OBRÓBKA SKRAWANIEM 7

INTERAKCJA PROCES–OBRABIARKA

pod redakcją Pawła Twardowskiego

Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej Poznań 2013

Komitet redakcyjny
Paweł Twardowski (przewodniczący), Zbigniew Nowakowski, Marek Rybicki,
Damian Przestacki, Tadeusz Chwalczuk, Szymon Wojciechowski

Redakcja techniczna
Andrzej Jakubowski

Skład komputerowy
Tomasz Brończyk

Koncepcja okładki
Piotr Cichosz

Opracowanie graficzne okładki
Maciej Rychter, AMR Studio

Materiały wydrukowano bez redakcji językowej na wyłączną odpowiedzialność autorów.

Utwór w całości ani we fragmentach nie może być powielany ani rozpowszechniany za pomocą urządzeń elektronicznych, mechanicznych, kopiujących, nagrywających i innych bez pisemnej zgody posiadacza praw autorskich.

ISBN 978-83-7775-268-5

Wydanie I

Copyright © by Politechnika Poznańska, Poznań 2013

Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej
pl. M. Skłodowskiej-Curie 2, 60-965 Poznań
tel. +48 (61) 665 3516, faks +48 (61) 665 3583
e-mail: office_ed@put.poznan.pl
www.ed.put.poznan.pl

Druk: afdruk
ul. Unii Lubelskiej 3, 61-249 Poznań
tel. (61) 874-82-13

SPIS TREŚCI

1. ANALIZA PROCESU SKRAWANIA

Jan Burek, Karol Żurawski, Marcin Płodzień, Piotr Żurek
Analiza strategii symultanicznego pięcioosiowego frezowania powierzchnią boczną frezu stożkowego 11

Jan Burek, Piotr Żurek, Marcin Płodzień, Karol Żurawski
Badanie wpływu kątów pochylenia, wyprzedzenia oraz opóźnienia narzędzia na chropowatość powierzchni podczas frezowania pięcioosiowego stopów aluminium frezem kulistym 19

Aleksandra Dubiel, Paweł Rutkowski
Wpływ dodatku TiN oraz hBN na właściwości skrawne ostrzy z polikrystalicznego tlenku glinu 25

Marcin Jasiewicz, Bartosz Powałka
Zautomatyzowane przewidywanie stabilności frezowania z wykorzystaniem operacyjnej analizy modalnej 35

Krzysztof Jemielniak, Rafał Wypysiński
Symulacja numeryczna drgań samowzbudnych – przegląd metod, możliwości i potencjalnych korzyści 43

Jan Kaczmarek, Sebastian Lange, Robert Święcik, Artur Żurawski
Zwiększenie dokładności wykonywania przedmiotu na obrabiarce CNC poprzez modyfikację toru narzędzia 57

Zdeněk Kopecký, Luďka Hlásková, Maciej Kowalski, Miroslav Rousek
Wskaźniki energetyczne procesu obróbki drewna modyfikowanego chemicznie i ciśnieniowo 65

Wojciech Kwaczyński, Krzysztof Filipowicz
Symulacja obróbki jako narzędzie integracji proces skrawania – obrabiarka 73

Wojciech Mieszczak
Wstępny trójwymiarowy model *MES* procesu wiercenia 81

Piotr Niesłony, Wit Grzesik, Roman Chudy
Wpływ dyskretyzacji modelu narzędzia na efekt symulacji *MES* procesu skrawania 89

Monika Nowak, Piotr Pawełko
Możliwości uzyskania poprawy jakości cech techniczno-użytkowych obrabiarek przenośnych poprzez zastosowanie sterowania CNC 97

Piotr Rusek, Edward Wantuch, Krzysztof Zagórski
Energochłonność procesu obróbki w planowaniu technologii wytwarzania 105

Marek Rybicki
Efekty obróbki frezami walcowo-czołowymi 113

Anna Zawada-Tomkiewicz
Analiza układu obróbkowego z wykorzystaniem informacji zawartych w powierzchni obrobionej 119

2. ZUŻYCIE I TRWAŁOŚĆ OSTRZY

Jan Jaworski, Rafał Kluz
Badanie zużycia wierteł ze stali HS 2-5-1 przy wierceniu stali konstrukcyjnych 129

Marcin Matuszak, Bartosz Powałka, Paweł Kochmański
Ocena trwałości narzędzia w mikrofrezowaniu oraz jej wpływ na powierzchnię obrobioną 135

Piotr Siwak, Maciej Jan Kupczyk
Analiza wpływu inhibitorów wzrostu na trwałość ostrzy skrawających z nanowęglików spiekanych wytwarzanych metodą PPS 143

Piotr Siwak, Maciej Jan Kupczyk
Badania trwałości nanowęglików spiekanych typu WC-5Co+TaC-NbC wytworzonych przy użyciu plazmy impulsowej 153

Wojciech Stachurski, Stanisław Midera
Badania trwałości płytek skrawających typu Wiper 161

Łukasz Żurawski, Borys Storch
Wizyjne stanowisko optyczne do obserwacji zużycia ostrzy w głowicy frezowej 169

3. TECHNOLOGICZNA WARSTWA WIERZCHNIA

Jan Burek, Łukasz Żyłka, Michał Gdula, Marcin Płodzień
Wpływ orientacji osi frezu toroidalnego na chropowatość powierzchni w obróbce 5-osiowej 177

Kazimierz Czechowski, Jerzy Stós, Iwona Wronska, Andrzej Czerwiński, Daniel Toboła
Możliwości zwiększenia dokładności, gładkości i wydajności toczenia i frezowania narzędziami z ostrzami ceramicznymi 185

Wojciech Domański, Tadeusz Leppert, Robert Polasik
Badania wpływu właściwości cieczy chłodząco-smarujących na cechy geometryczne warstwy wierzchniej 193

Janusz Kalisz, Andrzej Czerwiński, Łukasz Janczewski, Kazimierz Czechowski, Waldemar Polowski, Daniel Toboła
Wybrane aspekty modyfikacji struktury geometrycznej powierzchni po frezowaniu za pomocą nagniatania tocznego i ślizgowego 201

Piotr Kiszka, Krzysztof Żak, Marta Bogdan
Struktura geometryczna powierzchni z żeliwa sferoidalnego uzyskana po obróbce dokładnej ostrzami z ceramiki azotkowej i CBN 209

Maciej Kowalski, Paweł Karolczak
Modyfikacja struktury geometrycznej warstwy wierzchniej przy toczeniu stali nierdzewnej o strukturze martenzytycznej ostrzami typu Wiper 217

Grzegorz Królczyk, Maksymilian Gajek, Stanisław Legutko
Wpływ parametrów skrawania na mikrotwardość technologicznej warstwy wierzchniej po toczeniu stali austenitycznej 1.4301 225

Andrzej Lorenc, Anna Sławińska
Wpływ nawęglania i hartowania na dokładność wykonania kół zębatych 233

Jakub Matuszak, Kazimierz Zaleski
Analiza mikrotwardości stopu magnezu w obrębie krawędzi kształtowanych szczotkowaniem 241

Agnieszka Skoczylas, Kazimierz Zaleski
Badania mikrotwardości warstwy wierzchniej stali C45 wycinanej laserem a następnie frezowanej i nagniatanej odśrodkowo 249

Daniel Toboła, Piotr Rusek, Waldemar Polowski, Kazimierz Czechowski
Badania nad doborem warunków gładkościowego nagniatania ślizgowego stali narzędziowych: konwencjonalnej i proszkowej 257

Mikolaj Kuzinovski, Piotr Cichosz, Mite Tomov
Comparative Analysis of the Surface Roughness Values Obtained with Skidded and Skidless Measurement Instruments 265

Szymon Wojciechowski, Iwona Wstawska
Chropowatość powierzchni obrobionej stopu magnezu AZ91 po frezowaniu walcowo-czołowym 273

Krzysztof Żak, Wit Grzesik, Roman Chudy
Porównanie topografii powierzchni części ze stali utwardzonej po toczeniu i obróbce ściernej 279

4. OBRÓBKA MATERIAŁÓW TRUDNOOBRABIALNYCH

Alexander Balitskii, Maria Hawrilyuk, Jacek Eliasz, Walentyna Balitska, Wiktor Kowalenko
Wpływ cieczy smarująco-chłodzących na proces wiercenia stali wysokoazotowej .. 287

Paweł Karolczak, Maciej Kowalski
Analiza wpływu zastosowania ostrzy o geometrii wygładzającej w obróbce kompozytów aluminiowych 295

Mieczysław Kawalec, Marian Jankowiak, Zbigniew Nowakowski
Sekwencyjne i hybrydowe toczenie zahartowanych laserowo stali konstrukcyjnych 305

Joanna Kossakowska, Krzysztof Jemielniak
Przyspieszone badania skrawalności trudnoobrabialnych stopów lotniczych 315

Grzegorz Królczyk, Stanisław Legutko, Maksymilian Gajek
Produkcyjne aspekty skrawalności stali duplex 323

Damian Przestacki
Właściwości kompozytów metalowo-ceramicznych i ich zmiany pod wpływem temperatury 329

Damian Przestacki, Tadeusz Chwalczuk
Materiały narzędziowe stosowane podczas skrawania kompozytów metalowo-ceramicznych 339

Bogdan Słodki, Wojciech Zębala, Grzegorz Struzikiewicz
Weryfikacja czasu cyklu łamania wióra w toczeniu wzdłużnym stopu Inconel 625 345

Piotr Szablewski
Zastosowanie wkładek ostrzowych z węglików spiekanych z nanopowłokami w procesie dokładnego toczenia nadstopu niklu Inconel 718 355

Rafał Talar, Tadeusz Chwalczuk
Skrawalność wolframu w procesie dokładnego toczenia ostrzami ceramicznymi 363

5. DIAGNOSTYKA I OPTYMALIZACJA PROCESÓW SKRAWANIA

Jerzy Józwik, Maciej Włodarczyk
Obróbka wirnika turbiny
Cz. 1. Komputerowo wspomagane projektowanie technologii w środowisku NX 371

Jerzy Józwik, Maciej Włodarczyk
Obróbka wirnika turbiny
Cz. 2. Ocena stanu geometrycznego powierzchni łopatki po obróbce 381

Witold Habrat, Andrzej Nowotnik, Piotr Laskowski, Krzysztof Krupa
Optymalizacja procesu toczenia na sucho stopu aluminium EN-AC-AlSi7Mg0,3ST6 391

Radosław Maruda, Eugene Feldshtein
Zastosowanie metody „Parameter Space Investigation" w planowaniu badań inżynierskich (na przykładzie badań chropowatości) 403

Przemysław Oborski
Integracja nadzoru procesu i obrabiarki w oparciu o zaawansowane systemy informatyczne 411

Kazimierz A. Orłowski, Tomasz Ochrymiuk
Nowe możliwości prognozowania efektów energetycznych w procesie skrawania... 419

Piotr Szulewski
Możliwości komunikacji układu diagnostycznego ze sterownikiem obrabiarki CNC..... 427

Michał Szydłowski, Bartosz Powałka, Stefan Berczyński
Stanowisko badawcze do wizyjnej inspekcji powierzchni obrobionej..... 439

6. NARZĘDZIA I SYSTEMY NARZĘDZIOWE

Marcin Barwinek
Budowa i możliwości technologiczne narzędzi firmy Fraisa 447

Grzegorz Bosak
Synergia technologiczna koniecznością ekonomiczną 455

Krzysztof Chmielewski, Janusz Cieloszyk
Wpływ średnicy płytki na trwałość narzędzi z obrotowymi ostrzami skrawającymi.... 463

Piotr Cichosz, Mikolaj Kuzinovski , Hubert Skowronek
Przegląd narzędzi mechatronicznych do korekcji ich odkształceń sprężystych..... 471

Piotr Cichosz, Mikolaj Kuzinovski , Hubert Skowronek
Narzędzia mechatroniczne do korekcji ich odkształceń sprężystych – propozycje konstrukcji własnych 481

Piotr Laskowski, Krzysztof Krupa, Witold Habrat, Jan Sieniawski
Narzędzia i strategie chłodzenia stosowane w obróbce skrawaniem z zastosowaniem HPC..... 489

Zbigniew Nowakowski
Wybrane problemy eksploatacyjne mechanicznych systemów mocowania narzędzi skrawających..... 499

Marcin Osieczko
Nowoczesna obróbka mechaniczna aluminiowych, cienkościennych części lotniczych narzędziami firmy SGS Solid Carbide Tools 509

Michał Pawłowski
Kompleksowe pomiary frezów obwiedniowych 517

Maciej Wiśniewski, Wojciech Kończak
Narzędzia hydrostatyczne do dogniatania 523

Piotr Tyczyński, Marcin Wawrzonkowski
Nowoczesne rozwiązania narzędziowe dedykowane do obróbki materiałów stosowanych w przemyśle lotniczym..... 533

7. ZJAWISKA FIZYCZNE W PROCESIE SKRAWANIA

Jan Burek, Łukasz Żyłka, Marcin Płodzień, Michał Gdula
Wpływ łamacza wióra frezu palcowego na przebieg wysokowydajnego frezowania stopów aluminium 547

Wojciech Domański, Tadeusz Leppert, Robert Polasik
Badania wpływu właściwości cieczy chłodząco-smarujących na siły skrawania podczas toczenia 555

Krzysztof Jemielniak, Mirosław Nejman, Dominika Śniegulska-Grądzka, Rafał Wypysiński
Wyznaczanie dynamicznych współczynników sił skrawania metodą doświadczalną 563

Krzysztof Lis, Grzegorz Dyrbuś
Badania eksperymentalne nad metodą wyznaczania temperatury ostrza wiertła krętego za pomocą urządzeń pirometrycznych 571

Kazimierz Zaleski, Tomasz Pałka
Wpływ minimalnego smarowania na moment skrawania podczas frezowania stopów magnezu 581

Piotr Zgórniak, Wojciech Stachurski, Dariusz Ostrowski, Bogdan Kruszyński
Wpływ wybranych parametrów skrawania na temperaturę w strefie obróbki podczas frezowania 589

1. ANALIZA PROCESU SKRAWANIA

ANALIZA STRATEGII SYMULTANICZNEGO PIĘCIOOSIOWEGO FREZOWANIA POWIERZCHNIĄ BOCZNĄ FREZU STOŻKOWEGO

Jan BUREK, Karol ŻURAWSKI, Marcin PŁODZIEŃ, Piotr ŻUREK[1]

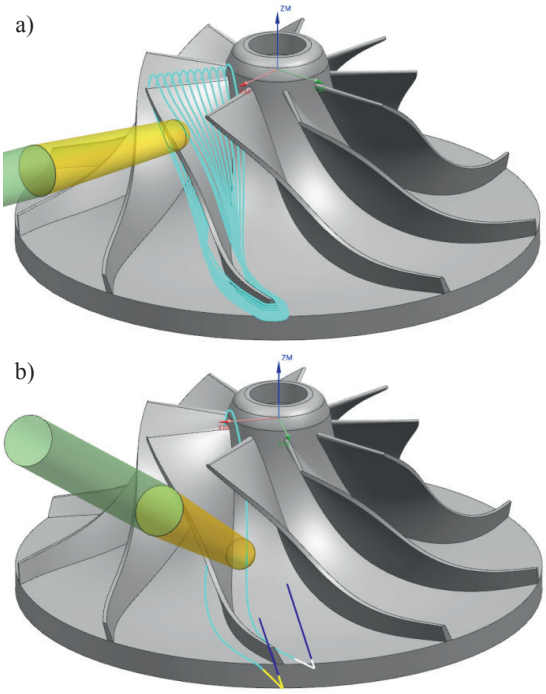
1. WPROWADZENIE

W ciągu ostatnich lat, obserwuje się dynamicznych rozwój technologii lotniczych i motoryzacyjnych. Taki stan rzeczy determinuje konieczność opracowywania nowych oraz udoskonalanie istniejących technik wytwarzania. Branża ta charakteryzuje się bardzo wysokimi wymaganiami jakościowymi, jednak rosnąca konkurencja wymusza ciągłe zwiększanie ekonomiczności produkcji. Elementy wirujące takie jak łopatki oraz wirniki muszą spełniać wysokie normy kształtowe oraz jakości powierzchni. Ze względu na skomplikowany kształt profili, który jest niezbędny do zachowania prawidłowych właściwości aerodynamicznych, opracowanie technologii ich wykonania przysparza wiele trudności. Nowoczesne maszyny CNC w połączeniu z zaawansowanymi systemami CAD/CAM stanowią interesującą alternatywę dla odlewania skomplikowanych części tego typu [4].

W przemyśle, podstawową strategią obróbki wirników jest frezowanie punktowe, czyli tzw. wierszowanie (rys. 1a). Polega ona na wykonaniu wielu płytkich przejść frezem kulistym, wokół obrabianej powierzchni. Metoda ta pozwala na wykonanie dowolnego kształtu powierzchni. Lecz by zachować dostateczną jakość powierzchni, należy minimalizować głębokość skrawania, co skutkuje wydłużeniem czasu obróbki.

Mniej powszechną metodą obróbki tego typu elementów jest pięcioosiowe frezowanie powierzchnią boczną narzędzia (rys. 1b). Jak sama nazwa wskazuje, w tym procesie wykonywane jest wyłącznie jedno przejście, w którym powierzchnia boczna narzędzia prowadzona jest jak najbliżej do obrabianej powierzchni. Główną zaletą tej strategii jest znacznie krótszy czas obróbki w stosunku frezowania punktowego, przy zachowaniu zadowalającej jakości powierzchni. Natomiast podstawowym problemem w tej metodzie, jest ustalanie optymalnej pozycji osi narzędzia [2,3].

[1] Politechnika Rzeszowska im. Ignacego Łukasiewicza.



