość zużycia, będąca w tym przypadku adekwatnym parametrem, dla tarcia z użyciem oleju Milpro HG12 wyniosła $4{,}30 \cdot 10^{-10}$ mm^3/Nm i jest ok. 1400 razy mniejsza od szybkości zużycia na sucho, która wyniosła średnio $5{,}93 \cdot 10^{-7}$ mm^3/Nm.

Uzyskane postaci wióra w badaniach eksploatacyjnych zużycia ostrza wiertła lufowego są właściwe dla technologii wiercenia głębokich otworów. Uzyskana postać wióra świadczy o jego właściwościach umożliwiających podział (rozerwanie) na mniejsze fragmenty, które swobodnie mogą być wyprowadzane ze strefy obróbki ograniczonej obrysem narzędzia i obrabianym przedmiotem. Uzyskane wyniki współczynnika tarcia μ, które zostały obliczone wg zależności podawanych przez Ernsta i Merchanta [157] oraz Lee i Shaffera [158], nie pokrywają się jednak z wynikami uzyskanymi w badaniach doświadczalnych. Najwyższy współczynnik tarcia uzyskano na podstawie obliczeń wg Ernsta i Merchanta, który wyniósł $\mu = 1{,}11$. Wg Lee i Shaffera współczynnik tarcia był mniejszy o ok. 60% i wyniósł $\mu = 0{,}44$. Najniższy współczynnik tarcia uzyskano podczas badań Ball-Cratering, który wyniósł zaledwie $\mu = 0{,}11$. Rozbieżności w obliczeniach i doświadczalnych wynikach współczynnika tarcia mogą wynikać z różnic charakteru styku pary ciernej. Podczas skrawania oddziaływanie wióra na powierzchnię natarcia ostrza wiertła lufowego jest bardziej złożone niż podczas oddziaływania przeciwpróbki na podłoże w badaniu Ball-Cratering. Czysta powierzchnia wióra napierającego na powierzchnię natarcia P_n ostrza wiertła oraz znaczny wzrost temperatury powodują, że blisko krawędzi skrawającej K_z i K_w ostrza wiertła następuje jego zacieranie i wtórne ścinanie (naprzemiennie występuje faza stała i ciekła), a dopiero dalej typowe tarcie.

Badania eksploatacyjne zużycia ostrza wiertła lufowego pozwoliły określić różne współczynniki zużycia. Najbardziej widoczne zużycie ostrza wystąpiło dla naroża N_1 oraz wierzchołka W ostrza wiertła. Po wykonaniu $LW0$ = 112 szt. (długość wiercenia Lw = 8000 mm) wskaźnik zużycia K_{N1}, dla naroża N_1 osiągnął wartość 0,121 mm. Najintensywniejsze zużycie ostrza wiertła podczas badań wystąpiło w okolicach wierzchołka ostrza W, które dla wewnętrznej krawędzi skrawającej K_w stopniowo zmniejsza się w kierunku osi wiertła. Dla zewnętrznej krawędzi skrawającej K_z, zużycie stopniowo zmniejsza się w kierunku naroża N_1, po czym w okolicach samego naroża N_1, zużycie znowu wzrasta. Po wykonaniu $LW0$ = 112 szt. (Lw = 8000 mm) wskaźnik zużycia K_W dla wierzchołka W osiągnął wartość 0,132 mm zaś dla VB_C – 0,376 mm. Porównanie wskaźników K_W i VB_C przedstawiono na rys. 5.1.



Rys. 5.1. Zestawienie przebiegów wskaźnika VB_C i Kw zużycia wierzchołka W ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego.

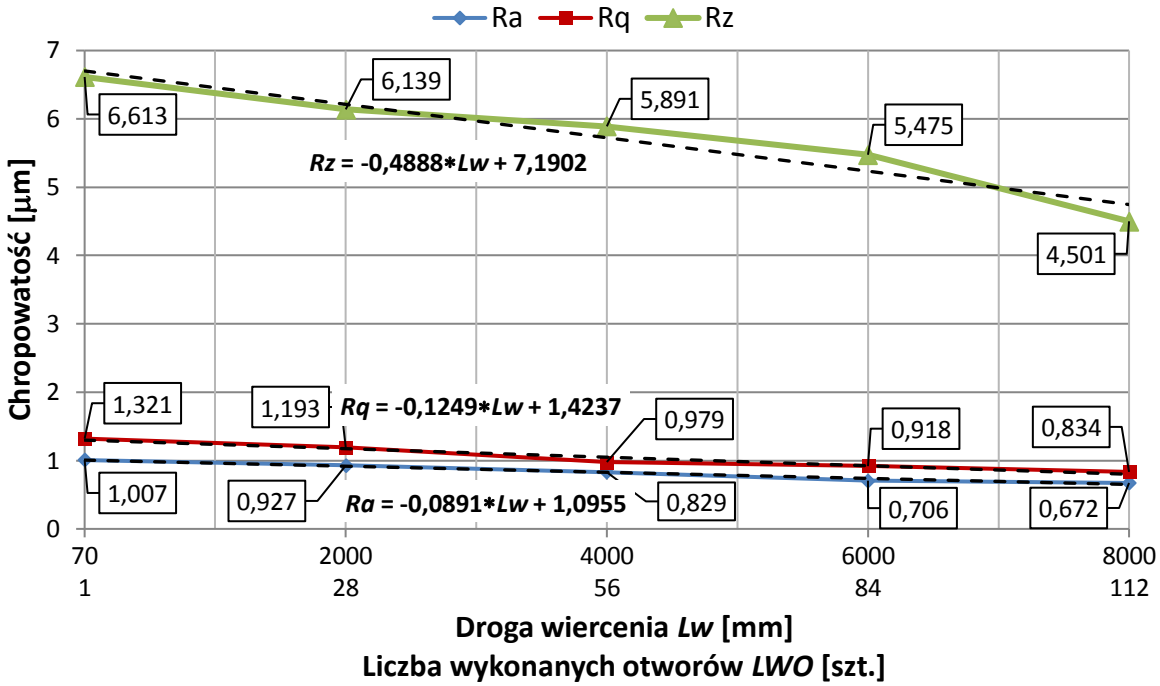
Intensywność zużywania się wierzchołka W ostrza (rys. 5.1) dla VB_C wyniosła średnio 23,8 µm/m. W przypadku oceny wskaźnika K_W (cofnięcia wierzchołka ostrza W) intensywność zużywania się wierzchołka ostrza wyniosła średnio 11,8 µm/m, a zatem jest dwukrotnie mniejsza w tym pomiarze. Oczywiście są to wartości odniesione do drogi wiercenia, czyli głębokości otworu. W rzeczywistości, przy średnicy wiertła lufowego Ø 8 mm i posuwie f_z = 0,02 mm, wierzchołek ostrza W dla jednego wierconego otworu pokonuje drogę ok. 44 m. Uwzględniając powyższe rzeczywista intensywność zużywania wierzchołka W ostrza powinna wynosić dla VB_C – 0,0386 µm/m zaś dla K_W – 0,0191 µm/m. Warto zauważyć, że w badaniach Ball-Cratering, przy użyciu oleju Milpro HG12, intensywność zużywania pary ciernej 100Cr6/H10 wyniosła ok. 0,0013 µm/m. Dla K_z i dla K_w, trudno jest precyzyjnie określić wielkość zużycia ostrzy ze względu na zaleganie narostu, który został zaobserwowany w badaniach obrazowych. Pomiary geometryczne powierzchni natarcia P_n, ostrza wiertła lufowego po wykonaniu $LW0$ = 112 szt. (Lw = 8000 mm) także wskazały na występowanie narostu. W obrębie wewnętrznej krawędzi K_w, na powierzchni natarcia P_n, zaobserwowano zmiany profilu nasilające się stopniowo w odległości 0,5 mm od osi obrotu ostrza wiertła w kierunku wierzchołka ostrza W. Na szerokości 0,1 ÷ 0,16 mm, od krawędzi ostrza, pojawiają się nieregularne zagłębienia i wzniesienia odbiegające od średniej linii profilu. Przyczynę takiego stanu należy upatrywać w występowaniu narostu, który okresowo zrywany pozostawia część materiału na powierzchni natarcia ostrza narzędzia w postaci zaobserwowanych wzniesień lub wyrywa materiał rodzimy ostrza przez co pozostawia ślad w postaci zagłębień. Różnice tych stanów wynoszą zaledwie 0,09 ÷ 3 µm. Dużo wyraźniejsze występowanie narostu obserwowane jest na powierzchni natarcia P_n przy zewnętrznej krawędzi skrawającej K_z. W tym przypadku zarejestrowano wyraźną deformację w postaci narostu, co pokrywa się

z badaniami obrazowymi. Zarejestrowano wzniesienie (narost) biegnące wzdłuż K_z o wysokości ok. 80 μm i szerokości podstawy ok. 0,35 mm. W tym przypadku narost nie pozwala na obserwację i pomiary powierzchni natarcia ostrza narzędzia, bowiem zmierzona podstawa narostu (dla zewnętrznej krawędzi skrawającej K_z) jest ok. 17-krotnie szersza (ok. 0,35 mm) od wartości posuwu wiertła na ostrze wynoszącego f_z = 0,02 mm. Należy zauważyć przy tym, że każda krawędź ostrza podczas skrawania prawdopodobnie z różną częstotliwością trafia na nieregularne wtrącenia narostu podczas jego zrywania. Prowadzić to może do przyspieszonego zużycia lub nawet wykruszenia krawędzi ostrza wiertła.