Rys. 1. Przykład frezowania a) punktowego, b) powierzchnią boczną narzędzia

2. USTALENIE OPTYMALNEJ ORIENTACJI OSI NARZĘDZIA PRZY PIĘCIOOSIOWYM FREZOWANIU POWIERZCHNIĄ BOCZNĄ

2.1. OBRÓBKA PŁASZCZYZN I POWIERZCHNI PROSTOKREŚLNYCH ROZWIJALNYCH

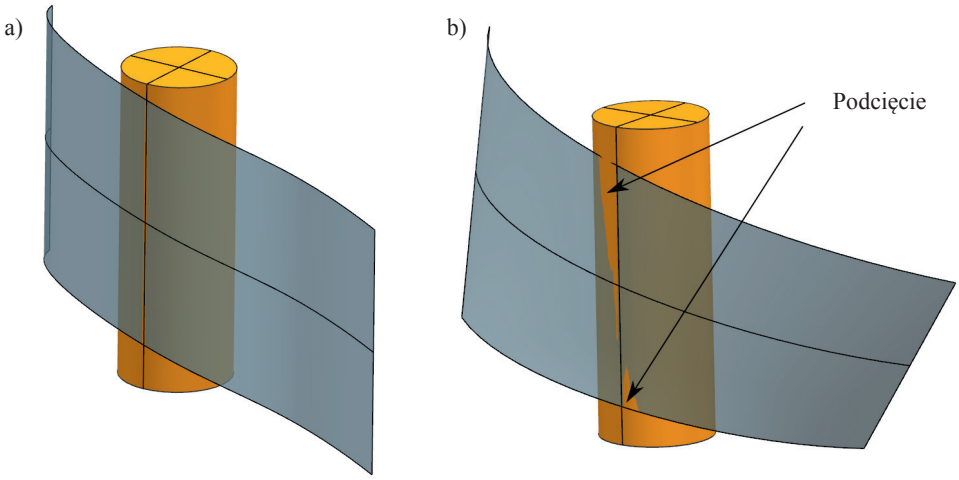
Podstawowym zastosowaniem frezowania powierzchnią boczną frezu jest obróbka trój lub pięcioosiowa płaszczyzn lub posiadających lekkie krzywizny powierzchni ścianek. Do zaprogramowania tego typu obróbki wystarczają proste cykle 3D, które poprowadzą narzędzie wzdłuż zadanego konturu.

Części z przemysłu lotniczego posiadają często nachylone ścianki z obszarami podcięć, ze względu na wymaganą wytrzymałość i wyważenie. Elementy te najczęściej składają się z powierzchni prostokreślnych rozwijalnych (rys. 2a). W tym przypadku oś narzędzia przeważnie prowadzona jest równolegle do powierzchni stycznej danej ścianki, na zadanej wysokości, a ostrze narzędzia wzdłuż powierzchni dna. Pięcioosiowy symultaniczny dosuw osi narzędzia odbywa się przy tym normalnie do powierzani dna albo równolegle do linii izoparametrycznych powierzchni ścianki [1,4].

2.2. OBRÓBKA POWIERZCHNI PROSTOKREŚLNYCH NIEROZWIJALNYCH I SWOBODNYCH

Prostokreślne powierzchni nierozwijalne są wykorzystywane szczególnie przy konstruowaniu prostych profili z zakresu techniki przepływowej. Dzieje się tak, ponieważ powierzchnie te można prosto i jednoznacznie zdefiniować przez podanie dwóch linii ograniczających. Są także poręczne pod względem analitycznym dla symulacji przepływów i obliczeń wytrzymałościowych.

Nierozwijalne powierzchnie prostokreślne charakteryzują się kątem skręcenia pomiędzy wektorami normalnymi powierzchni na odcinku tworzącym. Kąt ten uniemożliwia dokładne wykonanie takiej powierzchni za pomocą rzeczywistego frezu (o średnicy większej niż 0). To skręcenie, w przypadku obróbki za pomocą frezów walcowych czy stożkowych, skutkuje uszkodzeniem powierzchni w postaci podcięcia hiperbolicznego (rys. 2b) [1,4].



Rys. 2. Przykład pozycjonowania narzędzia przy powierzchni prostokreślnej a) rozwijalnej, b) nierozwijalnej

Istnieją rozwiązania analityczne tego problemu, lecz w zastosowaniach CAM wykorzystuje się metody numeryczne, polegające na wykorzystaniu algorytmu iteracyjnego, który dyskretyzuje model narzędzia oraz powierzchnię obrobioną w celu wyznaczenia lokalnego pocięcia, które następnie jest redukowane poprzez manipulowanie osią narzędzia. Algorytm ten sprawdza się zarówno dla powierzchni prostokreślnych jak i swobodnych, jak również dla różnych kształtów narzędzia [2,4].

3. PORÓWNANIE SYMULTANICZNEGO FREZOWANIA POWIERZCHNIĄ BOCZNĄ ORAZ FREZOWANIA PUNKTOWEGO

3.1. STANOWISKO BADAWCZE

Badania zostały przeprowadzone w Katedrze Technik Wytwarzania i Automatyzacji Politechniki Rzeszowskiej. Do badań wykorzystano:
- pięcioosiowe centrum obróbkowe HSC55 Linear firmy DMG oparte o sterownik Sinumerik 840D,
- frez stożkowy ø6 R216.54-06040RAL40G 1620 firmy Sandvik Coromant zamocowany w oprawce hydraulicznej,
- profilometr MarSurf M 300 firmy Mahr.

Widok stanowiska badawczego przedstawiono na rys. 3.



Rys. 3. Stanowisko badawcze

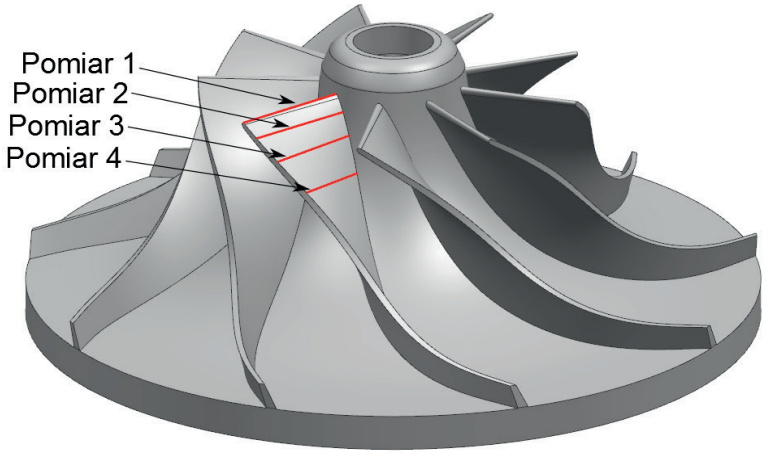
3.2. PRZEBIEG BADAŃ DOŚWIADCZALNYCH

Badania doświadczalne rozpoczęto od przygotowania części testowej z materiału Al 6061, w postaci wirnika promieniowego, poprzez przeprowadzenie obróbki zgrubnej. Operację przeprowadzono w następujących warunkach:
- posuw roboczy: $f = 2500$ mm/min,
- prędkość skrawania: $v_c = 300$ mm/min,
- szerokość skrawania: $a_e = 2{,}4$ mm,
- głębokość skrawania: $a_p = 1{,}5$ mm,
- naddatek pozostawiony na kolejne operacje: 0,2 mm,
- zastosowana strategia: wierszowanie.

W kolejnym etapie badań przeprowadzono operacje wykończeniowe łopatek wirnika promieniowego, jednocześnie mierząc czas obróbki poszczególnych elementów. Pierwsze pióro wykonano wykorzystując strategię pięcioosiowego frezowania powierzchnią boczną, przy następujących parametrach technologicznych:
– posuw roboczy: $f = 300$ mm/min,
– prędkość skrawania: $v_c = 300$ mm/min,
– szerokość skrawania: $a_e = 0{,}2$ mm.

Pozostałe osiem łopatek zostało wykonanych standardową metodą wierszowania, przy czym, każdą obrabiano z inną szerokością skrawania w zakresie od 1,6 mm do 0,2 mm. Pozostałe parametry technologiczne były następujące:
– posuw roboczy: $f = 2000$ mm/min,
– prędkość skrawania: $v_c = 300$ mm/min,
– szerokość skrawania: $a_e = 0{,}2$ mm.

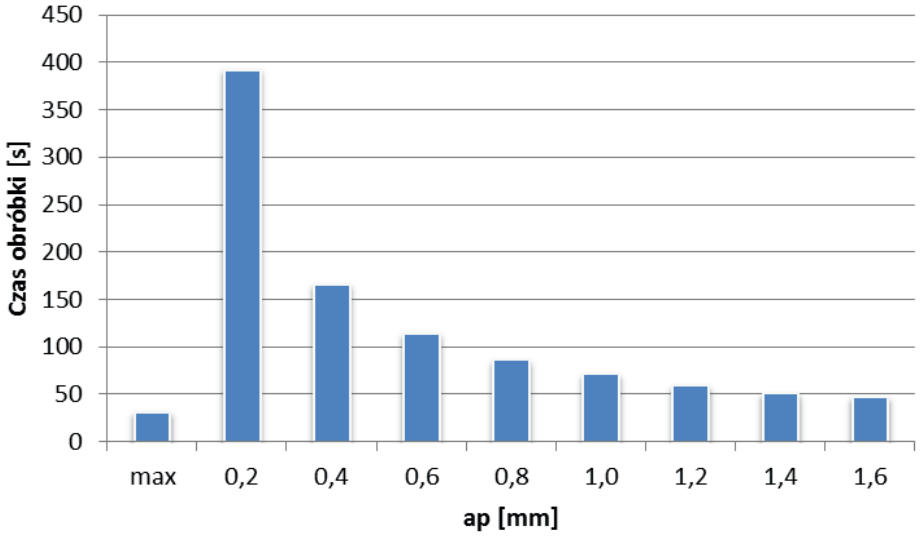
Ostatnim etapem badań było zmierzenie chropowatości powstałych powierzchni. Pomiar został przeprowadzony na każdej łopatce, w czterech różnych miejscach, które zostały przedstawione na rys. 4.



Rys. 4. Model wirnika z zaznaczonymi miejscami pomiaru chropowatości powierzchni łopatki

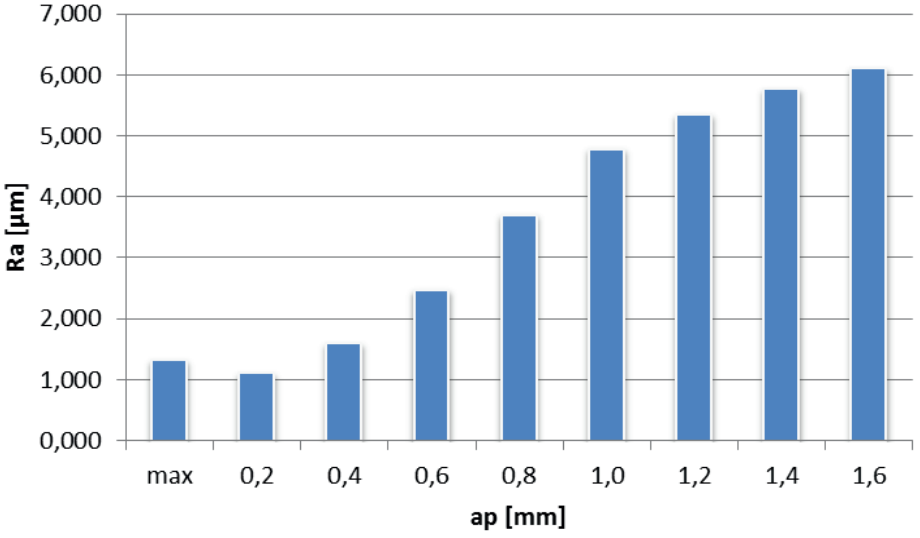
3.3. ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ DOŚWIADCZALNYCH

Z analizy wyników można stwierdzić, że najkrótszy czas obróbki został osiągnięty przy wykorzystaniu strategii pięcioosiowego frezowania powierzchnią boczną frezu stożkowego, natomiast najdłuższy przy zastosowaniu wierszowania z głębokością skrawania $a_p = 0{,}2$ mm. Na rys. 5 przedstawiono wartości osiągniętych czasów w zależności od głębokości skrawania.

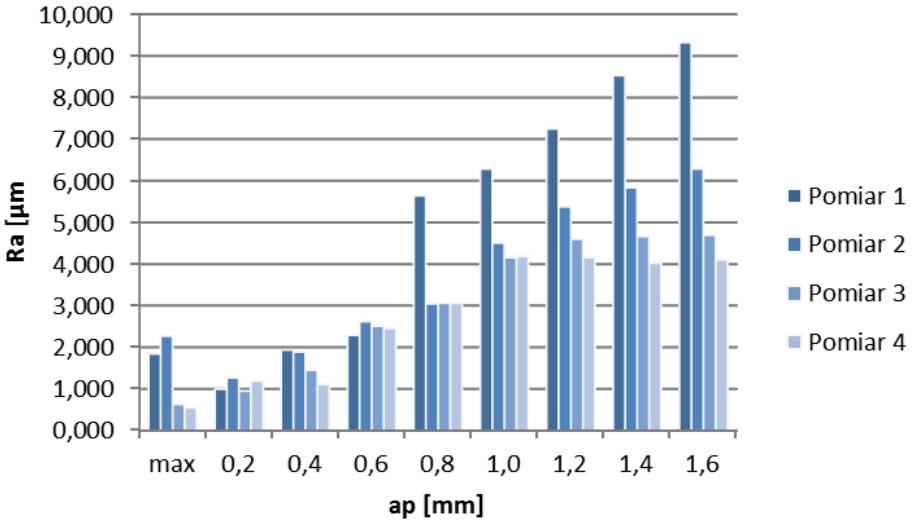


Rys. 5. Wykres czasów obróbki w zależności od głębokości skrawania

Najmniejszą średnią wartość chropowatości *Ra* została osiągnięta przy wierszowaniu z głębokością skrawania równą a_p = 0,2 mm. W przypadku frezowania powierzchnią boczną, średnia wartość tego parametru chropowatości jest nieznacznie większa od najlepszego wyniku. Na rys. 6 i 7 przedstawiono wartość średnią parametru *Ra* oraz wartości z poszczególnych pomiarów dla różnych głębokości skrawania.

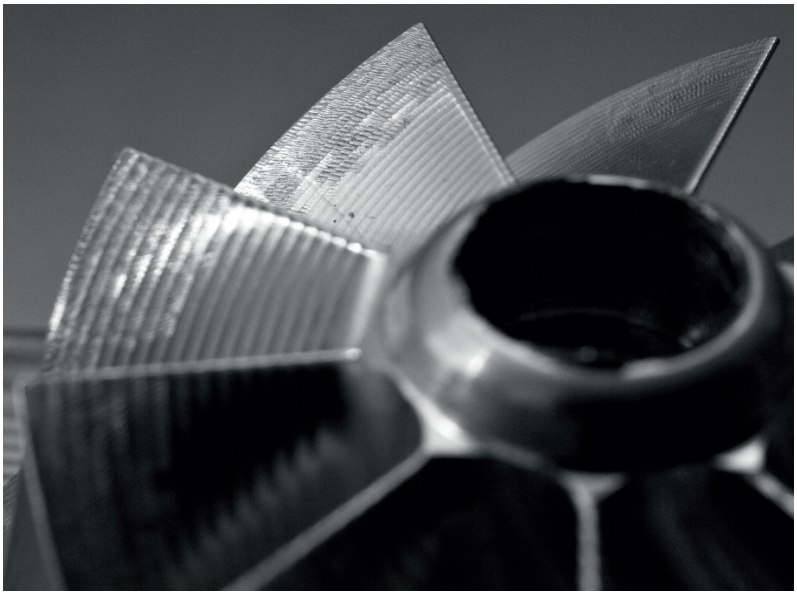


Rys. 6. Zależność średniego parametru chropowatości *Ra* od głębokości skrawania



Rys. 7. Zależność parametru chropowatości *Ra* w poszczególnych punktach pomiarowych w zależności od głębokości skrawania

Można również zauważyć znaczne rozbieżności tego parametru chropowatości w zależności od miejsca pomiaru. Efekt ten powstał w wyniku drgań łopatki, podczas obróbki w jej najwyższym punkcie, przy krawędzi natarcia. W skutek tego powstały charakterystyczne nacięcia widoczne na rys. 8, co miało swoje



Rys. 8. Łopatki wirnika z charakterystycznymi nacięciami

odzwierciedlenie w jakości wykonanej powierzchni. Efekt ten jest widoczny szczególnie dla łopatki wykonanej jednym przejściem narzędzia, gdzie parametr *Ra* przy krawędzi natarcia jest prawie czterokrotnie większy, niż w części środkowej [5].

4. WNIOSKI

Z przeprowadzonych badań doświadczalnych można wywnioskować, że symultaniczne pięcioosiowe frezowanie powierzchnią boczną frezu pozwala na znaczne przyśpieszenie produkcji wirników promieniowych w stosunku do konwencjonalnej metody, pomimo zastosowania ponad sześciokrotnie mniejszych prędkości posuwu. Dodatkowo, jakość obrobionej powierzchni nie odbiega bardzo od dokładnego frezowania punktowego, a przy odpowiednim doborze parametrów skrawania, możliwe byłoby osiągnięcie znacznie lepszych wyników.

LITERATURA

[1] CHIH-HSING C., JANG-TING C., *Tool path planning for five-axis flank milling with developable surface approximation*, 2005.
[2] FERRY W. B. S., *Virtual Five-axis flank milling of jet engine impellers*, The University of British Columbia, Vancouver, 2008.
[3] MARCINIAK K., PUTZ B., WOJCIECHOWSKI J., *Obróbka powierzchni krzywoliniowych na frezarkach sterowanych numerycznie – Podstawy geometryczne*, Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, Warszawa, 1988.
[4] WALDT N., *NC-Programmierung fur das funfachsige Flankenfrasen von Feriformflachen*, Universitat Hannover, 2005.
[5] ŻYŁKA Ł., PŁODZIEŃ M., *Stabilność 5-osiowego frezowania stopów aluminium*, Forum Inżynierskie Proca, Kraków, 2012.

THE STRATEGY ANALYSIS OF FIVE-AXIS SIMULTANEOUS FLANK MILLING OF A CONICAL MILL

The paper raises an issue of the usage of five-axial flank milling of conical mill on the basis of an impeller of a jet-engine. The problem of positioning the tool axis in this strategy was presented. Moreover, it was compared with five-axis conventional point milling.

Key words: five-axis machining, flank milling

BADANIE WPŁYWU KĄTÓW POCHYLENIA, WYPRZEDZENIA ORAZ OPÓŹNIENIA NARZĘDZIA NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI PODCZAS FREZOWANIA PIĘCIOOSIOWEGO STOPÓW ALUMINIUM FREZEM KULISTYM

Jan BUREK, Piotr ŻUREK, Marcin PŁODZIEŃ, Karol ŻURAWSKI[1]

1. WSTĘP

Dynamiczny rozwój przemysłu lotniczego i motoryzacyjnego stawia coraz większe wymagania technologii obróbki skrawaniem. Konieczność wytwarzania elementów o powierzchniach swobodnych, oraz zintegrowanych części o złożonych kształtach, determinuje coraz szersze zastosowanie obrabiarek wieloosiowych. Aktualnie systemy CAD/CAM pozwalają na generowanie modeli bardzo złożonych elementów, oraz na przygotowanie kompleksowej strategii obróbkowej.

Obróbka wieloosiowa niesie za sobą wiele problemów, które muszą być rozwiązywane w celu zapewnienia odpowiedniej jakości gotowego elementu. Poza samym skomplikowaniem procesu, kolejnym aspektem jest nacisk na jego wysoką wydajność dla zachowania opłacalności produkcji [1,8].

Stan warstwy wierzchniej stanowi istotną miarę jakości wytwarzanych komponentów. Ma on wpływ na dokładność wymiarową, współczynnik tarcia, wygląd zewnętrzny oraz wytrzymałość zmęczeniową, co jest niezwykle ważne w branży lotniczej. Jednak należy zwrócić uwagę, że stosowanie operacji takich jak szlifowanie znacząco zwiększa koszty produkcji, oraz czas potrzebny do wykonania gotowego elementu. Najlepiej zatem tak projektować proces produkcyjny, aby gdzie to możliwe właściwą chropowatość otrzymywać już na etapie wcześniejszych operacji [3,6,7].

[1] Politechnika Rzeszowska im. Ignacego Łukasiewicza.

2. FREZOWANIE POCHYLONYM NARZĘDZIEM

Podczas frezowania jednym ze znaczących problemów są błędy dokładności geometrycznej w kierunku normalnym do powierzchni. Powstają w skutek odpychania narzędzia od przedmiotu obrabianego. Narzędzie jest dużo sztywniejsze w osi Z niż w osiach X i Y, dlatego przy zerowym kącie nachylenia narzędzia błędy geometryczne będą najmniejsze. Jednak w tym przypadku wierzchołek narzędzia ma kontakt z przedmiotem obrabianym. W czasie obróbki frezem kulistym prędkość skrawania na końcu narzędzia wynosi 0. Materiał w tym miejscu nie jest skrawany, ale jedynie gnieciony. Taka strategia powoduje zjawiska niepożądane w postaci wzrostu temperatury skrawania, zwiększenia wibracji oraz narostu na krawędzi narzędzia. Skutkiem tego może być pogorszenie jakości powierzchni, oraz spadek trwałości narzędzia [5,6,7].

Powyższe zjawiska mogą zostać wyeliminowane poprzez wprowadzenie pochylenia narzędzia. Maszyny pięcioosiowe pozwalają na przeprowadzenie obróbki pod kątami w stosunku do wektora normalnego płaszczyzny. Ta możliwość pozwala na poprawienie warunków skrawania, a co za tym idzie poprawienie jakości powierzchni obrobionej. Jednak w tym momencie następuje zmiana efektywniej średnicy narzędzia. Efektywną średnicę podczas obróbki pod kątem prostym opisuje się wzorem:

$$d_{eff} = 2 * \sqrt{a_p(d - a_p)}, \tag{1}$$

gdzie:
a_p – głębokość skrawania,
d – średnica narzędzia [6].

Dla kąta wyprzedzenia narzędzia średnicę efektywną wyraża się według następującej zależności:

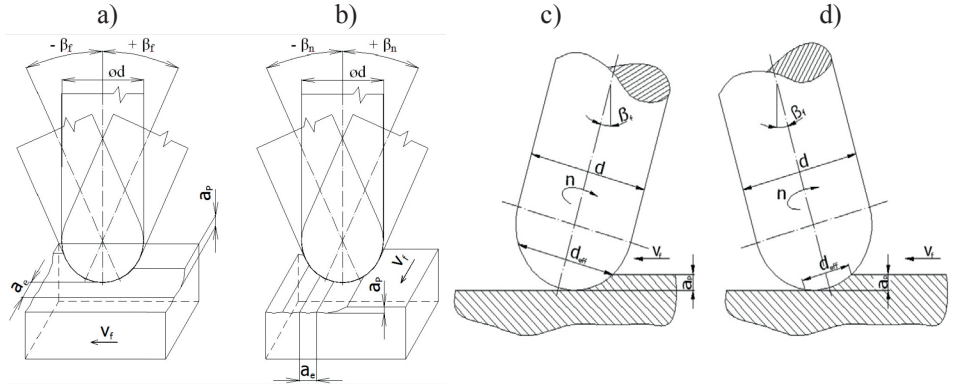
$$d_{eff} = d * \sin\left[\arccos\left(\frac{d-2a_p}{d}\right) + \beta_f\right], \tag{2}$$

gdzie:
d – średnica narzędzia,
a_p – głębokość skrawania,
β_f – kąt nachylenia narzędzia w osi Y [6].

Kiedy zmieniamy kąt nachylenia narzędzia, otrzymujemy inną powierzchnię kontaktu narzędzia z przedmiotem obrabianym. Następuje zmiana sił i zapotrzebowania na energie. Kąty nachylenia są stosowane we wszystkich osiach, ale w tym artykule będą rozpatrywane kąty wyprzedzenia i opóźnienia oraz ujemny kąt pochylenia (rys. 1). W momencie wprowadzenia nachylenia narzędzia wpływamy na niektóre parametry procesu. Zmianie ulega efektywna prędkość skrawania wywodząca się z wcześniej opisanej zmiany efektywnej średnicy. Parametr ten opisuje zależność:

$$V_{c-eff} = \frac{\pi \cdot n \cdot d \cdot sin\left[\beta_f + arccos\left(\frac{R-a_p}{R}\right)\right]}{1000}, \tag{3}$$

gdzie:
n – prędkość obrotowa wrzeciona,
d – średnica narzędzia,
R – promień narzędzia,
β_f – kąt nachylenia narzędzia w osi Y [2,4,6].



Rys. 1. Strategie frezowania nachylonym narzędziem: a) z kątem opóźnienia lub wyprzedzenia b) z pochyleniem c) z kątem wyprzedzenia d) z kątem opóźnienia.

Kąty pochylenia oraz wyprzedzenia mają również wpływ na stabilność procesu. Wynika to z zależności dynamicznych przemieszczeń i sił, kiedy zmienia się powierzchnia styku z przedmiotem. Skutkiem tego mogą być pojawiające się drgania. W takim przypadku następuje znaczące pogorszenie się jakości powierzchni, a często doprowadzenie jej do stanu jakościowo nieakceptowanego [3].

3. PRZEBIEG BADAŃ

Badania zostały wykonane w Katedrze Technik Wytwarzania i Automatyzacji Politechniki Rzeszowskiej, na maszynie HSC55 Linear firmy DMG opartej o sterownik SINUMERIK 840D. Do pomiarów powierzchni posłużył profilometr MarSurf M 300 firmy Mahr. Obróbka wykonywana była pełnowęglikowym frezem niepowlekanym firmy Sandvik dedykowanym do aluminium.

Element testowy stanowiła kostka, na której powierzchniach przeprowadzono obróbkę w różnych kierunkach kąta nachylenia narzędzia i z różnymi wartościami tych kątów. Obróbka przebiegała z zastosowaniem chłodziwa, przy stałej prędkości skrawania oraz stałym posuwie. Program obróbkowy został wygenerowany w programie NX 8.0. Następnie pomiar chropowatości wykonywany był prostopadle do kierunku posuwu.

Tabela 1. Parametry obróbki

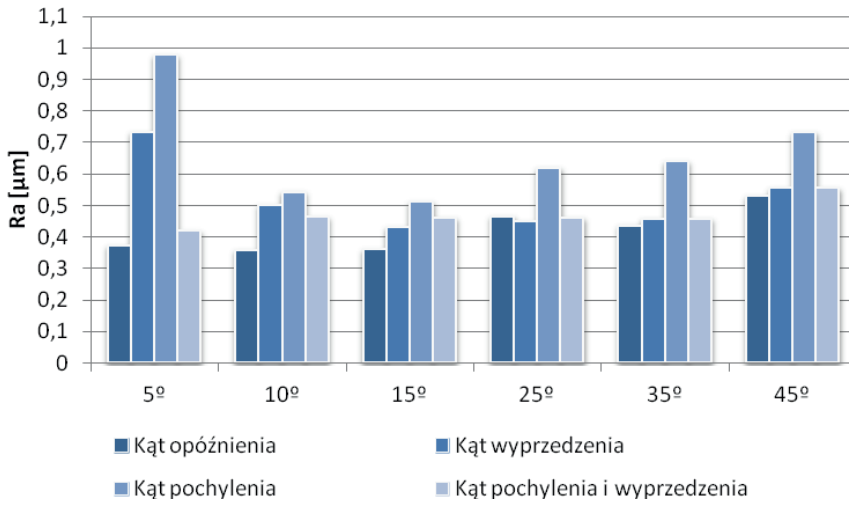
v_c	620 m/min	a_e	0,2 mm
f_t	5500 mm/min	d	10 mm
a_p	0,4 mm	liczba ostrzy	2



Rys. 2. Stanowisko badawcze: 5-osiowe centrum obróbkowe HSC55 Linear

4. ANALIZA WYNIKÓW

Wyniki pomiarów przedstawione są na rys. 3. W oparciu o nie, łatwo zauważyć powstawanie pewnej tendencji. Dla nachylenia w jednej osi najkorzystniejsza wartość kąta to 15º. Wtedy chropowatość jest najmniejsza. Tylko przy skrawaniu z jednoczesnym kątem pochylenia oraz wyprzedzenia jakość powierzchni jest najlepsza przy mniejszych wartościach kąta. Kolejnym elementem jest negatywny wpływ kąta pochylenia na chropowatość. Pogorszenie jakości wynosi około 20% w stosunku do innych strategii. Jednak przy zastosowaniu kąta wyprzedzenia razem z kątem pochylenia, jakość powierzchni ulega znacznej poprawie. Przy kątach pochylenia oraz wyprzedzenia wynoszących 5º obróbka odbywała się niestabilnie. Skutkuje to dużym pogorszeniem jakości powierzchni. Odnotowuje się drgania, a element obrabiany przestaje spełniać wymogi jakościowe i estetyczne. Porównując ze sobą pracę z kątem wyprzedzenia oraz opóźnienia obserwujemy niewielką różnice z korzyścią dla kąta opóźnienia. Zależność ta widoczna jest szczególnie dla małych kątów.



Rys. 3. Parametr chropowatości *Ra* w zależności od kąta odchylenia narzędzia

5. PODSUMOWANIE

Z powyższych badań wynika, że zmiany wartości kątów oraz kierunków nachylenia narzędzia mają wpływ na chropowatość powierzchni obrobionej. Przygotowując strategie obróbki warto uwzględnić ten fakt. Jeżeli geometria przedmiotu na to pozwala można podwyższyć jakość powierzchni o około kilkanaście procent nie zmieniając czasu obróbki. Również można stwierdzić, że podczas frezowania elementów o złożonych kształtach, gdzie pewne ustawienia narzędzia są wymuszone należy się liczyć z pogorszeniem chropowatości.

LITERATURA

[1] CHEN C.H., WANG Y.C., LEE B.Y., *The effect of surface roughness of end-mills on optimal cutting performance for high-speed machining*, Strojniški vestnik – Journal of Mechanical Engineering 59, 2, 2013, 124–134.

[2] OZTURK E., TANER L., BUDAK E., *Investigation of lead and tilt angle effects in 5-axis ball--end milling processes*.

[3] OZTURK E., BUDAK E., *Chatter Stability of 5-Axis Milling Using Multi-Frequency Solution.*

[4] PASCA I., LOBONITIU M., *Experimental research about influence of inclination angle direction upon the surface roughness in ball end milling of OLC45 (C45) material.* TEHNOMUS – New Technologies and Products in Machine Manufacturing Technologies.

[5] SADÍLEK M. , ČEP R., *Progressive Strategy of Milling by means of Tool Axis Inclination Angle*. World Academy of Science, Engineering and Technology, 29, 2009.

[6] SADÍLEK M., ČEP I., BUDAK M., SOKOVIĆ, *Aspects of Using Tool Axis Inclination Angle*- Strojniški vestnik – Journal of Mechanical Engineering 57(2011)9, 681–688.

[7] VAKONDIOS D., KYRATSIS P., YALDIZ S., ANTONIADIS A., *Influence of milling strategy on the surface roughness in ball end milling of the aluminum alloy Al7075-T6.* Measurement journal homepage: www.elsevier.com/locate/measurement.
[8] CHEN X., ZHAO J., DONG Y., HAN S., LI A., WANG D., *Effects of inclination angles on geometrical features of machined surface in five-axis milling*. Int. J. Adv. Manuf. Technol., 65, 2013, 1721–1733.

THE EXAMINATION OF INFLUENCE OF TILT ANGLE AND LEAD ANGLE ON THE SURFACE ROUGHNESS WHILE FIVE ASIS MILLING OF ALUMINIUM ALLOY BY MEANS OF A BALL MILL

The paper raises an issue of influence of tool direction and value of tilt angle on the quality of the machining surface. There was a ball mill used to conduct the experiment and the research was carried out on the aluminum alloy.

Key words: inclination of a tool, five-axis milling

WPŁYW DODATKU TiN ORAZ hBN NA WŁAŚCIWOŚCI SKRAWNE OSTRZY Z POLIKRYSTALICZNEGO TLENKU GLINU

Aleksandra DUBIEL, Paweł RUTKOWSKI[1]

1. CZĘŚĆ LITERATUROWA

Obróbka skrawaniem jest wciąż jednym z podstawowych elementów procesu wytwarzania. Względy ekonomiczne i ekologiczne, rosnące wymagania związane z jakością obrobionych powierzchni oraz konieczność obrabiania materiałów supertwardych wyznaczają trendy rozwoju technik obróbki ubytkowej. Wzrost znaczenia procesów obróbki z dużą prędkością skrawania (HSC), obróbki wysokowydajnej (HPC), obróbki na sucho lub z minimalnym udziałem cieczy smarującej, czy obróbki materiałów supertwardych niesie za sobą konieczność ulepszania stosowanych narzędzi [9]. Wszystkie powyżej wymienione techniki obróbki ubytkowej stawiają bardzo wysokie wymagania dla materiałów używanych na ostrza. Muszą one cechować się wysoką twardością, odpornością na kruche pękanie i wytrzymałością oraz dobrym przewodnictwem cieplnym. Nie mogą być reaktywne w stosunku do materiału obrabianego. Ze względu na nagrzewanie się ostrza w trakcie procesu ważne jest, aby zachowywały dobre właściwości również w podwyższonych temperaturach. [5,15] Powyższe cechy dobrze spełniają materiały ceramiczne, które są coraz częściej wykorzystywane w obróbce skrawaniem, szczególnie w przypadku obróbki z wysokimi prędkościami skrawania oraz przy obróbce materiałów twardych i supertwardych [11,16].

Tlenek glinu jest jednym z najczęściej stosowanych materiałów wśród ceramiki technicznej. Wysoka twardość, duża wytrzymałość, odporność chemiczna, dobre przewodnictwo cieplne, zachowywanie tych właściwości w podwyższonej temperaturze oraz dostępność materiału, sprawiają, że korund jest materiałem chętnie wykorzystywanym również w obróbce skrawaniem. Niestety, podobnie jak wszystkie materiały ceramiczne, tlenek glinu charakteryzuje się niską odpornością na kruche pękanie, która bardzo niekorzystnie wpływa na trwałość ostrzy korundowych [11,16]. Wprowadzenie do osnowy fazy o wyższym współczynniku rozszerzalności cieplnej może powodować wzrost odporności na kruche pękanie

[1] Akademia Górniczo-Hutnicza im. St. Staszica w Krakowie, Wydział Inżynierii Materiałowej i Ceramiki, al. A. Mickiewicza 30, 30-059 Kraków.

materiału [8,13]. W pracy w celu podniesienia odporności na kruche pękanie tlenku glinu przygotowano kompozyt ziarnisty, którego osnową był korund, natomiast fazą rozproszoną azotek tytanu. Obniżenie współczynnika tarcia na granicy materiał obrabiany-ostrze może podnieść żywotność ostrza oraz poprawić jakość obrabianej powierzchni [1–4,6]. Heksagonalny azotek boru jest materiałem, który ze względu na swoją budowę, może być stosowany jako smar stały [10,12]. Możliwe jest uzyskanie gęstych dwufazowych spieków z tlenku glinu i heksagonalnego azotku boru [7,14]. W pracy heksagonalny azotek boru został wprowadzony do kompozytu Al_2O_3+TiN w celu obniżenia współczynnika tarcia materiału.

2. CZĘŚĆ EKSPERYMENTALNA

Do wykonania materiałów użyto następujących proszków dostępnych komercyjnie:
- proszek Al_2O_3 Taimicron TM-DAR firmy Taimei Chemicals Co. Ltd.,
- proszek hBN BO-501 firmy Atlantic Equipment Engineers i
- proszek TiN TI-502 firmy Atlantic Equipment Engineers.

Proszek TiN był mielony przez 15 godzin w młynie kulowym, obrotowo wibracyjnym w środowisku alkoholu izopropylowego mielnikami korundowymi. Rozkład wielkości ziaren proszków zmierzono przy pomocy urządzenia Nanosizer-ZS firmy Malvern Instruments. Proszki zestawiono w ilościach odpowiadających następującym składom objętościowym:
- czysty Al_2O_3 (A),
- Al_2O_3 10% obj. TiN (A-10N),
- Al_2O_3 10% obj. TiN 2% obj. hBN (A-10N-2h),
- Al_2O_3 10% obj. TiN 5% obj. hBN (A-10N-5h).

Proszki były homogenizowane przez 5,5 godziny w młynie kulowym, obrotowo-wibracyjnym w środowisku alkoholu izopropylowego. Użyto mielników korundowych, które w 60% wypełniały tarnamidowe komory młynka. Po homogenizacji proszek wysuszono wraz z mielnikami a następnie odseparowano od mielników i zgranulowano przecierając przez sitko. Do konsolidacji proszków użyto urządzenia do spiekania pod ciśnieniem firmy Thermal Technology Inc. Proces prowadzono w atmosferze azotu, z szybkością grzania 10°C/min do temperatury 1450°C, którą utrzymano przez 60 min. Ciśnienie prasowania wynosiło 25 MPa. Otrzymano spieki w postaci dysków o średnicy 7,6 cm, z których wycięto próbki do dalszych badań.