Wykonane pomiary chropowatości oraz wykreślone krzywe nośności Abbotta-Firestone'a dla podłoża z węglika spiekanego H10 wskazują na dużą przewagę wysokości wgłębień profilu R_{vk} nad wzniesieniami R_{pk}. Badana powierzchnia podłoża z węglika H10 wykonana została przez szlifowanie tarczą diamentową. Wysokie wartości wgłębień profilu R_{vk} świadczą o bardzo dobrych zdolnościach powierzchni materiału do gromadzenia środków smarnych, zmniejszających zużycie współpracujących materiałów. Małe wartości wzniesień profilu R_{pk} prognozują niskie zużycie materiałów rozpoczynających pracę (w fazie docierania), a więc dużą odporność powierzchni na ścieranie. W udziałach nośnych profilu chropowatości powierzchni podłoża WC H10 również dominują udziały wgłębień M_{r2} nad udziałami wzniesień M_{r1}, niezależnie od długości odcinka elementarnego *lr*. Potwierdza to skłonność powierzchni do dobrego gromadzenia środków smarnych. Należy przy tym zauważyć, że bez względu na zastosowaną długość odcinka elementarnego *lr*, suma udziałów wzniesień i wgłębień profilu chropowatości przygotowanego podłoża wynosi średnio 20 % pozostawiając 80 % udziałów dla profilu rdzenia R_k.

Dla powierzchni natarcia ostrza wiertła lufowego podobnie jak dla podłoża WC H10, można zauważyć również istotną przewagę wysokości wgłębień profilu R_{vk} nad wzniesieniami R_{pk}. Wysokie wartości wgłębień profilu R_{vk} świadczą również o bardzo dobrych zdolnościach powierzchni materiału do gromadzenia środków smarnych, zmniejszających zużycie współpracujących materiałów. Dla powierzchni ostrza wiertła wysokość wzniesień profilu R_{pk} uległa wyraźnemu zmniejszeniu w porównaniu do podłoża H10. Dla *lr* = 0,08 i 2,5 mm wysokość wzniesień R_{pk} uległa spadkowi, odpowiednio, o ok. 43,4 i 49,9 %, zaś dla *lr* = 0,25 i 0,8 mm – 82,4 i 87,4 %. Wyraźne spadki wysokości wzniesień R_{pk} najprawdopodobniej związane są ze sposobem obróbki wykańczającej ostrza wiertła. Badana powierzchnia natarcia P_n ostrza wiertła wykonana została ostatecznie, podobnie jak podłoże H10, przez szlifowanie tarczą diamentową. Ze względów technologicznych, powierzchnia natarcia P_n ostrza obrobiona została prawdopodobnie boczną powierzchnią tarczy ściernej, na co wskazują łukowe ślady obróbki. Jeszcze mniejsze wartości wzniesień profilu R_{pk} prognozują niskie zużycie materiałów rozpoczynających pracę (w fazie docierania), a więc dużą odporność SGP na ścieranie. W udziałach nośnych profilu chropowatości powierzchni ostrza wiertła lufowego, podobnie jak dla podłoża H10, również dominują udziały wgłębień M_{r2} nad udziałami wzniesień M_{r1}, niezależnie od długości odcinka elementarnego *lr*. W tym przypadku udziały wgłębień M_{r2} wykazują tendencję wzrostową wraz ze wzrostem długości odcinka elementarnego *lr*, odwrotnie jak dla podłoża H10.

Na podstawie wyników uzyskanych z pomiarów chropowatości *Ra*, *Rq* i *Rz* powierzchni wywierconych zauważono, że wszystkie zmierzone chropowatości wykazują tendencję do zmniejszania się wraz z drogą wiercenia *Lw*, co przedstawiono na rys. 5.2.

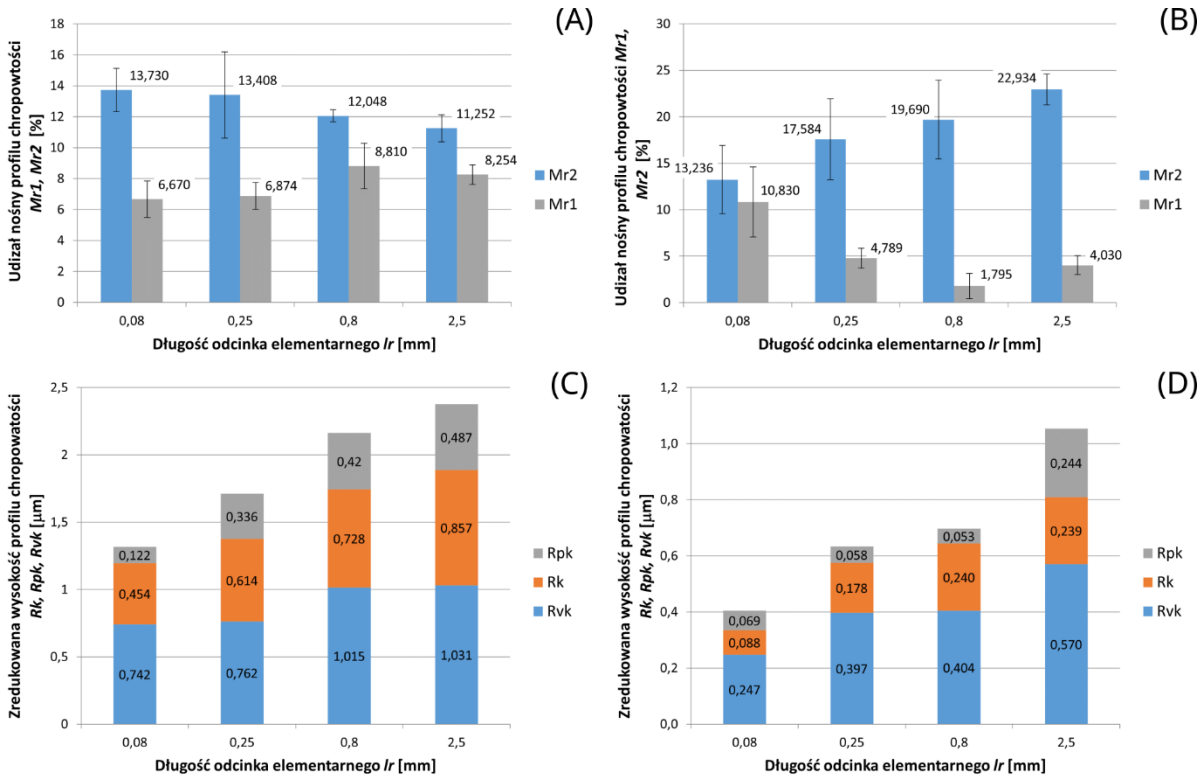


Rys. 5.2. Porównanie chropowatości *Ra, Rq i Rz* powierzchni wywierconych otworów wiertłami lufowymi jednoostrzowymi w stali C45.