Gęstość materiałów wyznaczono hydrostatycznie. Skład fazowy spieków określono metodą rentgenograficzną. Mikrostrukturę materiałów obserwowano na nietrawionych zgładach przy pomocy mikroskopu skaningowego (Nova Nano SEM 200 produkcji FEI Europe Company). W celu identyfikacji faz widocznych na zdjęciach wykonano analizę składu chemicznego metodą EDS.

Używając Miernika Twardości Vickersa FV700 wyznaczono mikrotwardość materiałów, przy obciążeniu 200g. Wytrzymałość na zginanie zbadano próbą trójpunktowego zginania belek przy pomocy urządzenia Zwick/Roell 25. Tym samym urządzeniem zbadano odporność na kruche pękanie metodą trójpunktowego zginania belki z karbem. Zarówno do badania wytrzymałości na zginanie jak i odporności na kruche pękanie powierzchnia belek została wyrównana przez szlifowanie i polerowanie.

W Instytucie Zaawansowanych Technologii Wytwarzania wykonano badania tribologiczne dla próbek AN oraz AN5h. Współczynnik tarcia μ oraz wskaźnik zużycia dysku $W_{s(disc)}$ wyznaczono przy użyciu uniwersalnego testera do badań tribologicznych materiałów UMT-2MT wraz z wyposażeniem firmy CETR (USA). Badania wykonano „na sucho" w układzie „Ball-On-Disc". Wykonano trzy testy dla różnych warunków pracy (tab. 1).

Tabela 1. Warunki i parametry testów reologicznych

	Test1	Test2	Test3
Temperatura:	RT	RT	600°C
Materiał kulki:	Al_2O_3	ŁH15	Al_2O_3
Średnica kulki, *d* Klasa dokładności:	3.175 mm (1/8") G5	3.175 mm (1/8") G5	3.175 mm (1/8") G5
Obciążenie, F_n:	10N	10N	10N
Promień tarcia, *r*:	4,0 mm	3,0 mm	6,0 mm
Liniowa prędkość tarcia, *v*:	0,1 m/s	0,1 m/s	0,1 m/s
Droga tarcia, *L*:	600 m	600 m	600 m
Czas testu:	100 min	100 min	100 min

W Instytucie Zaawansowanych Technologii Wytwarzania przeprowadzono próbę skrawania utwardzonej stali narzędziowej płytkami skrawającymi wykonanymi z trzech różnych materiałów A, A-10N oraz A-10N-5h. Badania miały charakter porównawczy, próbką odniesienia była wytworzona w IZTW płytka skrawająca gatunku TACN (Al_2O_3+ZrO_2+Ti(C,N)). Oceny właściwości skrawnych dokonano podczas toczenia wzdłużnego. Sprawdzano charakter zużycia i jego wielkość na powierzchni przyłożenia (parametr VB_{Bmax} i VB_C wg normy PN-ISO 3685:1996) za pomocą mikroskopu warsztatowego. Trwałość ostrza określono jako czas jego pracy do uzyskania wartości starcia VB_{Bmax} = 0,3 mm lub VB_C = 0,3 mm. Określano także chropowatość powierzchni obrobionej (parametr $R\alpha$) za pomocą profilometru Hommel Tester T1000E.

Badania wykonano przy pomocy centrum tokarsko-frezarskiego typu NL2000SY (firmy Mori Seiki) o mocy silnika napędu głównego 18,5 kW. Użyto oprawki nożowej do płytek wieloostrzowych typu CSRNL 2525-12 zapewniającej

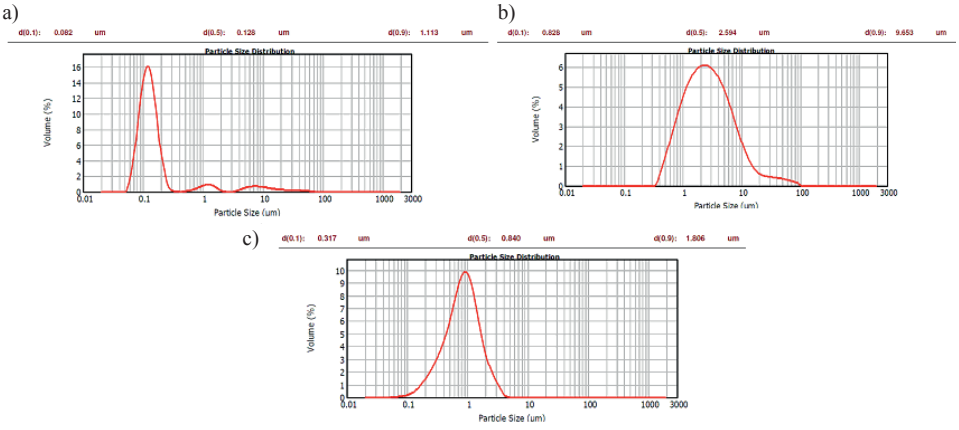
następujące kąty: przyłożenia $\alpha_0 = 6°$, natarcia $\gamma_0 = -6°$, przystawienia $\kappa_r = 75°$. Zastosowano łamacz wióra typu PK420. Toczono stal narzędziową gatunku NC6 w postaci wałków o średnicy początkowej około 90 mm i długości około 600 mm. Twardość stali wynosiła 52 HRC. Badania dla wszystkich próbek miały być przeprowadzone w następujących warunkach: prędkość skrawania $v_c = 370$ m/min, posuw $f = 0{,}08$ mm/obr, głębokość skrawania $a_p = 0{,}3$ mm, obróbka na sucho.

Dla próbek AN oraz AN5h przy takich parametrach skrawania ostrze ulegało wykruszeniu po około 1 min pracy, stąd konieczne było zmniejszenie prędkości skrawania do $v_c = 150$ m/min.

3. WYNIKI I DYSKUSJA

3.1. CHARAKTERYSTYKA PROSZKÓW

Rozkład wielkości ziaren proszku tlenku glinu był trójmodalny, największą populację stanowiły cząstki o rozmiarze około 0,1 μm (rys.1a). Średni rozmiar ziaren proszku wynosił 0,13 μm. Cząstki proszku hBN charakteryzował rozkład dwumodalny, średni rozmiar ziaren wynosił 2,56 μm (rys. 1b). Proszek TiN po mieleniu charakteryzował rozkład jednomodalny, średni rozmiar ziaren wynosił 0,84 μm (rys. 1c).



Rys. 1. Rozkład wielkości ziaren proszków a) Al_2O_3 b) hBN c) TiN

3.2. MIKROSTRUKTURA SPIEKÓW

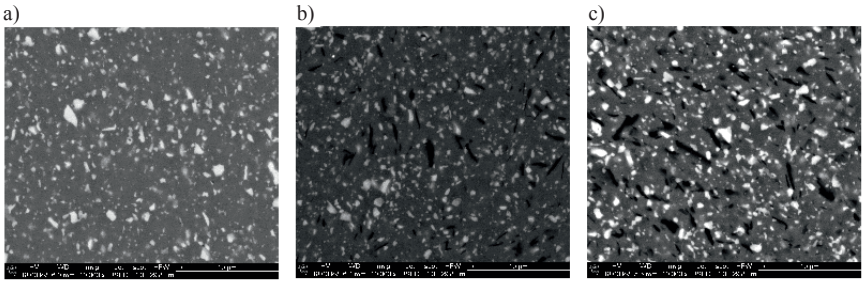
W procesie prasowania na gorąco uzyskano spieki o niskiej porowatości. Ich gęstości zestawiono w tab. 2.

Analiza fazowa metodą rentgenograficzną wykazała, że spieki zawierają dokładnie te same fazy, które wprowadzono w postaci proszków.

Tabela 2. Gęstości spieków

Materiał	ρ_{teor} [g/cm^3]	ρ_{poz} [g/cm^3]	Odch. st. [g/cm^3]	Zagęszczenie
A	3,99	3,98	0,02	99,82%
A-10N	4,13	4,10	0,02	99,32%
A-10N-2h	4,10	4,07	0,01	99,25%
A-10N-5h	4,05	4,00	0,01	98,77%

Na podstawie analizy EDS oraz analizy składu fazowego można wnioskować, że widoczne na zdjęciach mikrostruktury (rys. 2) szare obszary to matryca Al_2O_3, białe wtrącenia to azotek tytanu, natomiast czarne płytki to heksagonalny azotek boru. Otrzymane materiały są drobnoziarniste, wtrącenia są równomiernie rozmieszczone w objętości kompozytu. Ziarna hBN wykazują ukierunkowanie.



Rys. 2. Fotografia SEM mikrostruktury materiałów a) A-10N b) A-10N-2h c) A-10n-5h

3.3. WŁAŚCIWOŚCI MECHANICZNE

Twardość, odporność na kruche pękanie oraz wytrzymałość na zginanie spieków zestawiono w tab. 3.

Tabela 3. Właściwości mechaniczne spieków

Próbka	*HV* [GPa]	Odch. st. [GPa]	K_{Ic} [MPa*m^{0,5}]	Odch. st. [MPa*m^{0,5}]	Wytrzym. [MPa]	Odch. st. [MPa]
A	19,78	0,61	5,83	0,39	567,5	84,6
A-10N	18,47	0,60	6,33	0,51	539,2	84,6
A-10N-2h	18,69	0,34	6,19	0,33	526,5	119,4
A-10N-5h	16,09	0,58	5,81	0,07	526,0	62,8

Otrzymany spiek czystego tlenek glinu miał bardzo dobre właściwości mechaniczne. Jego twardość przekroczyła wartości podawane w literaturze. Również wytrzymałość i odporność na kruche pękanie materiału odniesienia była bardzo

wysoka. Dodatek azotku tytanu wpłynął na poprawę odporności na kruche pękanie materiału. Dodatek heksagonalnego azotku boru powodował pogorszenie wszystkich właściwości mechanicznych kompozytu.

3.4. BADANIA TRIBOLOGICZNE

Wartości współczynników tarcia oraz średnich wskaźników zużycia dla trzech rodzajów testów przedstawiono w tab. 4.

Tabela 4. Właściwości tribologiczne spieków

Materiał	Warunki badania	Śr. wsp. tarcia $\mu_{śr}$	Odch. st. σ_μ	Śr. wsk. zużycia dysku $W_{śr(disc)}$ [mm^3/Nm]	Odch. st. σ_W [mm^3/Nm]
A-10N	test 1	0,53	0,14	0,11	0,03
	test 2	0,51	0,05		
	test 3	0,25	0,01	0,08	0,00
A-10N-5h	test 1	0,32	0,05	0,92	0,13
	test 2	0,28	0,04		
	test 3	0,36	0,02	0,12	0,01

Dodatek heksagonalnego azotku boru powodował obniżenie współczynnika tarcia tylko wyznaczonego w próbach w temperaturze standardowej. Po podniesieniu temperatury do 600°C współczynnik tarcia próbki A-10N był niższy od współczynnika tarcia próbki A-10N-5hBN. Średni wskaźnik zużycia dysku był niższy dla próbki, która nie zawierała hBN.

3.5. WŁAŚCIWOŚCI SKRAWNE

Średnia trwałość ostrzy płytki Al_2O_3 wynosiła 10,2 min i była istotnie niższa od trwałości płytki TACN. Niewielki rozrzut wyników wskazuje na równomierną strukturę badanego materiału. Parametr chropowatości uzyskiwany po toczeniu płytką z tlenku glinu był niższy od parametru uzyskiwanego w przypadku toczenia płytką TACN i wynosił 0,2–0,5 μm.

Tabela 5. Właściwości skrawne Materiał A

Materiał	Trwałość ostrza T [min]			Średnia [min]	Odch. st. [min]	Chropowatość Ra [μm]
A	9,1	10,8	10,7	10,2	1,0	0,2–0,5
TACN	22,0*	14,0*	14,7	16,9	4,4	0,2–0,8
* krytyczne uszkodzenie ostrza (wykruszenie)						

Średnia trwałość ostrzy płytek z materiału A-10N wyniosła 18,9 min. Obserwowano prawidłowe zużycie ścierne ostrzy płytek, nie występowało wykruszanie ostrzy w trakcie skrawania. Równocześnie trzeba zaznaczyć, że w niektórych przypadkach płytki A-10N ulegały pękaniu przy odkręcaniu śruby mocującej w celu wyjęcia płytki z korpusu noża dla sprawdzenia wartości starcia *VB*. Sytuacja ta miała miejsce tylko w końcowej fazie pracy tych płytek, gdy wartość starcia przekraczała już *VB* = 0,3 mm. Średnia trwałość ostrzy płytki z materiału A-10N-5h była bardzo zbliżona do średniej trwałości materiału A-10N i wynosiła 18,4 min. Obserwowano prawidłowe zużycie ostrzy płytki badanej, przy czym przy starciu na powierzchni przyłożenia o wartości bliskiej *VB* = 0,3 mm (końcowa faza pracy płytki) występowało wykruszanie ostrza, większe od strony natarcia. Dla płytek gatunku TACN uzyskano średnią trwałość ostrzy 33,6 min. Podczas obróbki płytkami z materiału A-10N oraz A-10N-5h uzyskiwano na powierzchni obrobionej dobre wartości parametru chropowatości *Ra* najczęściej w zakresie 0,2–0,7 μm, podobnie jak po obróbce płytkami TACN.

Tabela 6. Właściwości skrawne Materiał A

Materiał	Trwałość ostrza *T* [min]				Średnia [min]	Odch. st. [min]	Chropowatość *Ra* [μm]
A-10N	16,8	23,0	20,4	15,5	18,9	3,4	0,2–0,7
A-10N-5h	19,2	19,1	16,9		18,4	1,3	0,3–0,6
TACN	36,5	23,1	38,4	36,2	33,6	7,0	0,2–0,6

Przy niedużej głębokości skrawania (a_p = 0,3 mm) uzyskiwano wióry najczęściej w postaci splątanej (wg klasyfikacji kształtów wiórów z PN-ISO 3685:1996 typu 4.3), które jednakże w większości przypadków obróbki nie spływały w kierunku powierzchni obrobionej i miały tendencje do łamania się (kruszenia) na mniejsze odcinki.

4. PODSUMOWANIE

Zastosowana technologia pozwoliła uzyskać dobrze zagęszczone, drobnoziarniste i homogeniczne spieki o składzie fazowym odpowiadającym założonemu. Właściwości mechaniczne otrzymanego spieku tlenku glinu były bardzo dobre. Twardość i odporność na kruche pękanie materiału przekroczyły wartości podawane w literaturze.

Uzyskanie tak dobrych właściwości mechanicznych w jednofazowym spieku tlenku glinu spowodowało, że poprawa odporności na kruche pękanie po dodaniu fazy TiN była nieznaczna. Należy zaznaczyć, że ilość wprowadzonego azotku

tytanu nie była optymalizowana. Dodatkowo pozytywnie na właściwości kompozytu mogłoby wpłynąć zmniejszenie wielkości ziaren wtrącenia.

Dodatek heksagonalnego azotku boru pogorszył właściwości mechaniczne kompozytu. Obniżenie współczynnika tarcia kompozytu po wprowadzeniu hBN, obserwowano tylko w temperaturze normalnej.

Próba pracy wykazała, że materiały cechują dość dobre właściwości skrawne. Uzyskiwano niską chropowatość powierzchni obrobionej i zadowalającą trwałość ostrzy. Dodatek heksagonalnego azotku boru nie spowodował poprawy właściwości skrawnych kompozytu.

PODZIĘKOWANIA

Badania zostały wykonane w ramach projektu „Spiekane materiały narzędziowe przeznaczone na ostrza narzędzi do obróbki z wysokimi prędkościami skrawania" nr POIG.01.03.01-12-024/08.

LITERATURA

[1] DENG J., CAN T., SUN J., *Microstructure and mechanical properties of hot-pressed Al_2O_3/TiC ceramic composites with the additions of solid lubricants*. Ceramics International, 31, 2005, 249–256.

[2] DENG J., CAO T., DING Z., LIU J., SUN J., ZHAO J., *Tribological behaviors of hot-pressed Al2O3/TiC ceramic composites with the additions of CaF_2 solid lubricants*. Journal of European Ceramic Society, 26, 2006, 1317–1323.

[3] DENG J., CAO T., *Self lubricating mechanisms via the in situ formed tribofilm of sintered ceramics with CaF_2 odditions when sliding against hardened steel*. Int. J. Refract. Met. Hard Mater. 25, 2007, 189–197.

[4] DENG J., SONG W., ZHANG H., *Design, fabrication and properties of a self-lubricated tool in dry cutting.* International Journal of Machine Tools&Manufacture, 49, 2009, 66–72.

[5] DMOCHOWSKI J., *Podstawy obróbki skrawaniem*. Państwowe Wydawnictwo Naukowe, Warszawa, 1983.

[6] DONNET C., ERDEMIR A., *Historical developments and new trends in tribological and solid lubricant coatings*. Surface and Coatings Technology, 180–181, 2004, 76–84.

[7] GÓRNY G., STOBIERSKI L., RUTKOWSKI P., METRYKA A., RĄCZKA M., *Właściwości mechaniczne i użytkowe tworzyw Al_2O_3 modyfikowanych heksagonalnym azotkiem boru.* Materiały Ceramiczne, 63, 2, 2011, 424–427.

[8] GRABOWSKI G., *Wpływ naprężeń cieplnych na właściwości mechaniczne ziarnistych kompozytów ceramicznych.* Rozprawa doktorska, Kraków, 2004.

[9] JAWORSKA L., *Kierunki rozwoju spiekania materiałów z udziałem faz ceramicznych przeznaczonych na ostrza narzędzi*. Obróbka skrawaniem innowacje 2, Instytut Zaawansowanych Technologii Wytwarzania, Kraków, 2008, 33–41.

[10] KIMURA Y., WAKABAYASHI T., OKADA K., WADA T., NISHIKAWA H., *Boron nitride as a lubricant additive*. Wear 232, 1999, 199–206.

[11] KUMAR A.S., DURAI A.R., SORNAJUMAR T., *Machinability of hardened steel using alumina based ceramic cutting tools*. Int. J. Refract. Met. Hard Mater., 21, 2003, 109–117.

[12] PAWLAK Z., PAID R., BAYRAKTARE E., KALDONSKIF T., OLOYEDEA A., *Lamellar lubrication in vivo and vitro: Friction testing of hexagonal boron nitride.* BioSystems 94, 2008, 202–208.
[13] RUDNIK T., STOBIERSKI L., LIS J., *Naprężenia cieplne pierwszego rodzaju w spiekanych tworzywach ceramicznych.* Ceramika, 60, 2000, 351–356.
[14] RUTKOWSKI P., METRYKA A., GÓRNY G., STOBIERSKI L., ZIENTARA D., BUĆKO M.M., *Zmiany fazowe, strukturalne i mikrostrukturalne tworzyw Al_2O_3 – hBN*, Materiały Ceramiczne, 63, 2, 2011, 428-433.
[15] SŁUPIK H., *Obróbka skrawaniem podstawy teoretyczne.* Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice, 2010.
[16] XU C., AI X., HUANG C., *Fabrication and performance of advanced ceramic tool material*, Wear 249 (2001) 503-508.

INFLUANCE OF TiN AND hBN ADDITIVES ON PROPERTIES OF CUTTING BLADES MADE OF POLYCRYSTALLINE ALUMINUM OXIDE

The possibility to improve cutting properties of blades made of polycrystalline alumina was checked. Two kinds of particles were dispersed in alumina matrix: titanium nitride to improve fracture toughness and hexagonal boron nitride to decrease friction coefficient. Composites were prepared by hot pressing. Microstructure, friction coefficient, mechanical and cutting properties of composites were examined.

Key words: particulate composite, alumina matrix, friction coefficient

ZAUTOMATYZOWANE PRZEWIDYWANIE STABILNOŚCI FREZOWANIA Z WYKORZYSTANIEM OPERACYJNEJ ANALIZY MODALNEJ

Marcin JASIEWICZ, Bartosz POWAŁKA[1]

1. WSTĘP

Fundamentem poprawnie przeprowadzonej obróbki skrawaniem jest uzyskanie żądanych wymiarów obrabianej części przy zachowaniu odpowiedniej dokładności wymiarowej i jakości powierzchni obrobionej, na co duży wpływ ma m.in. dobór parametrów skrawania. Nieodpowiednio dobrane parametry obróbki (tj. prędkość obrotowa, głębokość warstwy skrawanej, posuw) mogą zaowocować powstaniem drgań samowzbudnych, które to są zjawiskiem wysoce niepożądanym, gdyż mają wpływ zarówno na pogorszenie jakości warstwy obrobionej jak i przyspieszonym zużyciem narzędzia oraz podzespołów samej obrabiarki [1].

Dysponując informacją na temat dynamiki obrabiarki, występowanie tych drgań można przewidzieć i w rezultacie stosować takie parametry skrawania, przy których nie będą one występowały. Narzędziem pozwalającym prognozować stabilność obróbki mogą być tzw. krzywe workowe przedstawiające występowanie granicy przy której pojawiają się drgania samowzbudne w zależności od zastosowanych parametrów obróbki (zwykle prędkości obrotowej i głębokości skrawania). Krzywe te generuje się na podstawie modelu dynamicznego rozpatrywanego obiektu oraz procesu skrawania.

W klasycznym podejściu w celu otrzymania wartości parametrów opisujących dynamikę obiektu przeprowadzana jest analiza modalna bazująca na wynikach testu impulsowego. Możliwe jest również zastosowanie operacyjnej analizy modalnej [2] – wymuszeniem są wówczas siły występujące podczas obróbki. Opisane w artykule zautomatyzowanie estymacji parametrów modalnych układu, w oparciu o tę metodę. Wyniki uzyskane tą metodą porównano z wynikami uzyskanymi w klasyczny sposób.

[1] Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny w Szczecinie, Instytut Technologii Mechanicznej, Wydział Inżynierii Mechanicznej i Mechatroniki, al. Piastów 19, 70-310 Szczecin.

2. OPERACYJNA ANALIZA MODALNA

W klasycznym podejściu do analizy właściwości obiektów dynamicznych przeprowadzany jest test impulsowy. W wyniku otrzymuje się częstotliwościową funkcję przejścia pozwalającą zidentyfikować parametry modalne: częstotliwości własne, tłumienia modalne oraz postacie drgań. Stosując operacyjną analizę modalną OMA (Operational Modal Analysis), dynamiczne odpowiedzi układów rejestrowane są w warunkach pracy obiektu badanego, tj. zamiast wymuszenia impulsowego stosuje się wymuszenie siłami działającymi na obiekt podczas pracy (np. siły skrawania, siły wynikające z pracy silników, wiatru). Podejście te pozwala na uzyskanie parametrów modalnych obiektu w postaci jakiej występują podczas pracy, uwzględniając dodatkowo warunki graniczne, dzięki czemu dokładność estymacji jest potencjalnie lepsza niż w przypadku wyników uzyskanych po przeprowadzeniu testu impulsowego. Niewątpliwą zaletą OMA jest również możliwość przeprowadzania estymacji parametrów modalnych obiektów, dla których przeprowadzenie klasycznej analizy modalnej jest bardzo trudne lub niemożliwe, np. dla obiektów wielkogabarytowych . Przyjęcie za wymuszenie sił wynikających z pracy obiektu, których wielkości nie są znane, powoduje, że bezpośrednio nie można uzyskać częstotliwościowej funkcji przejścia [3].

W celu wyestymowania częstotliwości własnych i tłumień modalnych układu w przypadku nieznanego wymuszenia można zastosować technikę NExT (Natural Exictation Technique) [4]. Zakłada ona, że jeżeli na rozpatrywany układ działa wymuszenie będące szumem białym, wówczas przebiegi funkcji korelacji własnej i wzajemnej R_{xy} mają postać zbliżoną do odpowiedzi impulsowej układu i wyrażana jest w postaci:

$$R_{xy}(\tau) = \frac{1}{T} \int_{-T/2}^{T/2} x(t)y(t+\tau)dt \tag{1}$$

gdzie:
x,y – sygnały drgań,
T – czas trwania sygnałów.

Funkcję korelacji można wyrazić za pomocą parametrów modalnych jako:

$$R(k\Delta t) = \sum_{r=1}^{N} C_r e^{s_r k\Delta t} + C_r^* e^{s_r^* k\Delta t} \tag{2}$$

$$s_r = -\omega_r \xi_r + j\omega_r \sqrt{1-{\xi_r}^2} \tag{3}$$

gdzie ω_r i ξ_r są odpowiednio częstością własną i tłumieniem modalnym r-tej postaci drgań, s_r jest biegunem, C_r stałą modalną, Δt okresem próbkowania a k numerem próbki.

W dziedzinie częstotliwości funkcja korelacji może być wyrażona jako:

$$S_{xx} = \sum_{r=1}^{N} \frac{C_r}{j\omega - s_r} + \frac{C_r^*}{j\omega - s_r^*} \tag{4}$$

gdzie S_{xx} jest funkcją gęstości widmowej mocy wyrażona może być jako:

$$G(j\omega) = \sum_{r=1}^{N} \frac{A_r}{j\omega - s_r} + \frac{A_r^*}{j\omega - s_r^*} \tag{5}$$

A_r – reszta modalna

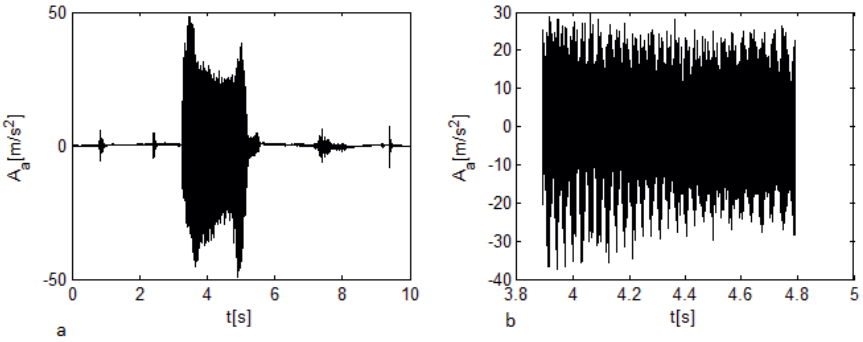
Funkcja gęstości widmowej mocy ma zatem postać zbliżoną do funkcji przejścia. Różni się jedynie co do stałej (*Cr*) a zatem może być wykorzystana do estymacji częstości własnych oraz tłumień modalnych.

3. WYZNACZANIE PARAMETRÓW MODALNYCH PRZY UŻYCIU OMA

Na rys. 1a przedstawiono zarejestrowany podczas obróbki sygnał przyspieszeń, który poddawany będzie dalszej analizie. Pierwszym krokiem jest określenie przedziału czasu, dla którego przebieg sygnału można uznać za stabilny (frezowanie w pełnym materiale).

3.1. WYBÓR PRZEDZIAŁU CZASU DO ANALIZY SYGNAŁU

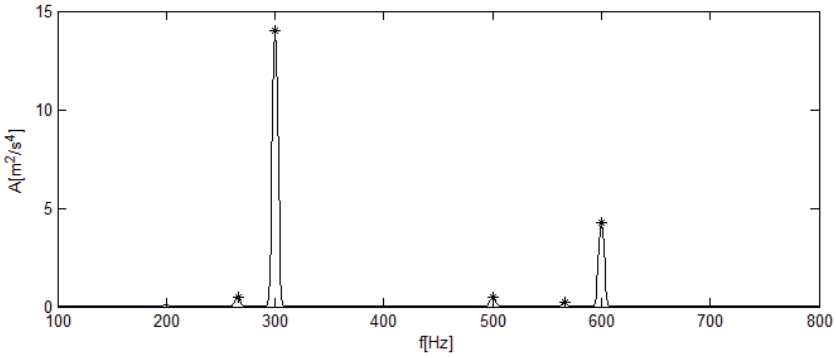
Algorytm najpierw określa, dla jakiego przedziału czasu prowadzona była obróbka. W tym celu poszukuje pierwszej i ostatniej wartości sygnału które są na poziomie 50% maksymalnego zarejestrowanego przyspieszenia. Na przedstawionym przykładzie jest to przedział od ok 3.3s do 5.1s. Następnie należy odrzucić te odcinki sygnału dla których obróbka nie odbywała się całą średnicą freza – na rysunku są to przedziały o wyższych wartościach amplitud na początku i na końcu przebiegu. W tym celu sygnał zostaje podzielony na równe odcinki przedziałów czasu (tu o szerokości 0,1 sekundy), z których to obliczane są ekstrema amplitud przyspieszeń. Następnie porównywane są procentowe różnice pomiędzy minimami i maksimami sąsiednich przedziałów – od określonego progu wartości tych rozbieżności sygnał uznawany jest za przejściowy (tu przyjęto poziom 30%). Do dalszej analizy zakwalifikowany zostanie ten odcinek sygnału dla którego, po stanie przejściowym różnice pomiędzy ekstremami się zmniejszyły, do momentu, gdy frez rozpoczął wychodzenie z materiału. Rezultat działania algorytmu (sygnał w przedziale czasu, który uznano za stabilny) przedstawiono na rys. 1b.



Rys. 1. Sygnał przyspieszeń do operacyjnej analizy modalnej

3.2. OBLICZENIE FUNKCJI WIDMOWEJ GĘSTOŚCI MOCY I WSTĘPNE OKREŚLENIE CZĘSTOTLIWOŚCI REZONANSOWYCH

Następnym krokiem algorytmu jest wyznaczenie przebiegu funkcji gęstości widmowej, na podstawie której estymowane będą parametry modalne występujące w zależności (4). Kolejno wyszukiwane są maksima przebiegu, odpowiadające częstotliwościom rezonansowym układu. W tym celu analizowana jest pochodna sygnału; maksimum występuje przy częstotliwości dla których przechodzi przez 0 i jest malejąca. Rezultat wyznaczania częstotliwości rezonansowych przedstawiono na rys. 2 – punkty te oznaczane są '*'.



Rys. 2. Funkcja widmowej gęstości mocy sygnału przyśpieszenia

3.3. ELIMINACJA WIRTUALNYCH POSTACI DRGAŃ

Cechą charakterystyczną sygnału poddanego OMA jest występowanie „wirtualnych" postaci będących wynikiem działania harmonicznego wymuszenia siłami skrawania – odpowiadają one wielokrotnościom częstotliwości obrotowej f_{n_obr}:

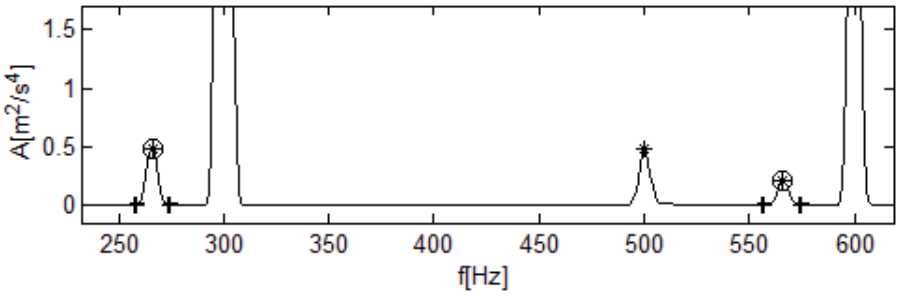
$$f_{n\_obr} = \frac{n}{60}\ [Hz] \tag{6}$$

gdzie *n* jest prędkością obrotową wrzeciona wyrażoną w [obr/min].

Kolejnym krokiem jest sprawdzenie, które z wyznaczonych częstotliwości pokrywają się z częstotliwościami wynikającymi z harmonicznego charakteru wymuszenia. Dla prezentowanego przypadku prędkości obrotowa wrzeciona wynosiła 6000 obr/min, zatem w rozpatrywanym przedziale zgodnie z zależnością (8) odpowiadać będą jej częstotliwości: 200÷700Hz. Trzy spośród tych częstotliwości (300Hz, 500Hz oraz 600Hz) zostały wstępnie wykryte jako rezonansowe co zaobserwować można na rys. 2, nie powinny więc być uwzględniane w dalszej analizie. Oznacza to, że dla zarejestrowanego przebiegu występują 2 postacie drgań (przedstawiono na rys. 3 oznaczone „○") , dla których przeprowadzana będzie estymacja częstotliwości własnych, tłumień modalnych i reszt modalnych.

3.4. OKREŚLENIE PRZEDZIAŁÓW CZĘSTOTLIWOŚCI DO ESTYMACJI BIEGUNÓW

Następnym krokiem w analizie sygnału jest wybór przedziałów częstotliwości, w których dominują odpowiednie postacie drgań. Umożliwia to estymację parametrów modalnych w oparciu o układ o 1 stopniu swobody. W tym celu sprawdzana jest symetria rozbieżności amplitud względem częstotliwości rezonansowej oraz minimalna wartość tych amplitud w odniesieniu do amplitudy maksymalnej dla danej postaci. Ze względu na regularny przebieg charakterystyki w większości przypadków wystarczające byłoby jedynie drugie kryterium, jednakże może wystąpić sytuacja dla której częstotliwość wynikająca z prędkości obrotowej jest zbliżona do częstotliwości rezonansowej i wówczas obie postacie mogą na siebie oddziaływać. Rezultat działania algorytmu przedstawiono na rys. 3, granice przedziałów estymacji oznaczono '+'.



Rys. 3. Określone częstotliwości rezonansowe oraz granice przedziałów estymacji

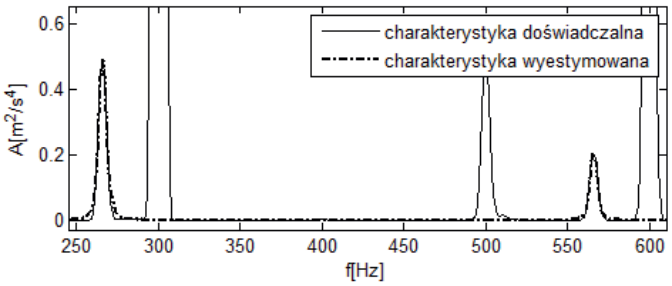
3.5. ESTYMACJA PARAMETRÓW MODALNYCH

Dysponując częstotliwościami określającymi granice występowania postaci można rozpocząć przeprowadzanie estymacji parametrów modalnych: A_r, ξ_r oraz ω_r.

Parametry modalne wyznaczane są metodą optymalizacji. Korzystając z zależności (3), (4) i (5) dla każdej postaci w określonym przedziale częstotliwości wyliczana jest funkcja gęstości widmowej mocy S_{xx} której zmiennymi są współczynnik A_r i tłumienie modalne ξ_r.

Zadanie optymalizacji określone jest funkcją celu będącą normą z różnicy wartości funkcji gęstości widmowej mocy wyestymowanej S_{xx} i zarejestrowanej doświadczalnie S_{xxExp}:

$$norm = \left\| S_{xx} - S_{xxExp} \right\| \tag{7}$$

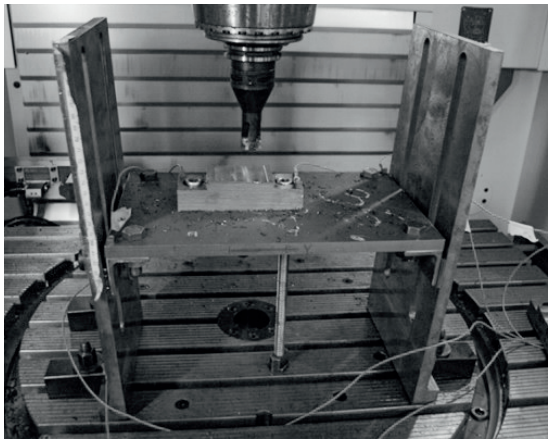


Rys. 4. Porównanie charakterystyk: doświadczalnej i utworzonej na podstawie wyestymowanych parametrów modalnych

4. WERYFIKACJA DOŚWIADCZALNA

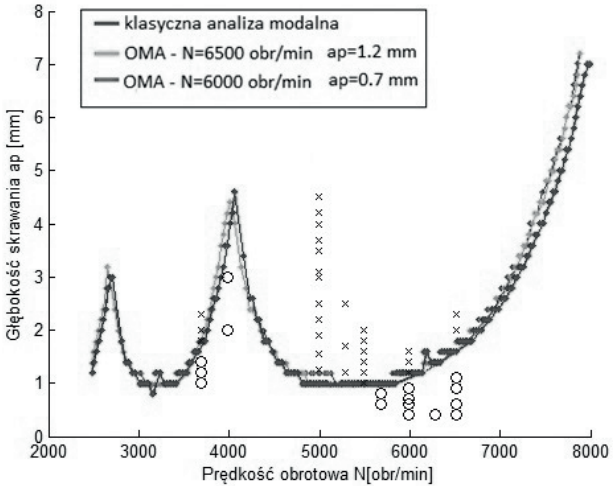
W celu zweryfikowania poprawności działania opisanej procedury konieczne było przeprowadzenie szeregu badań eksperymentalnych. Zbudowane stanowisko stanowią 3 płyty wykonane z blachy stalowej, połączone ze sobą za pośrednictwem kątowników. Do półki przykręcane są wymienne próbki wykonane ze stali na których prowadzona może być obróbka. Konstrukcja charakteryzuje się wysoką podatnością, pozwalającą wychwycić wyraźne postacie drgań i jednocześnie jest na tyle stabilna by możliwe było bezpieczne przeprowadzenie obróbki skrawaniem.