Największą intensywność zmniejszania chropowatości wykazuje parametr *Rz*, który osiąga wartość 0,244 µm/m. Najmniejszą intensywność spadku chropowatości wykazuje parametr Ra, która wynosi 0,044 µm/m oraz Rq = 0,062 µm/m. Trudno jest jednoznacznie wskazać przyczynę takiego stanu. Prawdopodobnie jest to spowodowane zmianą geometrii ostrza narzędzia w wyniku jego zużycia (stępienia). Wiadomym jest, że w obróbce skrawaniem jednym z parametrów geometrycznych narzędzia, którym można zmniejszyć chropowatość obrabianej powierzchni jest zwiększenie promienia naroża np. płytki, czy ostrza noża tokarskiego. Oczywiście jest to duże uproszczenie w rozważaniach, ale w pewnym sensie może to być analogia do pracy wiertła lufowego, gdzie na narożu N_1 wskaźnik zużycia K_{N1}, osiągnął wartość 0,121 mm, czyli naroże N_1 zwiększyło swój promień do ok. 0,14 mm. W tym przypadku nie można również wykluczyć wpływu zużycia wierzchołka ostrza *W*, bowiem wskaźniki zużycia VB_C i K_W w tym przypadku osiągnęły największe wartości VB_C = 0,376 mm i K_W = 0,132 mm, a także największą intensywność zmiany, która z uwzględnieniem rzeczywistej drogi wiercenia wyniosła, odpowiednio, dla VB_C – 0,0386 µm/m zaś dla K_W = 0,0191 µm/m.

Na rys. 5.3 porównano średnie zredukowane wysokości profilu chropowatości obu powierzchni. W obu przypadkach trendy są bliźniaczo podobne: ze wzrostem długości odcinka elementarnego grubości warstw profilu rosną. Można byłoby powiedzieć, że korzystniej wypada powierzchnia podłoża ze względu na wyższe wartości. Niemniej należy zauważyć, że z porównania uzyskanych chropowatości powierzchni podłoża i ostrza wynika, że chropowatość *Ra* ostrza K15 jest o 2,25 ÷ 3,5 krotnie (zależnie od długości odcinka elementarnego) mniejsza od chropowatości *Ra* dla podłoża H10. Znajduje to odzwierciedlenie również w zredukowanych wysokościach profilu chropowatości. Jeżeli weźmiemy pod uwagę zdolność powierzchni do pracy w warunkach głębokiego wiercenia otworów to niewątpliwie korzystniej wypadają wyniki dla powierzchni ostrza wiertła K15. Posiada ona dominującą zdolność do gromadzenia środków smarnych wyrażaną przez R_{vk} a więc przewagę dolin nad

wzniesieniami, co w przypadku podłoża H10 nie występuje. Jeżeli jednak uwaga zostanie skierowana na zasadniczą warstwę nośną R_v (rdzeń profilu) odsłanianą po okresie docierania to w tym przypadku korzystniej wypada podłoże H10. Wartości R_{pk} wzniesień charakteryzują tę część powierzchni, która zostanie starta w początkowej fazie współpracy par ciernych dlatego można traktować ten parametr powierzchni jako miarę odporności na zużycie ścierne w fazie docierania [163, 164]. Dla analizowanych powierzchni większą odporność na zużycie ścierne w fazie docierania posiada podłoże H10.



Rys. 5.3. Porównanie udziałów nośnych profilu chropowatości powierzchni: (A) podłoża z węglika spiekanego H10 oraz (B) ostrza z węglika spiekanego K15, oraz średnich zredukowanych wysokości profilu chropowatości powierzchni: (C) podłoża z węglika spiekanego H10 oraz (D) ostrza z węglika spiekanego K15.

Na rys. 5.3 dokonano także porównania udziałów nośnych wierzchołków i dolin profili chropowatości powierzchni węglików spiekanych: podłoża H10 oraz ostrza K15. Mimo różnic na korzyść ostrza (większe wartości tych parametrów) znacznie ważniejsze wydają się być różnice kształtu i zakresu zmian obserwowanych trendów: dla podłoża H10 udział wierzchołków lekko wzrasta asymptotycznie od ok. 6,7 do ok. 8,2 % w miarę wydłużania się odcinka elementarnego, zaś dla ostrza K15 wprost przeciwnie – udział wierzchołków maleje od ok. 10,8 % osiągając stały poziom ok. 4 %. Dla odmiany udział dolin dla podłoża H10 w niewielkim stopniu maleje ok. 13,7 na 11,2 %, podczas gdy dla ostrza K15 rośnie niemal dwukrotnie od ok. 13 do ok. 23 % ze wzrostem długości odcinka elementarnego. Uwzględniając łącznie udziały nośne i zredukowane grubości warstw profilu chropowatości można z grubsza uznać, że objętościowe udziały wierzchołków i dolin w profilach chropowatości mają zbliżone wartości niezależnie od długości odcinka elementarnego.

Jak wspomniano w pkt. 4.4.2, zarejestrowane profile powierzchni ostrza wiertła i podłoża wykazują silną anizotropowość. Dodatkowo w profilu powierzchni ostrza zrejestrowana została wyraźna okresowość na długości powtarzania ok. 200 µm. Zarówno powierzchnia podłoża,

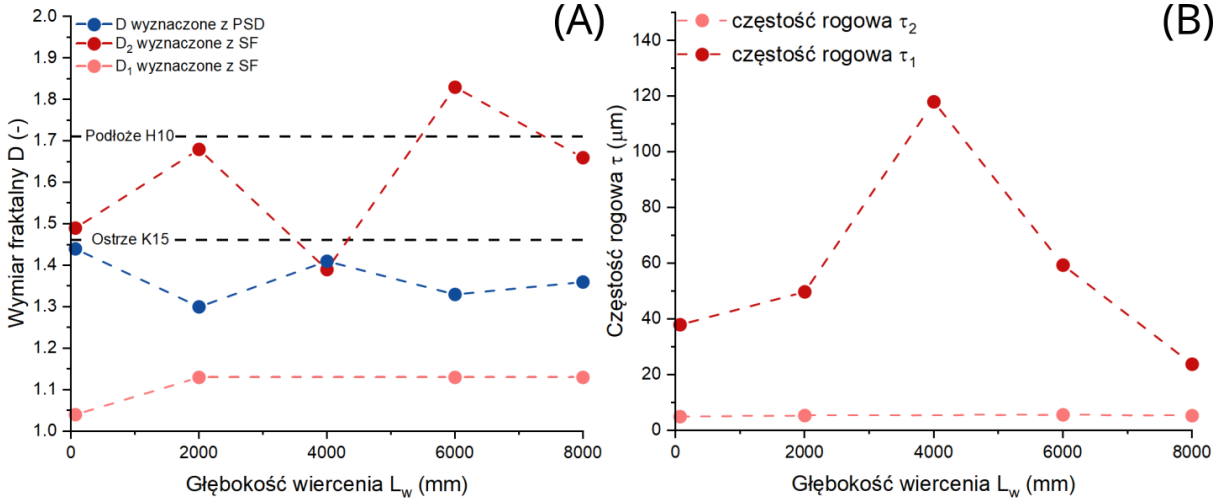
jak i ostrza została wykończona przez szlifowanie, z tym że brak jest informacji technologicznych określających parametry skrawania, warunki oraz zastosowane narzędzia obróbkowe. Można stwierdzić, że powierzchnia podłoża H10 obrabiana była wykończeniowo czołem ściernicy, a powierzchnia natarcia ostrza wiertła K15 inaczej - bokiem ściernicy, o czym świadczą charakterystyczne łukowe ślady na powierzchni natarcia ostrza wiertła. Właśnie z tego względu mogą występować różnice kształtu i zakresu zmian udziałów nośnych profili chropowatości badanych powierzchni.