Krzywe workowe wygenerowano w oparciu o model dynamiczny układu o parametrach wyestymowanych na podstawie opisanej procedury. Algorytm działa wykorzystując pętlę iteracyjną. Dla każdej prędkości obrotowej ze zdefiniowanego przedziału przeprowadzana jest symulacja, podczas której dokonywana jest



Rys. 5. Stanowisko badawcze

ocena stabilności. Jeśli proces przebiega stabilnie zmieniana jest głębokość skrawania o wartość Δ ap dopóki zarejestrowana zostanie utrata stabilności układu. Wówczas punk uznaje się za granicę stabilności i nanoszony jest na charakterystykę. Następnie zmieniana jest prędkość obrotowa o wartość ΔN i procedura jest powtarzana. Na rys 6 przedstawiono porównanie krzywych workowych wyznaczonych na podstawie parametrów modalnych uzyskanych z OMA i klasycznej analizy modalnej. Dodatkowo przedstawiono weryfikację stabilności obróbki (‘o’– stabilna, ‘x’–niestabilna).



Rys. 6. Wygenerowane krzywe workowe

5. PODSUMOWANIE

Krzywe workowe utworzone na podstawie parametrów modalnych wyestymowanych przy użyciu OMA i klasycznej analizy modalnej mają zbliżone przebiegi. Zastosowanie OMA może mieć szczególnie duże znaczenie podczas obróbki podatnych części maszyn, których dynamika w znaczący sposób zmienia się pod wpływem usuwania naddatku. Zautomatyzowanie procesu estymacji parametrów modalnych obiektu pozwala na bieżącą analizę dynamiki podczas obróbki. Dzięki temu możliwe jest uniknięcie niekorzystnych zakresów parametrów skrawania a określenie takich, przy których obróbka pozostanie stabilna.

LITERATURA

[1] PAJOR M., POWAŁKA B., HOFFMANN M.: *Identyfikacja modelu procesu skrawania narzędziami wieloostrzowymi dla potrzeb analizy wibrostabilności*, Inżynieria Maszyn, R. 16, z. 1-2, 2011, 96-97.

[2] POWAŁKA B., CHODZKO M., JEMIELNIAK K.: *Stability analysis in milling based on operational modal data*, Journal of Machine Engineering 11(4), 2011, 70-77.

[3] MOHANTY P., RIXEN D.J.: *Identifying Mode Shapes and Modal Frequencies by Operational Modal Analysis in Presence of Harmonic Excitation,* Society for Experimental Mechanics Vol. 45, No.3 , June 2005, 214-215.

[4] JAMES G.H. III, CRANE T.G., LAUFFER J.P.: *The Natural Excitation Technique (NExT) for Modal Parameter Extraction From Operating Wind Turbines,* Sandia National Laboratories, Albuquerque, 1993, 7-12.

AUTOMATED PREDICTION OF MILLING STABILITY USING OPERATIONAL MODAL ANALYSIS

In this paper automated procedure of milling stability prediction is proposed. Ranges of stable machining, so-called stability lobes, are represented by limit depth of cut as a function of spindle rotation speed. Generating them requires knowledge of dynamical parameters of the system. This article presents the automated method of identifying these parameters based on operational modal analysis using vibrations registered during machining. Experimental verification of the proposed procedure is also presented.

Key words: milling, machining stability, operational modal analysis

SYMULACJA NUMERYCZNA DRGAŃ SAMOWZBUDNYCH – PRZEGLĄD METOD, MOŻLIWOŚCI I POTENCJALNYCH KORZYŚCI

Krzysztof JEMIELNIAK, Rafał WYPYSIŃSKI[1]

1. WSTĘP

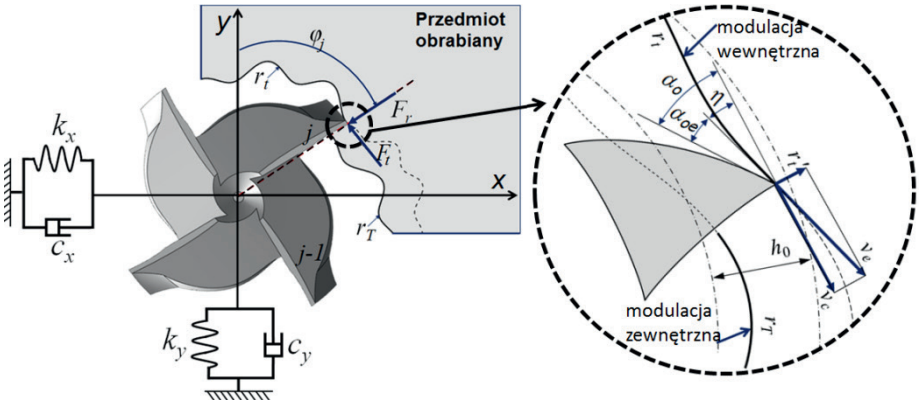
Drgania samowzbudne, występujące w czasie obróbki skrawaniem, stanowią istotne ograniczenie dla możliwej do osiągnięcia wydajności, jakości obróbki, a także trwałości obrabiarek i narzędzi. Stąd konieczność wyznaczania obszarów stabilnej pracy, czyli analizy stabilności. Analizie poddawany jest dynamiczny układ obrabiarka-uchwyt-przedmiot-narzędzie (DU-OUPN), w którego skład wchodzą układ masowo-dyssypacyjno-sprężysty (MDS), proces skrawania (PS) oraz wzajemne powiązania między nimi. Mimo iż w rzeczywistości układ MDS ma bardzo złożoną strukturę i wiele stopni swobody, do większości zastosowań, tak przy toczeniu jak frezowaniu, można go sprowadzić do układu wielomodalnego o dwóch stopniach swobody [7,27,42]. Umożliwia to uwzględnienie dwóch podstawowych przyczyn drgań samowzbudnych w obróbce skrawaniem, jakimi są sprzężenie przez przemieszczenie oraz reprodukcja drgań. Schemat takiego układu dla frezowania przedstawiono na rys. 1, zaś na rys. 2 jego strukturę logiczna. Równania różniczkowe ruchu DU-OUPN (układu otwartego) dla dwóch stopni swobody mają w zapisie macierzowym postać:

$$\boldsymbol{MP''} + \boldsymbol{CP'} + \boldsymbol{KP} = \boldsymbol{F} \tag{1}$$

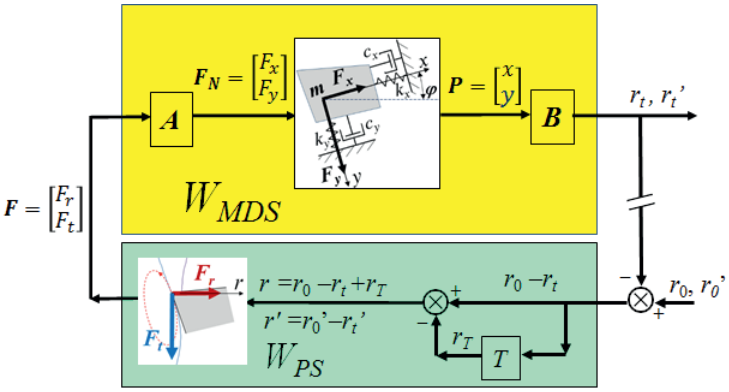
gdzie:
$\boldsymbol{M}, \boldsymbol{C}, \boldsymbol{K}$ – macierze mas, tłumień oraz sztywności układu MST,
$\boldsymbol{F}$ – wektor sił skrawania w układzie MDS,
$\boldsymbol{P}, \boldsymbol{P'}, \boldsymbol{P''}$ – wektory przemieszczeń, prędkości i przyspieszeń w układzie MST.

Bloki układu wyszczególnione na rys. 2 opisane są operatorowymi funkcjami przejścia (transmitancjami), definiowanymi jako stosunek transformat Laplace'a wielkości wyjściowych do transformat wielkości wejściowych. Wielkością wejściową dla procesu skrawania (PS) są przemieszczenia i prędkości przemieszczeń

[1] Politechnika Warszawska, Zakład Automatyzacji, Obrabiarek i Obróbki Skrawaniem, ul. Narbutta 85, 02-524 Warszawa.



Rys. 1. Schemat dynamicznego układu OUPN przy frezowaniu



Rys. 2. Struktura dynamicznego układu OUPN o dwóch stopniach swobody [17]

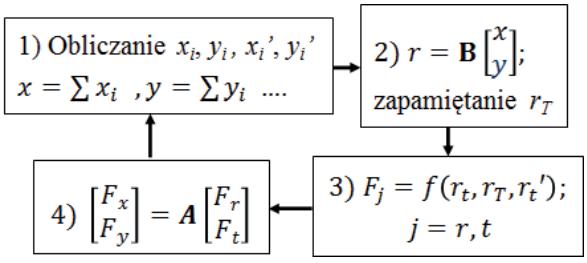
w kierunku prostopadłym do powierzchni skrawania r_t i r_t' (rys. 1 i 2). Wpływ drgań narzędzia względem przedmiotu obrabianego w kierunku stycznym do powierzchni skrawania t z reguły pomija się. Aktualne przemieszczenia r_t, zmieniające grubość warstwy skrawanej, są tzw. wewnętrzną modulacją tej warstwy. Pozostawiają one na powierzchni skrawania ślad, który w kolejnym przejściu narzędzia również wpływa na grubość warstwy skrawanej jako jej zewnętrzna modulacja r_T. Wielkością wyjściową procesu skrawania jest wektor sił skrawania $\boldsymbol{F}$ w układzie PS (r, t), który jest zarazem sygnałem wejściowym dla układu MDS transformowanym do wektora sił w układzie MDS (narzędzia) $\boldsymbol{F}_N$ za pośrednictwem macierzy $\boldsymbol{A}$ poprzez rzutowanie sił F_r i F_t na kierunki x, y. Układ MDS odpowiada wektorowi przemieszczeń $\boldsymbol{P}$, w układzie (x, y) rzutowanemu na kierunek r przy pomocy macierzy $\boldsymbol{B}$.

Analiza stabilności opiera się na równaniu (1) i jest najczęściej prowadzona metodami analitycznymi w dziedzinie częstotliwości (analityczne lub numeryczne

rozwiązywanie równań stabilności). Mimo wygody i szybkości obliczeń w dziedzinie częstotliwości, ich główną wadą jest niemożliwość (lub bardzo duża trudność) uwzględnienia zmienności w czasie i przestrzeni charakterystyk układu MDS, a zwłaszcza niemożliwość uwzględnienia złożonej, nieliniowej charakterystyki procesu skrawania. Te ograniczenia sprawiają, iż w wielu ośrodkach naukowo-badawczych podejmowane są próby analizy stabilności i przebiegu drgań w dziedzinie czasu z wykorzystaniem symulacji numerycznej.

W typowym algorytmie symulacji numerycznej (rys. 3) wyróżnić można pojedyncze iteracje, składające się z następujących kroków:

1) obliczanie aktualnych przemieszczeń (x_i, y_i) i prędkości (x_i', y_i') na podstawie przemieszczeń prędkości i przyspieszeń z poprzedniej iteracji a także parametrów układu MDS oraz sił F_x i F_y, – dla każdej postaci drgań i oddzielnie, a następnie sumowanie,
2) rzutowanie przemieszczeń i prędkości z układu MDS (x, y) na kierunek r, indywidualnie dla każdego fragmentu krawędzi skrawającej, oraz zapamiętanie przemieszczeń r jako śladu na powierzchni skrawania r_T, który będzie wykorzystany przy przejściu następnego ostrza (frezowanie) lub następnym obrocie przedmiotu (toczenie),
3) wyznaczenie zmiennych składowych sił F_r i F_t w układzie PS na podstawie przyjętego modelu zależności tych sił od aktualnych przemieszczeń i ich prędkości r_t, r_t' oraz śladu na powierzchni skrawania pozostawionego w poprzednim przejściu r_T,
4) transformacja sił F_r i F_t w układzie PS do sił w układzie MDS F_x i F_y oraz sumowanie sił wzdłuż krawędzi skrawającej.



Rys. 3. Struktura symulacji numerycznej drgań samowzbudnych

Krok pierwszy stanowi o głównej różnicy między rozwiązaniem w dziedzinie częstotliwości, gdzie określa się jedynie stabilność układu, a symulacją numeryczną, w której wyznacza się przebieg drgań w czasie. W gruncie rzeczy w nim zawiera się także podstawowy algorytm symulacji. W każdym innym kroku pojawiają się liczne możliwości, wyróżniające symulację numeryczną od rozwiązań analitycznych, jak również pewne trudności i ograniczenia, które zostaną omówione w kolejnych punktach artykułu.

2. WYZNACZANIE PRZEMIESZCZEŃ W UKŁADZIE MDS

Zgodnie ze schematem przedstawionym na rys. 3, symulacja numeryczna rozpoczyna się od wyznaczenia aktualnych wartości przemieszczeń i prędkości. Spotyka się dwa główne podejścia do zagadnienia symulacji numerycznej w dziedzinie czasu. Pierwsze z nich, najczęściej stosowane, polega na wykorzystaniu metod całkowania numerycznego [10,26] w dziedzinie czasu Runge-Kutta (pierwszego lub czwartego rodzaju) [36]. Często stosowany jest także algorytm, którego podstawy podano w [39]. Jest najprostszy, wykorzystuje elementarne, oczywiste zależności opisujące ruch jednostajnie przyspieszony układu o jednym stopniu swobody. Dla układu wielomodalnego każda z postaci drgań analizowana jest niezależnie, a przemieszczenia sumowane. Tu dla uproszczenia zapisu pominięto indeksy „*i*" wskazujące postać drgań. Obliczenia zaczynają się od wyznaczenia przyspieszeń (*x'',y''*) prędkości (*x', y'*) i przemieszczeń (*x, y*) w aktualnej iteracji:

$$p" = \left(F_{pB} - c_p\, p_B' - k_p\, p_B\right)/m_p \tag{2}$$

$$p' = p_B' + p"\mathrm{d}t \tag{3}$$

$$p = p_B + p'\mathrm{d}t \tag{4}$$

gdzie:
$p = x$ lub y, indeks B – siły, prędkości lub przemieszczenia z poprzedniej iteracji.
F_{xB}, F_{yB} x_B', y_B' x_B, y_B – siły prędkości i przemieszczenia z poprzedniej iteracji.

W kolejnym kroku symulacji następuje sumowanie przemieszczeń i prędkości dla wszystkich postaci drgań układu wielomodalnego w obu kierunkach.

$$x = \sum x_i\,, \quad y = \sum y_i \tag{5}$$

Etap ten nie występuje w przypadku uproszczonych modeli o jednym stopniu swobody lub jednej postaci drgań. Sumowanie to jest zwykłym sumowaniem arytmetycznym.

3. WYZNACZANIE ZMIENNYCH SKŁADOWYCH SIŁ SKRAWANIA

3.1. ZALEŻNOŚĆ ZMIAN GRUBOŚCI WARSTWY SKRAWANEJ I KĄTA PRZYŁOŻENIA OD DRGAŃ NARZĘDZIA WZGLĘDEM PRZEDMIOTU OBRABIANEGO

Źródłem zmienności sił występujących podczas skrawania są chwilowe zmiany grubości warstwy skrawanej (WS) i kierunku prędkości skrawania v_e o kąt η (patrz rys. 1):

$$h = h_0 - r_t + r_T = h_0 + h_d; \qquad h_d = -(r_t - r_T) \tag{6}$$

$$\eta \approx \tan\eta = r_t'/v_c \tag{7}$$

gdzie:
h_d – dynamiczna składowa grubości WS,
h_0 – nominalna grubość WS,
η – kąt nachylenia toru narzędzia.

Przy złożonej krawędzi skrawającej analizuje się siły działające na poszczególne małe fragmenty krawędzi oddzielnie, a następnie sumuje je. Przejście z układu MDS do układu PS (krok 2 na schemacie 3) jest zwykłym przekształceniem (obrotem) układów współrzędnych. Trzeba jednak zauważyć, iż o ile przemieszczenia *x* i *y* odnosiły się do całego układu MDS, przy frezowaniu frezem o zębach skośnych przemieszczenia frezu rzutują się na kierunki *r* i *t* dla poszczególnych fragmentów krawędzi skrawającej oddzielnie, jako że położenie kątowe fragmentu zależy od kąta obrotu frezu oraz kąta skręcenia rozpatrywanego fragmentu. Na rys. 4 przedstawiono sposób określania kąta φ_{ij} odnoszącego się do analizowanego fragmentu krawędzi skrawającej dla frezu walcowo-czołowego o zębach skośnych. Pełne, złożone rozważania dla dowolnego kształtu frezu można znaleźć w [43], istota rzeczy pozostaje jednak bez zmian. Przemieszczenie rozpatrywanego fragmentu krawędzi skrawającej w kierunku prostopadłym do odpowiadającej jej powierzchni skrawania, oraz prędkość tego przemieszczenia można opisać zależnościami (rys. 4):

$$r_{tij} = x_i \sin\varphi_{ij} + y_i \cos\varphi_{ij} \tag{8}$$

$$r'_{tij} = x'_i \sin\varphi_{ij} + y'_i \cos\varphi_{ij} \tag{9}$$

$$\varphi_{ij} = \varphi_{ni} + \varphi_{zj} \tag{10}$$

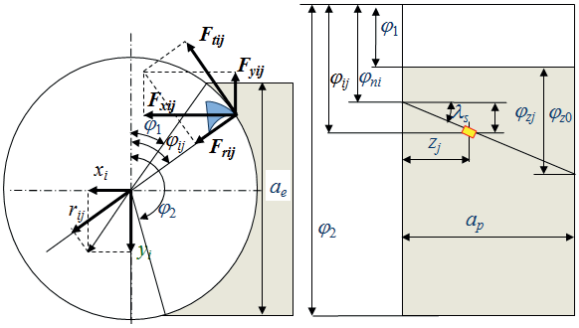
$$\varphi_{zj} = \frac{2z_j}{D\ \cot\lambda_s} \tag{11}$$

gdzie:
i – indeks iteracji (czasu),
j – indeks odległości rozpatrywanego fragmentu od czoła frezu,
φ_{ni} – kąt obrotu rozpatrywanego ostrza na czole frezu,
φ_{ij} – kąt obrotu rozpatrywanego fragmentu,
z_j – odległość fragmentu od czoła frezu,
λ_s – kąt pochylenia krawędzi skrawającej,
D – średnica frezu.

Chwilową grubość warstwy skrawanej dla rozpatrywanego fragmentu krawędzi skrawającej opisać można zatem zależnością:

$$h_{ij} = f_z \sin\varphi_{ij} - r_{tij} + r_{Tij} \tag{12}$$

gdzie f_z – posuw na ostrze.



Rys. 4. Dyskretyzacja krawędzi skrawającej i rozkładu sił skrawania dla frezu o zębach skośnych

Oczywiście zależność (12) zachowuje swoją ważność jedynie dla kątów φ_{ij} zawierających między kątem wejścia φ_1 i wyjścia φ_2 (rys. 4). Ta ważna nieliniowość procesu frezowania może być łatwo uwzględniona w symulacji [3,19].

Sposób podziału krawędzi skrawającej na fragmenty powinien być uzależniony od kształtu narzędzia i uwzględniać rozkład sił skrawania na krawędzi skrawającej, z tego względu dla frezów z narożem (promieniowych i kulistych) korzystne jest wyznaczanie fragmentów rozmieszczonych promieniowo [43]. Często jednak (szczególnie w metodzie analitycznej lub przy całkowaniu numerycznym) stosuje się podział na jednakowe elementy [14,22].

Symulacja numeryczne umożliwia również uwzględnienie wpływu bicia narzędzia na grubość warstwy skrawanej. Jest on wprowadzany przez założenie kołowej (przemieszczenia w jednym kierunku) lub trochoidalnej trajektorii ruchu narzędzia [12]. W obu przypadkach parametry geometryczne procesu są niezmienne wzdłuż całego toru narzędzia, ale bicie ostrza frezu, czyli zaburzenia stanu równowagi, wprowadza się do wartości każdego pojedynczego punktu skrawania [9]. W najbardziej złożonym przypadku zakłada się określanie różnych trochoidalnych ścieżek dla każdego ostrza, co powoduje, że aktywna średnica każdego ostrza jest inna. Wtedy usuwana grubość warstwy skrawanej bieżącego ostrza jest różnicą między aktualną i poprzednią ścieżką narzędzia wzdłuż liniowego segmentu łączącego środek narzędzia z aktualną krawędzią skrawającą ostrza. To podejście jest wykorzystywane zamiast aproksymacji o niskim koszcie obliczeniowym, zaproponowanej przez Martellotti [30]: $f_z \sin(\varphi)$. Trochoidalna ścieżka narzędzia pozwala na prawidłową symulację stref wejścia narzędzia ($\varphi_1 = 0°$) i wyjścia ($\varphi_2 = 180°$), gdzie usuwana grubość warstwy skrawanej nie jest równa zero i może osiągać znaczne wartości, gdy jest uwzględniane bicie. W przypadku uwzględniania drgań bocznych i skrętnych narzędzia, pozycje kątowe aktualnej (φ_j) i poprzedniej (φ_{j1}) krawędzi skrawającej mogą być określone jako [23]:

$$\varphi_j = tan\frac{x_t(j)-x_c(j-1)}{y_{t(j)}-y_c(j-1)}, \qquad \varphi_{j-1} = i_{prev}\,\varphi_P\,\varphi_c(j-1) \tag{13}$$

gdzie:
indeks c – zmienne odnoszące się do środka narzędzia,
j–1 – poprzednie ostrze odległe o podziałkę P,
t – aktualna pozycja,
φ_p – kąt podziałki frezu.

Ten złożony przypadek drgań powoduje różnicę (φ_v) między dwoma pozycjami kątowymi środka frezu (φ_j, φ_{j-1})

$$\varphi_v = \varphi_j - \varphi_{j-1} = tan\frac{x_t(j)-x_c(j-1)}{y_{t(j)}-y_c(j-1)} - \varphi_{j-1} \tag{14}$$

Kiedy φ_v osiąga wartość zero, wtedy dwa kąty φ_j, φ_{j-1} oraz dwie pozycje krawędzi skrawającej $x_t(j)$, $y_t(j)$) i ($x_c(j–1)$, $y_c(j–1)$ pokrywają się z aktualnym elementem krawędzi skrawającej. Jeśli φ_v jest różne od zera, wtedy j_m (początkowy poprzedni kąt obrotu środka frezu) jest modyfikowany aż do momentu gdy φ_v osiągnie wartość 0. Dynamiczna grubość warstwy skrawanej jest obliczana z wykorzystaniem pozycji aktualnej i poprzedniej krawędzi skrawającej, gdy φ_v osiąga wartość 0.

3.2. ZAPAMIĘTYWANIE ŚLADÓW OBRÓBKI

Uwzględnienie reprodukcji drgań wymaga zapamiętania odchylenia powierzchni skrawania od położenia nominalnego x_t i wprowadzenia go do obliczenia chwilowej grubości warstwy skrawanej w czasie przejścia kolejnego ostrza jako x_T – (rys. 1, wzór 6). O ile dla toczenia jest to bardzo proste, o tyle dla frezowania stanowi pewną trudność. Zapamiętywane mogą być wszystkie położenia narzędzia (i ew. przedmiotu obrabianego) lub kształt pozostawianej powierzchni skrawania (generowanie profilu powierzchni). Ślady narzędzia są reprezentowane jako chwilowe pozycje krawędzi skrawającej, które oblicza się dla j-tego zęba, k-tego poziomu wzdłuż osi narzędzia oraz i-tego kroku iteracji uwzględniając drgania narzędzia przedmiotu oraz bicie frezu jako [27]:

$$x(i,j,k) = [R + \Delta R(j,k)]sin\varphi(i,j,k) + x_t(i,k) - x_{tw}(i,k) + i\frac{N_f f_t}{N} \tag{15}$$

$$y(i,j,k) = [R + \Delta R(j,k)][1 - cos\varphi(i,j,k)] + y_t(i,k) - y_{tw}(i,k) \tag{16}$$

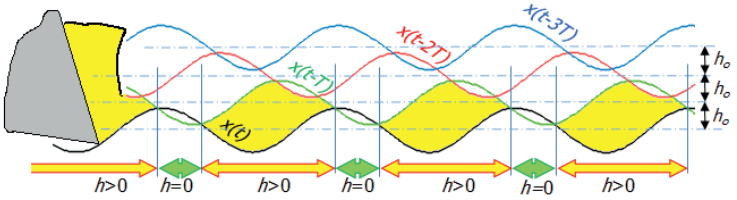
gdzie:
N – liczba iteracji na obrót,
R – promień frezu,
$\Delta R(j,k)$ – bicie frezu dla j-tej krawędzi skrawającej i k-tego poziomu wzdłuż osi narzędzia,
N_f – liczba ostrzy,
φ – pozycja kątowa,
f_t – posuw na ostrze,
x_t, y_t, x_{tw}, y_{tw} – przemieszczenia narzędzia i przedmiotu obrabianego w kierunkach x i y.

W innym ujęciu zapamiętywane są położenia środka frezu i krawędzi skrawającej a dopiero później na ich podstawie wyznaczana jest powierzchnia obrabiana. Historia położeń może być zapisywana w tablicy, jako funkcja kątów obrotów frezu o indeksie (j) lub przedziałów czasowych symulacji, przy czym w procesie frezowania konieczne jest wyznaczenie trójwymiarowej powierzchni, co wymaga zapisania trzech współrzędnych położenia krawędzi skrawającej (x, y, z), trzech współrzędnych środka frezu (x_c, y_c, z_c) oraz pozycji kątowych krawędzi skrawającej (φ) [6].

Zapamiętywanie historii położeń narzędzia jest stosunkowo mało obciążające pamięć komputera, natomiast wymaga wyznaczania śladu r_T w każdej iteracji dla wszystkich fragmentów krawędzi skrawającej (wzór 8). Alternatywą jest zapamiętywanie obliczonych położeń x_t i wykorzystywanie ich w następnym przejściu jako r_T, co wprawdzie wymaga więcej pamięci, lecz skraca obliczenia.

Podstawową nieliniowością procesu skrawania jest wychodzenie narzędzia z materiału obrabianego, powodujące zanik sił skrawania. Może być ona uwzględniona przez uściślenie znaczenia wielkości r_T (modulacja zewnętrzna grubości WS): należy ją wyznaczyć jako ślad pozostawiony na powierzchni skrawania powstały w poprzednim lub wcześniejszych przejściach (rys. 5) [18,19,25,39]:

$$r_T = minimum\ \{ r(t\text{-}T),\ h_0 + r(t\text{-}2T),\ 2h_0 + r(t\text{-}3T)\ldots \} \tag{17}$$



Rys. 5. Uwzględnienie możliwego wychodzenia ostrza z materiału obrabianego [19]

3.3. ZALEŻNOŚĆ SIŁY SKRAWANIA OD GRUBOŚCI WARSTWY SKRAWANEJ

Fundamentalne znaczenie dla wyników oceny stabilności ma przyjęty model procesu skrawania, czyli zależność zmiennych składowych sił skrawania od zmian grubości warstwy skrawanej i prędkości drgań w kierunku r. Zależności te odnoszą się do wyodrębnionych elementarnych fragmentów krawędzi skrawającej (np. 1 mm), jak pokazano w punkcie 3.1, rys. 4. Wyznaczona doświadczalnie zależność statycznej (bez drgań) siły od nominalnej grubości warstwy skrawanej h_0 może być wyrażona zależnością potęgową (rys. 6a) [33]:

$$F_{j0} = C_j b {h_0}^a; \quad j = r, t \tag{18}$$

Do celów analitycznego wyznaczania granicy stabilności zależność ta może być linearyzowana w punkcie pracy (rys. 6b [15, 18, 32]):

$$F_j = \left(\mathrm{d}F_{j0}/\mathrm{d}h\right)_{h=h_0} h_d = bC_j a h_0^{a-1} \tag{19}$$

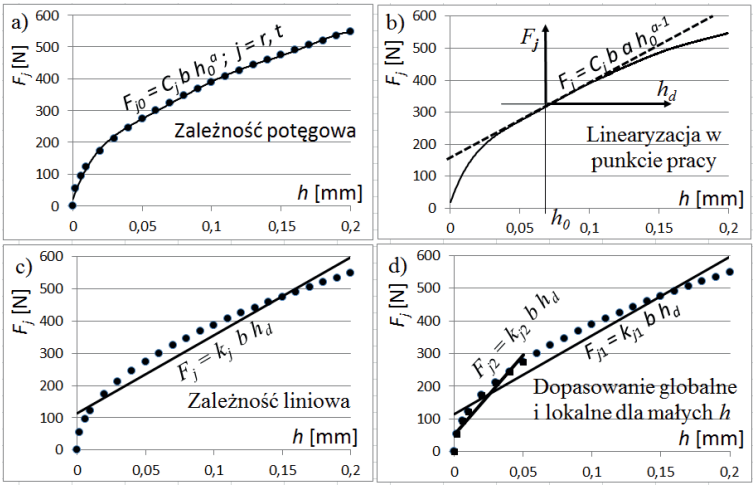
Rozwiązanie takie jest wystarczająco dokładne do toczenia, kiedy to nominalna grubość warstwy skrawanej jest stała. Przy frezowaniu jednak grubość warstwy skrawanej jest z natury rzeczy zmienna, czasem od zera do maksimum. Stąd najbardziej rozpowszechniony jest model Altintasa [5], będący uproszczoną liniową zależnością siły od grubości warstwy skrawanej (rys. 6c):

$$F_j = k_j h_d \, b \tag{20}$$

gdzie:

$j = r, t$ lub a (a dla kierunku osiowego),

b – jest szerokością warstwy skrawanej analizowanego fragmentu (długością elementu krawędzi skrawającej).



Rys. 6. Zależności siły od grubości warstwy skrawanej: a) potęgowa, b) linearyzacja w punkcie pracy, c) linearyzacja, c) linearyzacja lokalna i globalna

Jak można zauważyć na rys. 6c, takie założenie jest bardzo niedokładne przy niskich grubościach warstwy skrawanej. Stąd bywają stosowane zestawy lokalnych modeli [13,34], obejmujące zachowania w różnych warunkach skrawania (np. w określonym zakresie grubości warstwy skrawanej) (rys. 6d). Warto w tym miejscu mocno podkreślić, że symulacja numeryczna pozwala na przyjęcie dynamicznej charakterystyki sił skrawania w dowolnym przebiegu, chociażby w postaci (18) lub w postaci tabelarycznej na podstawie danych eksperymentalnych, i dokładne obliczanie jej wartości w każdej iteracji dla każdego punktu ostrza skrawającego i odpowiadającej mu grubości warstwy skrawanej. Warto podkreślić, że modelowaniu rzeczywistego przebiegu sił skrawania poświęconych jest wiele pracy, a ich wyniki mogą być łatwo wykorzystane do symulacji numerycznej drgań samowzbudnych [20, 28, 42].

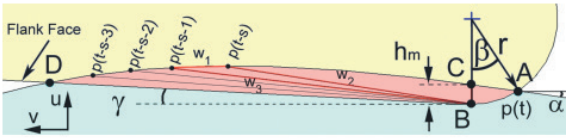
3.4. TŁUMIENIE PROCESU SKRAWANIA

Od dawna są znane prace, w których uwzględnia się wzrost stabilności spowodowany tłumieniem [40,41] oraz składową tłumiącą siły skrawania, z reguły jako proporcjonalną do prędkości drgań, czyli proporcjonalną do kąta pochylenia fali η (rys. 1, wzór 7) [1,16,37,38]:

$$F_{jc} = \frac{c_j\, r_t'}{v_c} b \tag{21}$$

gdzie c_j – współczynnik tłumienia procesu, wyznaczany doświadczalnie.

W [4] dodatkowo zamodelowano kontakt z bokiem fali, przez uwzględnienie zarówno pochylenia (r'/v) jak i krzywizny (r''/v^2) fali nierówności przedmiotu obrabianego. Wartość współczynnika c_j jest stała, uśrednioną dla całego okresu drgań, często wyznaczana przez porównanie granicy stabilności otrzymanej doświadczalnie z obliczoną analitycznie [8,11,31]. Tym niemniej od dawna znany jest efekt Kegga – stabilność niskich prędkości skrawania spowodowanej interferencją powierzchni przyłożenia z powierzchnią skrawania [21], wynikającej z malejącego roboczego kąta przyłożenia (α_{oe} rys. 1), który to efekt ma miejsce tylko przy ujemnych wartościach prędkości drgań r_t'. W szeregu nowszych pracach podejmowane są próby modelowania interferencji powierzchni przyłożenia z powierzchnią skrawania i obliczanie siły tłumiącej na podstawie objętości zgniecionego materiału np. [7,35,37], rys. 7. Jednakże nawet wtedy wyniki obliczeń do celów analitycznego wyznaczania granicy stabilności sprowadzane są do jednego współczynnika liniowego jak w równaniu (11).



Rys. 7. Modelowanie powierzchni kontaktu do analizy energii dynamicznego skrawania [7]

Dopiero symulacja numeryczna umożliwia uwzględnienie dowolnej nieliniowości procesu, także jego tłumienia. W symulacji numerycznej siła tłumiąca może być obliczana dla każdego kroku iteracji oddzielnie, z uwzględnieniem dowolnie złożonych zależności. Na przykład w [18] przyjęto, że kąt α_{oe} nie może być ujemny, a jego zbliżanie się do zera powoduje wzrost tłumiącej siły skrawania do nieskończoności. Efekt taki osiągnięto stosując zależność opisującą tłumiącą siłę w postaci:

$$F_{jc} = \begin{cases} -c_j b\, r_t' & dla\ r_t' \geq 0 \\ -c_j b\, r_t' + LSS \frac{r_t'/v_0}{\alpha_0 + r_t'/v_0} & dla\ r_t' < 0 \end{cases} \qquad \text{dla } j = r,\ t \tag{22}$$

gdzie LSS – współczynnik proporcjonalności (od ang. low speed stability), wyznaczany doświadczalnie.

Oczywiście zależność tę można zastąpić dowolną, wynikającą z modelowania czy badań doświadczalnych. Bywa także uwzględniany wpływ zużycia narzędzia na tłumienie procesu [1,2].