Wykreślone dla podłoża i ostrza narzędzia z węglika wolframu WC zależności potęgowe *Rq = f(ln)* wygenerowane w układzie log-log mają charakter liniowy w całym analizowanym zakresie, a wyznaczone wymiary fraktalne wyniosły dla podłoża H10 D_1 = 1,71 i dla ostrza K15 D_1 = 1,46 (patrz rys. 4.4.33 i 4.4.34). Można zatem powiedzieć, że powierzchnia wytworzonego podłoża z węglika spiekanego H10 na długości pomiarowej $ln = 0{,}4 \div 12{,}5$ mm jest o ok. 15 % bardziej rozwinięta niż powierzchnia ostrza wiertła lufowego. Z punktu widzenia podobieństwa powierzchni podłoża i ostrza w celu jego wykorzystania do przeprowadzenia badań zastępczych ścieralności Ball-Cratering otrzymany wynik świadczy o tym, że cechy geometryczne profili chropowatości tych materiałów skalują się odmiennie, wszakże w badaniach ścieralności zasadnicze znaczenie mają właściwości mechaniczne, podczas gdy geometryczne są drugorzędne. Zastosowanie metody RMS pozwoliło zatem zbadać skalowalność topografii badanych powierzchni oraz ustalić zależności parametrów chropowatości od długości odcinka pomiarowego. Należy zaznaczyć, iż pomimo stosowania metody RMS m.in. w pracach np. [119, 165-167] **jak dotąd nie spotkano się ze stosowaniem jej w pomiarach profilometrycznych, tak więc te pionierskie wyniki mają nie tylko charakter poznawczy, ale powinny też stanowić punkt wyjścia do szerszej dyskusji nad możliwością standaryzacji metody RMS w stykowych pomiarach profilometrycznych**. Zaletą metody RMS jest charakteryzowanie powierzchni na kilku poziomach szczegółowości jednocześnie. Na podstawie powyższych badań można stwierdzić, iż analiza fraktalna metodą RMS z zastosowaniem profilometru SJ-210 może być stosowana do charakteryzowania powierzchni węglika spiekanego H10 oraz K15 poddanego szlifowaniu. Tego typu powierzchnia jest monofraktalną, a zastosowana metodyka umożliwia charakteryzowanie struktury geometrycznej na długości pomiarowej od ln = 0,4 do 12,5 mm. Umożliwia ona szybkie wyznaczenie stopnia rozwinięcia powierzchni, która to wielkość opisuje, jak bardzo pole tej powierzchni różni się od pola płaszczyzny rozpiętej na tym samym wielokącie.

Na rys. 5.4 przedstawiono graficzne zestawienie wyników dotyczących wyznaczenia wymiarów fraktalnych badanych powierzchni: nieobrabianego podłoża z węglika H10, nieobrabianego ostrza z węglika K15 oraz stali C45 dla różnych długości drogi wiercenia. Z tego porównania wypływają liczne wnioski dotyczące zmian ukształtowania analizowanych powierzchni, niezmiernie ważne z aplikacyjnego punktu widzenia (analiza stopnia zużycia narzędzia), jak też ciekawe same w sobie z uwagi na naukowy aspekt badanego zagadnienia.

Wymiary fraktalne powierzchni ostrza z węglika K15 oraz stali C45 na niewielkiej głębokości wiercenia (Lw = 70 mm) okazały się być bardzo podobne, gdyż ich wartości wynoszą ok. 1,45 niezależnie od metody wyznaczania (RMS vs. PSD vs. SF). Przyjmując, że zużycie ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego jest na takiej drodze wiercenia niewielkie, możemy uznać, że wiertło to pozostawia w skrawanej stali swój charakterystyczny „odcisk palca". Tym samym badając ukształtowanie powierzchni obrabianej można pośrednio wnioskować o stanie powierzchni narzędzia obrabiającego, co w przypadku wiertła lufowego

jednoostrzowego jest jedynym sposobem badania stopnia jego zużycia z uwagi na specyficzny charakter tego narzędzia (cechy łączące wiertła kręte i noże tokarskie/frezy), wspólne dla wielu nierozbieralnych narzędzi skrawających problemy z dostępem przyrządami pomiarowymi do powierzchni roboczych oraz – jeśli dostęp do takich powierzchni jest możliwy – złożoność zabiegów związanych z przygotowaniem i przeprowadzeniem pomiarów. Jak stwierdzono w rozdziale 1 tej pracy, badania tego typu są niezmiernie trudne ze względu na konieczność posiadania specjalistycznych i jednocześnie kosztownych obrabiarek, oprzyrządowania oraz układów wspomagających.



Rys. 5.4. (A) Porównanie wymiarów fraktalnych powierzchni podłoża H10 oraz ostrza K15 wyznaczonych dla stanu wyjściowego tych materiałów z wymiarami fraktalnymi wyznaczonymi metodami PSD oraz SF powierzchni stali C45 uzyskanej podczas wiercenia wiertłem lufowym jednoostrzowym dla różnych długości wiercenia, (B) porównanie częstości rogowych (poziomych długości korelacji) profili chropowatości powierzchni stali C45 uzyskanej podczas wiercenia wiertłem lufowym jednoostrzowym dla różnych długości drogi wiercenia.

Wyznaczone wymiary fraktalne profili chropowatości powierzchni stali C45 zmieniają się w sposób regularny ze wzrastającą długością drogi wiercenia. W przypadku wymiaru fraktalnego wyznaczonego metodą PSD jego wartość powoli, aczkolwiek systematycznie maleje oscylując między 1,30 a 1,45. Ponieważ zastosowana tu metoda PSD ujawnia monofraktalny charakter powierzchni, dla którego granica samoafiniczności jest większa niż długość odcinka elementarnego, wyznaczony wymiar fraktalny charakteryzuje złożoność badanej powierzchni jednocześnie w obszarze chropowatości i falistości. Jest więc on wymiarem globalnym, uśrednionym, a jego powolny spadek można powiązać z zużywaniem się ostrza narzędzia skrawającego. Z drugiej strony, metoda SF ujawnia bifraktalną strukturę tych samych profili chropowatości badając zmiany funkcji struktury, która jest powiązana ze spadkiem wartości autokorelacji poziomej. W tym przypadku struktura geometryczna powierzchni zbudowana jest z małych obiektów pierwszorzędowych o niewielkim stopniu rozwinięcia („ziarna" o rozmiarach nie przekraczających 10 kroków skanowania) charakteryzowanych dolnym wymiarem fraktalnym D_1, zbijających się w klastry – obiekty drugorzędowe – o znacznie większym stopniu rozwinięcia powierzchni i co najmniej rząd wielkości większym rozmiarze, charakteryzowanych górnym wymiarem fraktalnym D_2. Oba powyższe wymiary fraktalne zmieniają się ze wzrostem długości wiercenia w nieco odmienny

sposób: D_1 bardzo szybko rośnie od ok. 1,05 do 1,15 przyjmując wartość stałą, zaś D_2 stopniowo, aczkolwiek niejednostajnie wzrasta oscylując między ok. 1,35 a 1,85. Oprócz tego widać, że dla długości drogi wiercenia 4000 mm profil chropowatości staje się monofraktalny, a wyznaczony wymiar fraktalny (1,40) pokrywa się zarówno z wymiarem wyznaczonym metodą PSD, jak też zbliżony jest do wymiaru fraktalnego dziewiczego ostrza z węglika K15.

W podobny do opisanego dla wymiaru fraktalnego sposób zmieniają się także częstości rogowe, czyli granice poziomych długości autokorelacji, profili chropowatości pokazane na rys. 5.4B. Dolna częstość rogowa, którą można kojarzyć z rozmiarem struktur pierwszorzędowych („ziaren"), ma stałą wartość równą ok. 5 μm. Górna częstość rogowa, powiązana z rozmiarem struktur drugorzędowych, zwiększa się początkowo od 40 do 120 μm osiągając maksimum dla Lw = 4000 mm, po czym w miarę wydłużania się drogi wiercenia maleje do ok. 20 μm. Łącznie oznacza to, że zmiany ukształtowania powierzchni zachodzą głównie w zakresie długości skali rzędu kilku-kilkudziesięciu mikrometrów, a więc w obszarze granicznym chropowatości i falistości. W obszarze chropowatości (składowe szybkozmienne) zmiany zachodzą tylko na samym początku procesu, dla długości drogi wiercenia nie przekraczającej Lw = 2000 mm. Jest to zdumiewająca koincydencja wyników, która dodatkowo koreluje ze zmianami przyrostów współczynników zużycia opisanych w rozdziale 4.5.

Podsumowując, przeprowadzone badania pozwoliły sformułować wnioski odnoszące się do postawionych hipotez badawczych i celu pracy:

1. Zużycie monolitycznego ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego w technologii głębokiego wiercenia otworów postępuje głównie na wierzchołku ostrza W i jego narożu N_1, a po wykonanej drodze wiercenia Lw = 8000 mm osiąga wartość na wierzchołku ostrza W (K_W = 0,132 mm oraz VB_C = 0,376 mm) i narożu N_1 ($K_{N1'}$ = 0,128 mm, $K_{N1''}$ = 0,125 mm) zachowując właściwości skrawne.
2. Analiza fraktalna metodą RMS powierzchni węglika spiekanego H10 oraz K15 poddanego szlifowaniu charakteryzuje strukturę geometryczną powierzchni na długości pomiarowej ln = 0,4 do 12,5 mm jednym parametrem dla każdej powierzchni - wymiarem fraktalnym D = 1,71 (dla H10) i D = 1,46 (dla K15).
3. Chropowatość powierzchni otworów wykonywanych wiertłem lufowym jednoostrzowym, w technologii głębokiego wiercenia, zmniejsza się wraz ze wzrostem drogi wiercenia Lw = 70 ÷ 8000 mm oraz postępującym zużyciem ostrza wiertła uzyskując Ra z 1,007 μm do 0,672 μm, Rq = 1,321 ÷ 0,834 μm, Rz = 6,613 ÷ 4,501 μm. **Tym samym pozytywnie została zweryfikowana pierwsza hipoteza badawcza.**
4. Charakter zmian parametrów geometrycznych, amplitudowych, funkcjonalnych i fraktalnych opisujących stan geometrii i struktury warstwy wierzchniej koreluje ze zmianami geometrycznych wskaźników zużycia ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego K_W, VB_C, $K_{N1'}$, $K_{N1''}$ V_{N1}, **tym samym pozytywnie weryfikując drugą hipotezę badawczą**.
5. Podobieństwo właściwości podłoży wykonanych z węglika H10 oraz powierzchni węglika K15 pozwalają uznać, że wyniki badań zużycia podłoży H10 można odnieść do zużycia powierzchni K15 ostrzy wierteł, **co pozytywnie weryfikuje trzecią hipotezę badawczą**.
6. Łącząc otrzymane wyniki oraz dokonując analizy porównawczej parametrów opisujących różne aspekty zmian ukształtowania i struktury warstwy wierzchniej wybranych powierzchni skrawających narzędzia oraz powierzchni kształtowanych materiału obrabianego – przynajmniej częściowo – odtworzono przebieg procesów zachodzących

między elementami pary ciernej. **W ten sposób zrealizowano główny cel pracy, jakim było określenie charakteru zużycia monolitycznego ostrza wiertła lufowego jednoostrzowego oraz jego wpływu na strukturę i ukształtowanie warstwy wierzchniej otworów wykonywanych w technologii głębokiego wiercenia.**

Należy zaznaczyć, że uzyskane wyniki zużycia ostrza wiertła lufowego oraz kształtowanej powierzchni wierconych otworów odnoszą się do ściśle sparametryzowanego eksperymentu. W przypadku zmian parametrów procesu np. rodzaju obrabianego materiału, technologii obróbki (rodzaju narzędzia, geometrii ostrza, materiału ostrza, parametrów obróbki, kinematyki obrabiarki) itd. uzyskane wyniki mogą być inne. Dlatego też, w opinii autora pracy, należy prowadzić dalsze badania w obszarze zużycia ostrza wiertła lufowego i jego wpływu na wykonywany otwór z uwzględnieniem:

1. Charakterystyki parametrów geometrycznych, amplitudowych, funkcjonalnych oraz fraktalnych powierzchni wykonywanych otworów w funkcji zmiennych wymuszeń.
2. Wpływu zużycia ostrza wiertła lufowego na prostoliniowość osi wierconego otworu.
3. Minimalnego smarowania oraz chłodziw biodegradowalnych i ograniczających współczynnik tarcia.

6. LITERATURA

[1] Górski E.: *Narzędzia do wiercenia i roztaczania głębokich otworów.* Warszawa, PWT, 1961.

[2] Rychlik K.: *Koncepcja technologii wiercenia głębokich otworów wiertłami lufowymi z zastosowaniem zmiennych parametrów skrawania.* Praca dyplomowa magisterska, Wydział Inżynierii Produkcji Politechniki Warszawskiej, 2010.

[3] Streubel A.: *Obróbka długich otworów.* Wrocław, WPW, 1993.

[4] Górski E.: *Podstawy technologii uzbrojenia.* Warszawa, WPW, 1990.

[5] Olszak W.: *Obróbka skrawaniem.* Warszawa, WNT 2009.

[6] Streubel A.: *Metody wykonywania długich otworów.* Wrocław, OWPW 2003.

[7] www.sandvik.com

[8] www.nachi.de

[9] Łabęda M., Graczyk M., Łunarski J., Winnicki W.: *Zautomatyzowane wiercenie głębokich otworów w prętach Ø 6 mm.* Warszawa, Technologia i Automatyzacja Montażu Nr 2, 2008.

[10] Rychlik K.: *Obrabiarka zadaniowa LWL-31NC do wiercenia głębokich otworów w dźwigniach zaworowych wiertłami krętymi*. Warszawa, Biuletyn Naukowo-Techniczny OBK KOPROTECH Nr 23, 2007.

[11] Gun Drilling, Katalog Sandvik Coromant 2013.

[12] Wiertła do głębokich otworów, Katalog GÜHRING 2011.

[13] Deep Hole Drilling Systems, Katalog Botek 2008.

[14] Wiercenie głębokich otworów. Katalog Sandvik Coromant 2008.

[15] Rychlik K.: *Technologia głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi w produkcji seryjnej*. VI Konferencja Naukowo-Techniczna TECHNOLOGIA i ORGANIZACJA PRODUKCJI SERYJNEJ – TIOPS 2008, Regietów 2008.

[16] Rychlik K., Jastrzębski M., Bramowicz M.: *Problemy smarowania, chłodzenia i odwiórowania w technologii głębokiego wiercenia*. Warszawa, Technologia i Automatyzacja Montażu Nr 1, 2011.

[17] TBT Tiefbohrwerkzeuge, Zubehör und Schleifmaschinen, Katalog TBT Tiefbohrtechnik 2011.

[18] Rychlik K., Jastrzębski M.: *Technologia głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi w produkcji seryjnej*. Warszawa, Technologia i Automatyzacja Montażu Nr 4, 2008.

[19] Projekt celowy Nr 6 T07 2003 C/06157, *Wykonanie i wdrożenie współrzędnościowej obrabiarki do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi*. Warszawa, 2003.

[20] Rychlik K.: *Współrzędnościowa obrabiarka do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi*. Warszawa, Biuletyn Naukowo-Techniczny OBK KOPROTECH Nr 22, 2006.

[21] Jastrzębski M., Rychlik K., Soszka M.: *Technologia wiercenia głębokich otworów w listwach kierowniczych samochodów osobowych*. Warszawa, Technologia i Automatyzacja Montażu Nr 4, 2009.

[22] Rychlik K.: *Obrabiarka zadaniowa LWL-28 do wiercenia otworów olejowych w wałach korbowych*. Warszawa, Biuletyn Naukowo-Techniczny OBK KOPROTECH Nr 23, 2007.

[23] Rychlik K., Jastrzębski M.: *Jednowrzecionowa obrabiarka zadaniowa do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi*. Warszawa, Technologia i Automatyzacja Montażu Nr 3, 2012.

[24] Rychlik K., Jastrzębski M., Fabiszewski M.: *Technologia głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi w wałach korbowych*. Warszawa, Technologia i Automatyzacja Montażu Nr 3, 2014.

[25] Rychlik K., Jastrzębski M., Bramowicz M.: *Modularyzacja konstrukcji w technologii głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi*. Warszawa, Technologia i Automatyzacja Montażu Nr 2, 2011.

[26] Rychlik K.: *Technologia wiercenia otworów olejowych w wałach korbowych na obrabiarce LWL-28NC*. Warszawa, Technologia i Automatyzacja Montażu Nr 2, 2008.

[27] Rychlik K., Jastrzębski M.: *Jednostka modułowa do głębokiego wiercenia otworów*. Wzór użytkowy 065759, UPRP 2011.

[28] Rychlik K., Jastrzębski M.: *Jednostka modułowa do głębokich wierceń*. Wzór przemysłowy 15217, UPRP 2009.

[29] Jastrzębski M.: *Obrabiarka zadaniowa typ LWL-30NC do głębokiego wiercenia otworów wiertłami lufowymi w prętach ze stali kwasoodpornej*. Warszawa, Biuletyn Naukowo-Techniczny OBK KOPROTECH Nr 23, 2007.

[30] Rychlik K.: *Obrabiarki zadaniowe dla przemysłu wytwarzane w IMBiGS Warszawa*. Warszawa, Technologia i Automatyzacja Montażu Nr 1, 2012.

[31] Rychlik K.: *Uruchomienie produkcji typoszeregu jednostek obróbkowych jednowrzecionowych do budowy obrabiarek zespołowych i linii automatycznych*. Warszawa, Biuletyn Naukowo-Techniczny OBK KOPROTECH Nr 21, 2005.

[32] Rychlik K., Jastrzębski M., Szymczak W.: *Przystawka wiertarska do głębokiego wiercenia otworów*. Wzór użytkowy 067605, UPRP 2014.

[33] Rychlik K., Jastrzębski M., Szymczak W: *Przyrząd obróbkowy z uchwytem mocującym przedmiot obrabiany*. Wzór przemysłowy 17274, UPRP 2011.

[34] Skorupka Z.: *Budowa i wdrożenie dwuwrzecionowej obrabiarki typ LSB -100NC do głębokiego wiercenia wiertłami lufowymi*. Warszawa, Biuletyn Naukowo-Techniczny OBK KOPROTECH Nr 20, 2004.

[35] Rychlik K.: *Technologia głębokiego wiercenia otworów olejowych w wałach korbowych na obrabiarce LWL-28NC*. VI Międzynarodowa Konferencja Naukowo-Techniczna TECHNIKA I TECHNOLOGIA MONTAŻU MASZYN - TTMM 2008, Kalnica 2008.

[36] Araszkiewicz S.: *Obrabiarka zadaniowa do głębokiego wiercenia otworów typ LWL-29NC*. Warszawa, Biuletyn Naukowo-Techniczny OBK KOPROTECH Nr 23, 2007.

[37] Stefanek M., Rychlik K.: *Obrabiarka zadaniowa typ LWL-27 do głębokiego wiercenia otworów w elektrodach miedzianych*. Warszawa, Biuletyn Naukowo-Techniczny OBK KOPROTECH Nr 22, 2006.

[38] Rychlik K., Jastrzębski M., Sobkowicz A.: *Zespół chłodzenia i odwiórowania*. Wynalazek 215022, UPRP 2013.

[39] www.suhner.com

[40] www.toolswro.com.pl

[41] Projekt celowy Nr 3317/C.T07-6/2003, *Uruchomienie produkcji typoszeregu jednostek obróbkowych jednowrzecionowych do budowy obrabiarek zespołowych i linii automatycznych*". Warszawa, 2003.

[42] Buck G.: *Spanformen beim Tiefbohren*. Ind. Anz. Nr 91, 1971.

[43] Jemielniak K.: *Obróbka skrawaniem.* Warszawa, OWPW, 2004.

[44] DegnerW., Lutze H., Smejkal E.: *SpanendeFormunf. 14. Auflage*. Munchen, Wien, C. Hansen – Verlag 2000.

[45] Piekoszewski W.: *Wpływ powłok na zmęczenie powierzchniowe smarowanych stalowych węzłów tarcia*. Radom, WNITE, 2012.

[46] Michalczewski R.: *Właściwości tribologiczne smarowanych, wysokoobciążonych elementów maszyn pokrytych cienkimi powłokami niskotarciowymi*. Radom, WNITE, 2012.

[47] Jaworski J., Kluz R., Trzepieciński T.: *Wpływ parametrów obróbki na miejsce powstawania zużycia i intensywność procesu zużywania wierteł*. Warszawa, TRIBOLOGIA 3-2014.

[48] Miko E., Nowakowski Ł., Skrzyniarz M.: *Wpływ wybranych warunków skrawania na siłę i moment podczas wiercenia żeliwa szarego*. Warszawa, MECHANIK NR 8–9/2018.

[49] Honczarenko J.: *Obrabiarki sterowane numerycznie*. Warszawa, WNT, 2008.

[50] Cichosz P.: *Narzędzia skrawające*. Warszawa, WNT, 2013.

[51] Grzesik W., Małecka J., Kowalczyk D., Kiszka P.: *Wear behavior of nitride ceramic cutting tools In the machining of nodular cast iron*. Advances In Manufacturing Science And Technology, vol. 35, No.2, 2011, s. 5-16.

[52] Arsecularatne J.A., Zhang L.C., Montross C.: *Wear and tool life of tungsten carbide, PCBN and PCD cutting tools*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2006, s. 482‑491.

[53] Kishawy H.A., Kannan S., Balazinski M.: *Analytical Modeling of Tool Wear Progression During Turning Particulate Reinforced Metal Matrix Composites*. CIRP Annals, Manufacturing Technology, Vol. 54, 2005, s. 55‑58.

[54] Leone C., D'Addona D., Teti R.: *Tool wear modelling through regression analysis and intelligent methods for nickel base alloy machining*. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 2011, s. 327‑331.

[55] Małecka J., Grzesik W., Kowalczyk D., Kiszka P.: *Analiza obrazowa stanu zużycia ostrza z ceramiki azotkowej po skrawaniu żeliwa sferoidalnego*. Tribologia, vol. 42, No. 2, 2011, s. 71-84.

[56] Loladze T.N.: *Of the theory of diffusion wear*. CIRP Annals – Manufacturing Technology, Vol. 30, 1981, s. 71‑76.

[57] Farhat Z.N.: *Wear mechanism of CBN cutting tool during high-speed machining of mold steel*. Science and Engeneering A361, 2003, s. 100-110.

[58] Kunstetter S.: *Narzędzia skrawające do metali. Konstrukcja.* Warszawa, WNT, 1969.

[59] PN-EN ISO 4957:2004 – *Stale narzędziowe.*

[60] PN-86/H-85022:1986 – *Stal szybkotnąca. Klasyfikacja.*

[61] Dobrzański L. A.: *Materiały inżynierskie i projektowanie materiałowe. Podstawy nauki o materiałach i metaloznastwo.* Warszawa, WNT, 2006.

[62] Dobrzański L.A., Pakuła D., Staszuk M., Dobrzańska-Danikiewicz A.D.: *Struktura i własności wieloskładnikowych powłok na węglikach spiekanych oraz ceramice azotkowej i sialonowej*. Open Access Library, Annal V (2015) Issue 1, 1-173.

[63] PN-ISO 513:1999 – *Zastosowanie twardych materiałów skrawających. Oznaczenie głównych grup obróbki wiórowej i grup zastosowania.*

[64] Sandvik Coromant. *Poradnik obróbki skrawaniem.* Szwecja, 2012.

[65] Sandvik Coromant. *Narzędzia obrotowe.* Szwecja, 2017.

[66] Wysiecki M.: *Nowoczesne materiały narzędziowe.* Warszawa, WNT 1991.

[67] Aihua L., Jianxin D., Haibing C., Yangyang C., Jun Z.: *Friction and wear properties of TiN, TiAlN, AlTiN and CrAlN PVD nitride coatings*. International Journal of Refractory Metals and Hard Materials. Vol. 31, No. 12 (2012): pp. 82÷88.

[68] Jabłoński P., Talar R., Wojciechowski S.: *Analiza wpływu powłok przeciwzużyciowych na trwałość narzędzi z nowoczesnych kompozytów WCCo-cBN*. Mechanik, 10, 2016.

[69] Materiały informacyjne firm: Oerlikon-Balzers, Ionbond, Platit, Ceme-Con, Hauzer, SHM, Gühring, VUHZ; 2010–2016.

[70] Meldner B., Darlewski J.: *Narzędzia skrawające w zautomatyzowanej produkcji*. Warszawa, WNT 1991.

[71] Lukaszkowicz K., Dobrzański L. A., Staszuk M., Pancielejko M.: *Comparison of the PVD gradient coatings deposited onto X40CrMoV5-1 and HS6-5-2 tool steel substrate*. Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, 27, 2008.

[72] Santos S. C., Sales W. F., Da Silva F. J., Franco S. D., Da Silva M. B.: *Tribological characterization of PVD coating for cutting tools*. Surface and Coatings Technology, 184, 2004.

[73] Pancielejko M.: *Zużycie oraz zachowania tribologiczne powłok TiCN wytworzonych na podłożach ze stali HS6-5-2*. Inżynieria Materiałowa, 6, 2008.

[74] Pancielejko M.: *Badania zuzycia warstw TiCN wytworzonych metodą katodowego odparowania łukowego na podłożach ze stali szybkotnącej SW7M*. Inżynieria Materiałowa, 5, 2006.

[75] Pancielejko M.: *Analiza zużycia wierteł ze stali HS6-5-2 z powłokami Ti(C,N) wytworzonymi metodą PVD, po badaniach eksploatacyjnych*. Inżynieria Materiałowa, 4, 2010.

[76] Zaleski K., Matuszak J.: Podstawy obróbki ubytkowej. Lublin, Politechnika Lubelska 2016.

[77] Hovsepian P.Eh., Lewis D.B., Münz W.-D.: *Recent progress in large scale manufacturing of multilayer/superlattice hard coatings*. Surface and Coatings Technology. 133–134 (2000): s. 166–175.

[78] Veprek S. et al.:*Composition, nanostructure and origin of the ultrahardness in nc-TiN/a-Si3N4/a-and nc-TiSi2 nanocomposites with Hv= 80 to ≥ 105 GPa*. Surface and Coatings Technology. 133–134 (2000): s. 152–159.

[79] Holubar P., Jilek M., Sima M.: *Present and possible future applications of superhard nanocomposite coatings*. Surface and Coatings Technology. 133–134 (2000): s. 145–151.

[80] Panckow A.N. et al.: *Application of a novel vacuum-arc ion-plating technology for the design of advanced wear resistant coatings.* Surface and Coatings Technology. 138 (2001) 1: s. 71–73.

[81] Kupczyk M.: *Jakość technologiczna i ubytkowa ostrzy skrawających z powłokami przeciwzużyciowymi*. Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, Nr 320, Poznań 1997.

[82] Dobrzański L. A.: *Materiały inżynierskie i projektowanie materiałowe. Podstawy nauki o materiałach i metaloznastwo.* Warszawa, WNT, 2006.

[83] Dobrzański L.A., Dobrzańska-Danikiewicz A.D.: *Obróbka powierzchni materiałów inżynierskich*. Open Access Library 5 (2011) 1-480.

[84] Lim C.Y.H., Lim S.C., Lee K.S.: *Wear of TiC-coated carbide tools in dry turning*. Wear 225-229 (1999) 354-358.

[85] Lin L., Blackman G.S., Matheson R.R.: *A new approach to characterize scratch and mar resistance of automotive coatings*. Progress in Organic Coatings 40 (2000) 85-91.

[86] Konyashin I.Y.: *PVD/CVD technology for coating cemented carbides*. Surface & Coatings Technology 71 (1995) 277-283.

[87] Grzesik W.: *Podstawy skrawania materiałów metalowych*. WNT, Warszawa, 1998.

[88] Hogmark S., Hedenqvist P., Jacobson S.: *Tribological properties of thin hard coatings: demands and evaluation*. Surface & Coatings Technology 90 (1997) 247-257.

[89] Hogmark, Jacobson S., Larsson M.: *Design and evaluation of tribological coatings*.

Wear 246 (2000 S.) 20-33.

[90] Dudik K., Górski E.: *Poradnik tokarza*. WNT, Warszawa 2000.

[91] Wittbrodt P.: *Spherical carbide cutters natural wear during milling process*. Przegląd Mechaniczny, nr 6/2007.

[92] PN-ISO 3685:1996 – *Badanie trwałości noży tokarskich punktowych*.

[93] PN-83/M-58350 – *Narzędzia do skrawania metali. Badanie trwałości noży tokarskich*.

[94] Prawo ochronne P388874, *Zespół chłodzenia i odwiórowania*. Warszawa, 2009.

[95] ASTMD 1500 – *Standard Test Method for ASTM Color of Petroleum Products (ASTM Color Scale)*.

[96] ASTMD 1298 – *Standard Test Method for Density, Relative Density, or API Gravity of Crude Petroleum and Liquid Petroleum Products by Hydrometer Method*.

[97] ASTMD 445 – *Standard Test Method for Kinematic Viscosity of Transparent and Opaque Liquids (and Calculation of Dynamic Viscosity)*.

[98] ASTMD 93 – *Standard Test Methods for Flash Point by Pensky-Martens Closed Cup Tester*.

[99] ASTMD 130 – *Standard Test Method for Corrosiveness to Copper from Petroleum Products by Copper Strip Test*.

[100] PN-EN ISO 14577-1:2015-09 – Metale. Instrumentalna próba wciskania wgłębnika do określania twardości i innych własności materiałów. Część 1: Metoda badania.

[101] PN-EN ISO 6507-1:2018-05 – Metale. Pomiar twardości sposobem Vickersa. Część 1: Metoda badania.

[102] PN-EN ISO 4287:1999/A1:2010 – *Specyfikacje geometrii wyrobów. Struktura geometryczna powierzchni: metoda profilowa. Terminy, definicje i parametry struktury geometrycznej powierzchni.*

[103] PN-EN ISO 4287:1999 – *Specyfikacje geometrii wyrobów. Struktura geometryczna powierzchni: metoda profilowa. Terminy, definicje i parametry struktury geometrycznej powierzchni.*

[104] PN-EN ISO 13565-1:1999 – *Specyfikacje geometrii wyrobów. Struktura geometryczna powierzchni. Metoda profilowa. Powierzchnie o warstwowych właściwościach funkcjonalnych. Filtrowanie i ogólne warunki pomiaru.*

[105] PN-EN ISO 13565-2:1999 – *Specyfikacje geometrii wyrobów. Struktura geometryczna powierzchni. Metoda profilowa. Powierzchnie o warstwowych właściwościach funkcjonalnych. Opis wysokości za pomocą linearyzacji krzywej udziału materiałowego.*

[106] PN-EN ISO 13565-3:2002 – *Specyfikacje geometrii wyrobów. Struktura geometryczna powierzchni. Metoda profilowa. Powierzchnie o warstwowych właściwościach funkcjonalnych. Część 3: Opis wysokości za pomocą dystrybuanty udziału materiałowego.*

[107] PN-EN ISO 4288:2011 – *Specyfikacje geometrii wyrobów (GPS). Struktura geometryczna powierzchni: Metoda profilowa. Zasady i procedury oceny struktury geometrycznej powierzchni.*

[108] Sayles, R. S. and Thomas, T. R.: *Surface Topography as a Nonstationary Random Process*. Nature, 271, 431–434, 1978.

[109] Berry, M. V. and Hannay, J. H.: *Topography of Random Surfaces*. Nature, 271, 573. 1978.

[110] Bhushan B.: *Introduction - Measurement Techniques and Applications. Handbook of Micro/Nanotribology*. Ed. Bharat Bhushan, Boca Raton: CRC Press LLC, 1999.

[111] Mainsah E., Greenwood J.A., Chetwynd D.G.: *Metrology and Properties of Engineering Surfaces*. Kluwer Academic Publishers, 2001.

[112] Aue J.-J.: *Fractals and fracture: structure-property relationship of highly porous ceramics*. Dissertations of University of Groningen, 1997.

[113] Abbott E.J., Firestone F.A.: *Specyfing surface quality.* Mechanical Engineering 55/1993, pp. 556÷572.

[114] Pawlus P.: *Topografia powierzchni: pomiar, analiza, oddziaływanie.* Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2006.

[115] PN-EN ISO 13565-1:1999 – *Specyfikacje geometrii wyrobów. Struktura geometryczna powierzchni. Metoda profilowa. Powierzchnie o warstwowych właściwościach funkcjonalnych. Filtrowanie i ogólne warunki pomiaru.*

[116] PN-EN ISO 13565-2:1999 – *Specyfikacje geometrii wyrobów. Struktura geometryczna powierzchni. Metoda profilowa. Powierzchnie o warstwowych właściwościach funkcjonalnych. Opis wysokości za pomocą linearyzacji krzywej udziału materiałowego.*

[117] PN-EN ISO 13565-3:2002 – *Specyfikacje geometrii wyrobów. Struktura geometryczna powierzchni. Metoda profilowa. Powierzchnie o warstwowych właściwościach funkcjonalnych. Część 3: Opis wysokości za pomocą dystrybuanty udziału materiałowego.*

[118] Mainsah E., Greenwood J.A., Chetwynd D.G.: *Metrology and Properties of Engineering Surfaces,* Kluwer Academic Publishers, 2001.

[119] Bushan, B. (Ed.).: *Handbook of Micro/Nano Tribology (2nd ed.)*, CRC Press, 1999.

[120] Mandelbrot, B. B.: *The Fractal Geometry of Nature*, W. H. Freeman, New York, 1982.

[121] Majumdar, A., Tien, C. L.: *Fractal Characterization and Simulation of Rough Surfaces*, Wear, 136, 313–327, 1990.

[122] Shivamoggi B.K.: *Multifractal aspects of the fine-scale structure of temperature fluctuations in isotropic turbulence*, Physica A 221, 460–477, 1995.

[123] Van'yan P.L.: *Structure function of the velocity field in turbulent flows*, JETP 82, 580–586, 1996.

[124] Sayles R.S., Thomas T.R.: *The spatial representation of surface roughness by means of the structure function: a practical alternative to correlation*, 263-276, Wear 42, 1977.

[125] Thomas A., Thomas T.R.: *Digital analysis of very small scale surface roughness*, J Wave Mater Interact 3:341–350, 1988.

[126] Yuan C.Q. et al.: *The use of the fractal description to characterize engineering surfaces and wear particles*, Wear 255(1), 315-326, 2003.

[127] Thomas T.R. et al.: *Fractal characterisation of the anisotropy of rough surfaces*, Wear 232(1), 41-50, 1999.

[128] Majumdar A., Tien C.L.: *Fractal characterization and simulation of rough surfaces*, Wear 136(2), 313-327, 1990.

[129] Rose´n B.-G., Ohlsson R., Thomas T.R.: *Nanometerology of cylinder bore wear*, Trans. 7th. Int. Conf. on Metrology and Properties of Eng. Surfaces, Göteborg, pp. 102-110, 1997.

[130] Bhushan B., Majumdar A.: *Elastic–plastic contact model for bifractal surfaces*, Wear 153, 53-64, 1992.

[131] Breczko T., Likchachev W.A.: *Wybrane zagadnienia z materiałoznawstwa*, Wydawnictwo Uniwersytetu Warmińsko-Mazurskiego, Olsztyn 2000.

[132] Cullity B. D.: *Elements of X-Ray Diffraction,(3rd Edition)*, Pearson Education Limited, 2014.

[133] Senczyk D.: *Polikrystaliczny dyfraktometr rentgenowski*, Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, Poznań 1999.

[134] Senczyk D.: *Dyfraktometria rentgenowska w badaniach stanów naprężenia i własności sprężystych materiałów polikrystalicznych*, Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, Poznań 1995.

[135] Scherrer P.: *Bestimmung der Grösse und der innerenStruktur von KolloidteilchenmittelsRöntgenstrahlen*, Nachr. Ges. Wiss. Göttingen 26, (1918) pp 98-100.

[136] Stokes A. R., Wilson A. J. C.: *A method of calculating the integral breadths of Debye-Scherrer lines*, Mathematical Proceedings of the Cambridge Philosophical Society, Volume 38, Issue 3, July 1942 , pp. 313-322.

[137] Stokes A. R., Wilson A. J. C.: *The diffraction of X rays by distorted crystal aggregates – I*, Proceedings of the Physical Society, Volume 56, Number 3, pp.174-181, 1944.

[138] Williamson G. K., Hall W. H.: *X-ray Line Broadening from Filed Aluminium and Wolfram*, Acta Metall., Vol. 1, 1953, pp. 22-31.

[139] Kibasomba P. M., Dhlamini S., Maaza M., Liu Chuan-Pu, Rashad M. M., Rayan D. A., Mwakikunga B. W.: *Strain and grain size of TiO_2 nanoparticles from TEM, Raman spectroscopy and XRD: The revisiting of the Williamson-Hall plot method*, Results in Physics 9 (2018) 628–635.

[140] Dadras S., Davoudiniy M.: *Analysis of YBCO high temperature superconductor doped with silver nanoparticles and carbon nanotubes using Williamson–Hall and size–strain plot*, Physica C: Superconductivity and its applications 548 (2018) 116–118.

[141] Shahmoradi Y., Souri D.: *Growth of silver nanoparticles within the tellurovanadate amorphous matrix: Optical band gap and band tailing properties, beside the Williamson-Hall estimation of crystallite size and lattice strain*, Ceramics International, https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2019.01.094.

[142] Solaymani S., Ghoranneviss M., Elahi S. M., Shafiekhani A., Kulesza S., Talu S., Bramowicz M., Hantehzadeh M., Nezafat N. B.: *The relation between structural, rugometric and fractal characteristics of hard dental tissues at micro and nano levels*, Microsc. Res. Tech. 2018;1–8, DOI: 10.1002/jemt.23183.

[143] Rietveld H.M.: A profile refinement method for nuclear and magnetic structures, Journal off Applied Crystallography, 2, str. 65-71, 1969.

[144] Bojarski Z., Łągiewka E.: *Rentgenowska analiza strukturalna*, Wydawnictwo Uniwersytetu Śląskiego, Katowice, 1995.

[145] https://www.iucr.org/resources/other-directories/software/powder-cell

[146] https://materialsproject.org

[147] PN-EN ISO 26424:2016-05 - Ceramika wysokiej jakości (ceramika zaawansowana, techniczna ceramika zaawansowana) -- Oznaczanie odporności powłok na ścieranie w badaniu ścierania w skali mikro.

[148] ISO 20808:2016 – Fine ceramics (advanced ceramics, advanced technical ceramics). Determination of friction and wear characteristics of monolithic ceramics by ball-on-disc method.

[149] DIN 50324:1992-07 – Tribology; testing of friction and wear model test for sliding friction of solids (ball-on-disc system).

[150] PN-ISO 5725:2002 – Dokładność (poprawność i precyzja) metod pomiarowych i wyników pomiarów.

[151] Astakhov V.P.: *Tribology of metal cutting*. London, Elsevier Ltd., 2006.

[152] Shaw M.C.: *Metal Cutting Principles*. Oxford, Clarendon Press, 1989.

[153] Grzesik W.: *Advenced Machining Processes of Metallic Materials. Theory, Modelling, and Aplications*. Elsevier Science Publisher, 2008.

[154] Boothroyd G., Knight W.A.: *Fundamentals of Machining and Machine Tools*. Boca Raton, CRC Press, 2006.

[155] Groover M.P.: *Fundamentals of modern manufacturing. Material,s Processes, and Systems*, Jon Wilej & Sons, 2007.

[156] Trent E.M., Wright P.K.: *Metal Cutting*. Boston, Butterworth-Heinemann, 2000.

[157] Ernst H., Merchant M.E.: *Chip Formation, Friction, and Hight Quality Machine Surfaces*. Surface Treatment of Metals, nr 29, ASM, Cleveland, Ohio, 1991.

[158] Lee E.H., Shaffer B.W.: *The Theory of Plasticity Applied to a Problem of Machining*. Journal of Applied Mechanics, nr 18, ASME, 1951.

[159] Przybylski L.: *Strategia doboru warunków obróbki współczesnymi narzędziami,* Politechnika Krakowska, 2000.

[160] Engqvist H., Jacobson S., Axén N.: *A model for the hardness of cemented carbides*, Wear, 252, 2002.

[161] Rychlik K., Senderowski C.: *Wear Analysis of gun barrel drill blade in 1.0503 steel drilling process in Milpro HG12 oil environment with addition of ultra-dispersive copper particles and copper oxides,* Technical Sciences, Nr 22(3)2019.

[162] Materiały konferencyjne, *Analiza zużycia ostrza wiertła lufowego w procesie wiercenia stali C45 w środowisku oleju Milpro HG12 z dodatkiem ultra dyspersyjnych cząstek miedzi i tlenków miedzi,* Konferencja Naukowa Problemy w Inżynierii Mechanicznej, Olsztyn, 2019.

[163] Durejko T, Zarański Z., Sulej S.: *Analiza struktury geometrycznej powierzchni spieków ODS FeAl+Al_2O_3*, Kompozyty 7: 1 (2007) 41-45.

[164] Matuszewski M.: Nośność powierzchni a rodzaj jej obróbki, Tribologia, 6 (2011) 143-146.

[165] Krim J., Heyvaert I., Van Haesendock C., Bruynseraede Y.: *Scanning Tuneling Microscopy Observation of Self-Affine Fractal Roughness in Ion-Bombarded Film Surface*. Physical Review Letters, Vol.70 No.1, 1993.

[166] Bramowicz M., Kłysz S.: *Application of Atomic Force Microscopy (AFM) in diagnostic of surface layer*. Research Works of AFIT, No 22, s.167-174, 2007.

[167] Miedziński R.: *Etude des effets optiques photo-induits dans les métallo- composites etanalyse de leurs caractéristiques surfaciques par microscopie à forceatomique*. PhD Thesis, Université de Reims Champagne-Ardenne, Université J. Dlugosz de Czestochowa , 2009.