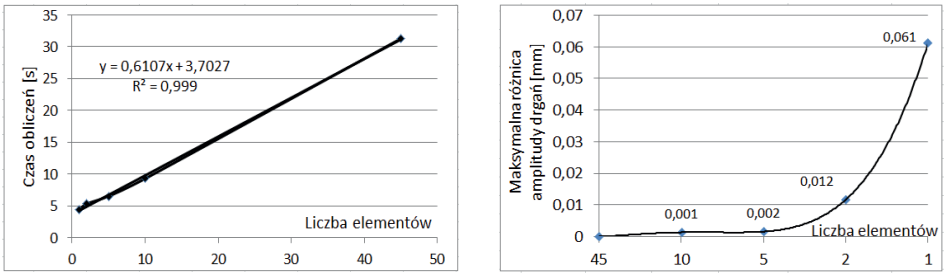
4. WYZNACZANIE WYPADKOWYCH SIŁ SKRAWANIA

Wypadkowa siła skrawania jest sumą sił działających na każdy mały fragment krawędzi skrawającej zaangażowany w proces skrawania z uwagi na regenerację i obrót narzędzia (rys. 4), dla wszystkich ostrzy. W określonym położeniu kątowym frezu φ_{ij} rozkład sił skrawania zmienia się wzdłuż krawędzi skrawającej. Rzutowanie sił działających na fragment krawędzi w układzie narzędzia (F_{tij}, F_{rij}) na układ MDS (F_{xij}, F_{yij}) również zmienia się wzdłuż krawędzi wraz z kątem φ_{ij}. W przypadku frezów walcowo-czołowych uzasadniony jest podział wzdłuż osi na elementarne fragmenty o takim samym kształcie i jednakowej wysokości [27]. W przebiegu sił widoczne są wtedy wyraźnie wchodzenia ostrza do pełnej głębokości skrawania oraz wychodzenie z kontaktu (wyłącznie przy ostrzach prostych występują nagłe skoki wartości siły). Jeśli przez i oznaczymy kolejną pozycję kątową φ, przez k – numer ostrza przy liczbie ostrzy z_n, natomiast j – numer elementu wzdłuż osi, to wypadkową siłę skrawania można określić jako:

$$F_j = \sum_{k=1}^{z_n} \sum_{i=\varphi_1}^{\varphi_2} \sum_{j=1}^{a_p} dF_j \quad \text{dla } j = r,\ t \tag{23}$$

5. KOSZT OBLICZENIOWY SYMULACJI

Dokładność symulacji do pewnego momentu rośnie szybko ze zwiększaniem liczby iteracji (podziałów) względem kąta obrotu i wzdłuż osi frezu. Od pewnego momentu zwiększa się tylko koszt obliczeniowy, natomiast dokładność obliczeń nie ulega znacznemu poprawieniu (rys. 8). Z tego względu w symulacji numerycznej należy dokładnie uwzględnić kształt dyskretyzowanych elementów (zarówno



Rys. 8. Zależność czasu obliczeń od liczby elementów na narożu dla toczenia skośnego nieswobodnego (po lewej) oraz dokładności obliczeń od liczby elementów na narożu (po prawej) [19]

do obliczania tłumienia jak i chwilowych przekrojów warstwy skrawanej). Nie wydaje się zasadny np. podział frezu promieniowego czy kulistego na elementy o jednakowej wysokości wzdłuż osi narzędzia [22]. Znaczne przyspieszenie obliczeń może natomiast zapewnić przybliżenie obszaru interferencji narzędzia i przedmiotu obrabianego za pomocą trójkątów lub czworokątów [24, 37].

Znaczne obniżenie kosztu obliczeniowego (czasu symulacji) wyznaczania granicy stabilności można uzyskać dzięki dopasowywaniu kroku dyskretyzacji do odległości od granicy stabilności, poszukiwanej metodą kolejnych przybliżeń [19]. Dokładność symulacji (w pewnym zakresie), a także czas trwania symulacji jest odwrotnie proporcjonalna do kroku dt (wzory 3 i 4). Stąd postanowiono, że krok ten będzie na początku (daleko od wyznaczonej granicy stabilności) stosunkowo duży, zaś malejący przy dochodzeniu do końcowego rozwiązania.

6. PODSUMOWANIE I WNIOSKI

Do oceny stabilności obróbki stosowane są zarówno metody analityczne jak i numeryczne. Główną zaletą rozwiązania analitycznego jest szybkość uzyskania wyniku. Główną wadą jest konieczność stosowania uproszczonych liniowych modeli dynamicznej charakterystyki procesu skrawania (DCPS), tak dynamicznego oporu właściwego jak tłumienia, które są w rzeczywistości nieliniowe. Uwzględnienie zmiennej charakterystyki układu MDS jest również trudne.

W przypadku symulacji numerycznej modele DCPS i układu MDS mogą być dowolne – opisane dowolnymi zależnościami lub zapisany w postaci tablic wartości otrzymanych doświadczalnie. Dużym ograniczeniem stosowania symulacji numerycznej jest czasochłonność obliczeń. Jednakże rosnące moce obliczeniowe komputerów sprawiają, iż można spodziewać się coraz chętniejszego wykorzystywania praktycznego symulacji numerycznych zwłaszcza do obróbki wirtualnej.

PODZIĘKOWANIA

Badania realizowane w ramach Projektu „Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym" Nr POIG.0101.02-00-015/08 w Programie Operacyjnym Innowacyjna Gospodarka (POIG). Projekt współfinansowany przez Unię Europejską ze środków Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego.

LITERATURA

[1] AHMADI K., ISMAIL S., *Analytical stability lobes including nonlinear process damping effect on machining chatter*, Int. J. of Mach. Tools & Manuf., 51, 2011, 296–308.

[2] AHMADI K., ISMAIL S., *Experimental investigation of process damping nonlinearity in machining chatter*, Int. J. of Mach. Tools & Manuf., 50, 2010, 1006–1014.

[3] ALTINTAS Y., *Modeling approaches and software for predicting the performance of milling operations at MAL-UBC*, Machining Science and Technology: An International Journal, 4, 2000, 445–478.
[4] ALTINTAS Y., EYNIAN M., ONOZUKA H., *Identification of dynamic cutting force coefficients and chatter stability with process damping*, CIRP Annals, 57, 2008, 371–374.
[5] ALTINTAS Y., LEE P., *Mechanics and Dynamics of Ball End Milling*, J. Manuf. Sci. Eng., 120, 1998, 4, 684–692.
[6] ARNAUD L., GONZALO O., SEGUY S., *Simulation of low rigidity part machining applied to thin-walled structures*, Int. J. Adv. Manuf. Technol., 54, 2011, 479–488.
[7] BUDAK E., TUNC L.T., *Identification and modeling of process damping in turning and milling using a new approach,* CIRP Annals, 59, 2010, 403–408.
[8] DAMIR A., NG E-G., ELBESTAWI M., *Force prediction and stability analysis of plunge milling of systems with rigid and flexible workpiece*, Int. J. Adv. Manuf. Technol., 54, 2011, 853–877.
[9] DESAI K., AGARWAL P.K., RAO P.V.M., *Process geometry modeling with cutter runout for milling of curved surfaces*, Int. J. of Mach. Tools & Manuf., 49, 2009, 1015–1028.
[10] ENGIN S., ALTINTAS Y., *Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part I: helical end mills*, Int. J. of Mach. Tools & Manuf., 41, 2001, 2195–2212.
[11] EYNIAN M., ALTINTAS Y., *Chatter Stability of General Turning Operations With Process Damping*, J. Manuf. Sci. Eng., 131, 2009, 1–10.
[12] FAASSEN H*., An Improved Tool Path Model Including Periodic Delay for Chatter Prediction in Milling*, Journal of Computational and Nonlinear Dynamics, 2, 2007, 167–179.
[13] GONZALO O., BERISTAIN J., *Time Domain Identification of the Milling Specific Force Coefficients with Cutter Run-out*, Proceedings of 4th CIRP Int. Conf. HPC, 2010, paper A10.
[14] IMANI B.M., SADEGHI M.H., ELBESTAWI M.A., *An improved process simulation system for ball-end milling of sculptured surfaces*, Int. J. of Mach. Tools & Manuf., 38, 1998, 1089–1107.
[15] INSPERGER T., STEPAN G., *Increased Stability of Low-Speed Turning Through a Distributed Force and Continuous Delay Model,* Journal of Computational and Nonlinear Dynamics, 4, 2009, 403–408.
[16] JEMIELNIAK K., *Modelling of dynamic cutting coefficients in three-dimensional cutting*, Int. J. of Mach. Tools & Manuf., 32, 4, 1992, 509–519.
[17] JEMIELNIAK K., NEJMAN M., ŚNIEGULSKA-GRĄDZKA D., *Analityczne i numeryczne wyznaczanie granicy stabilności przy toczeniu*, Inżynieria maszyn, 17, 2012, 81–92.
[18] JEMIELNIAK K., WIDOTA A, *Numerical simulation of non-linear chatter vibration in turning*, Int. J. of Mach. Tools & Manuf., 29, 1989, 239–247.
[19] JEMIELNIAK K., WYPYSIŃSKI R., *Wyznaczanie granicy stabilności przy toczeniu metodą symulacji numerycznej,* Inżynieria maszyn, R. 17, z. 1, 2012, 93–104.
[20] KAYMAKCI M., KILIC Z.M., ALTINTAS Y., *Unified cutting force model for turning, boring, drilling and milling operations*, Int. J. of Mach. Tools & Manuf., 54-55, 2012, 34–45.
[21] KEGG R.L., *Chatter Behaviour at Low Cutting Speeds*, CIRP Annals, 17, 1969, 97-106.
[22] KO J.H., *3D Ball-End Milling Force Model Using Instantaneous Cutting Force Coefficients*, J. of Manuf. Science and Eng., 127, 2005, 1–12.
[23] KO J.H., ALTINTAS Y., *Time domain model of plunge milling operation*, Int. J. of Mach. Tools & Manuf., 47, 2007, 1351–1361.
[24] LEE B. Y., TARNG Y. S., MA S. C., *Modeling of the process damping force in chatter vibration*, Int. J. of Mach. Tools & Manuf., 35, 1995, 951–962.
[25] LI H., LI X.P., CHEN X.Q., *A novel chatter stability criterion for the modelling and simulation of the dynamic milling process in the time domain*, Int. J. Adv. Manuf. Technol., 22, 2003, 619–625.
[26] LI CH., LAI X., LI H., NI J., *Modeling of three-dimensional cutting forces in micro-end-milling*, JOURNAL OF MICROMECHANICS AND MICROENGINEERING, 17**,** 2007, 671–678.

[27] LI H., SHIN Y.C., *A Comprehensive Dynamic End Milling Simulation Model*, , J. of Manuf. Science and Eng., 128, 2006, 86–95.
[28] LIN S-Y, CHEN C-K, *Construction of a dynamic cutting force model for oblique cutting*, Proc. IMechE 224 Part B: J. Engineering Manufacture, 224, nr 3, 2010, 361–372.
[29] MAHDI E., *Chatter stability of turning and milling with process damping*, PhD thesis, The University of British Columbia, Vancouver, 2010.
[30] MARTELLOTI M.E., *An analysis of the milling process*, Trans. of the ASME, 63, 1941, 677-700.
[31] MEHRABADI I.M. et al., *Investigating chatter vibration in deep drilling, including process damping and the gyroscopic effect*, Int. J. of Mach. Tools & Manuf., 49, 2009, 939–946.
[32] MOON F. C., KALMAR-NAGY T., *Nonlinear models for complex dynamics in cutting materials*, Phil. Trans. R. Soc. Lond. A, 359, 2001, 695–711.
[33] OTAKAR D., POLACEK M., SPACEK L., TLUSTY J, *Selbsterregte Schwingungen an Werkzeugmaschinen*, Veb Verlag Technik, 1962.
[34] PARIS H., BRISSAUD D., GOUSKOV A., *A More Realistic Cutting Force Model at Uncut Chip Thickness Close to Zero*, CIRP Annals, 56 , 2007, 415–418.
[35] RAHNAMA R., SASJJADI M., PARK S.S., *Chatter Suppression in Micro End Milling with Process Damping*, Journal of Materials Processing Technology, 209, 2009, 5766–5776.
[36] ROUKEMA J., ALTINTAS Y., *Generalized modeling of drilling vibrations. Part I - Time domain model of drilling kinematics, dynamics and hole formation*, Int. J. of Mach. Tools & Manuf., 47, 2007, 1455–1473.
[37] SELLMEIER V., DENKENA B., *High speed process damping in milling*, CIRP Annals, 5, 2012, 8–19.
[38] SELLMEIER V., HACKELOEER F., DENKENA B., *Process Damping in Milling – Measurement of Process Damping Forces for Chamfered Tools by Means of an Electromagnetically Guided Spindle*, 12th CIRP Conf. on Modelling of Machining Operations, 2009.
[39] TLUSTY J., ISMAIL F., *Basic Non-linearity in Machining Chatter*, CIRP Annals, 30, 1981, 21–25.
[40] TLUSTY J., ISMAIL F, Special aspects of chatter in milling, ASME J. of Eng. for Industry, 105, 1983, 24–32.
[41] TOBIASS.A., FISHWICK W., *Chatter of lathe tools under orthogonal cutting conditions*, Trans of ASME:B, 1958, 1079–1088.
[42] WAN M., ZHANG W-H; DANG J-W; YANG Y., *A novel cutting force modelling method for cylindrical end mill*, Applied Mathematical Modelling, 34, 2010, 823–836.
[43] WAN M., ZHANG W-H., TAN G., QING.H., *An in-depth analysis of the synchronization between the measured and predicted cutting forces for developing instantaneous milling force model*, Int. J. of Mach. Tools & Manuf., 47, 2007, 2018–2030.
[44] YANG J.A., *A new dynamic model for drilling and reaming processes,* Int. J. of Mach. Tools & Manuf., 42, 2002, 299–311.

NUMERICAL SIMULATION OF SELF-EXCITED VIBRATIONS – REVIEW OF METHODS AND POTENTIAL ADVANTAGES AND PITFALLS

Regenerative chatter is a major limitation to the productivity and quality of machining operations due to poor surface finish and faster tool wear. Stability limit can be obtained analytically or by numerical simulation in time domain. Paper presents basics of numerical simulation of machine tool chatter and the most important nonlinearities of the machining process which can be included in simulation model, while cannot be taken into account in analytical prediction of stability limit.

Key words: numerical simulation, self-excited vibrations, stability analysis

ZWIĘKSZENIE DOKŁADNOŚCI WYKONYWANIA PRZEDMIOTU NA OBRABIARCE CNC POPRZEZ MODYFIKACJĘ TORU NARZĘDZIA

Jan KACZMAREK[1], Sebastian LANGE[1], Robert ŚWIĘCIK[2], Artur ŻURAWSKI[1]

1. WPROWADZENIE

Jednym z bardzo istotnych parametrów jakie decydują o jakości wyrobów jest dokładność wymiarowo-kształtowa. Ma ona decydujące znaczenie podczas obróbki realizowanej na obrabiarkach CNC, gdyż coraz częściej powierzchnie obrobione tym sposobem nie podlegają dalszej obróbce wykończeniowej i bezpośrednio wpływają na jakość końcową wyrobu. Dokładność obróbki ocenia się przez porównanie zgodności wykonania obrobionego przedmiotu z narzuconymi wymaganiami, co do tolerancji kształtu, wymiarów, położenia oraz jakości obrobionej powierzchni [1,2].

Osiągnięcie wysokiej dokładności geometrycznej wytwarzanych wyrobów wiąże się z koniecznością kontroli i kompensacji szeregu różnych rodzajów błędów. W procesach obróbki skrawaniem jedną z przyczyn powstawania błędów obróbki mogą być odkształcenia sprężyste przedmiotu obrabianego występujące podczas mocowania w przyrządzie obróbkowym. Odkształcenia te wpływają na ostateczny kształt przedmiotów obrabianych a także na wielkość naprężeń własnych, które z kolei prowadzą do deformacji obrabianych części maszyn. W produkcji złożonych zespołów mechanicznych deformacje elementów składowych mogą znacząco wpływać na ich późniejszy montaż [3].

Systemy komputerowego wspomagania wytwarzania (CAM) oraz obrabiarki sterowane numerycznie (CNC) otworzyły możliwości wpływania na dokładność wymiarową wytwarzanych przedmiotów przez modyfikację toru narzędzia, kompensującego odkształcenia przedmiotu mocowanego w przyrządzie obróbkowym.

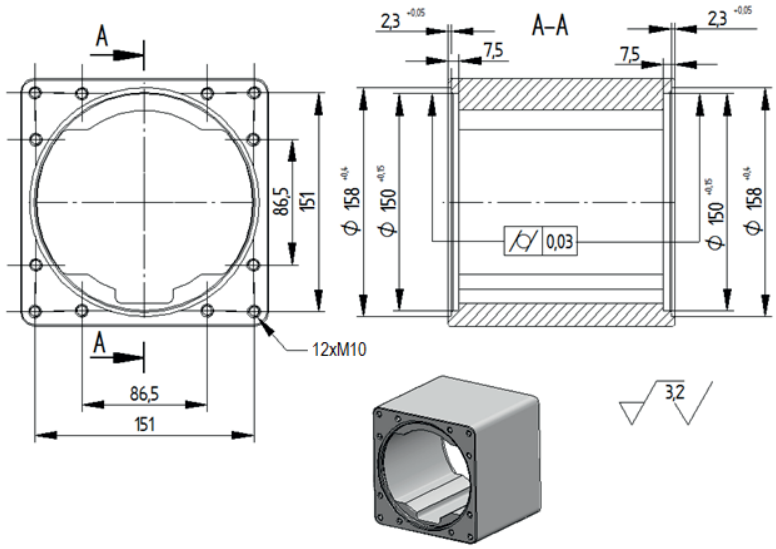
Prezentowana publikacja przedstawia metodę modyfikacji toru narzędzia, dokonywaną w trakcie procesu projektowania technologii obróbki jednego z przedmiotów obrabianych w firmie COMMON S.A. Modyfikacja ta ma na celu

[1] COMMON S.A., ul. Aleksandrowska 67/93, 91-205 Łódź.
[2] Politechnika Łódzka, Katedra Technologii Maszyn, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź.

zwiększenie dokładności wykonania przedmiotu obrabianego. Dodatkowo, za pomocą metody elementów skończonych (MES), przeprowadzono analizę odkształceń przedmiotu zamocowanego w przyrządzie.

2. PRZEDMIOT BADAŃ I ZAKRES WYMAGAŃ TECHNOLOGICZNYCH

Przedmiotem badań jest korpus zewnętrzny – jeden z elementów wchodzących w skład gazomierza rotorowego CGR-01. Gazomierz ten szerzej opisano w pracach [4,5]. Wymagania geometryczne dotyczące korpusu zewnętrznego przedstawiono na rysunku 1.



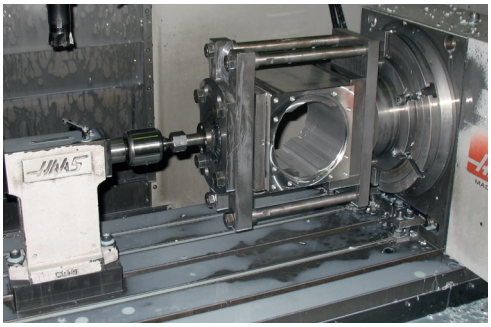
Rys. 1. Rysunek korpusu zewnętrznego

Materiałem wyjściowym korpusu jest profil ekstrudowany ze stopu aluminium 6060 (PA38), w stanie T6 (przesycony a następnie sztucznie starzony). Obróbkę korpusu przeprowadza się w kilku operacjach. Jedną z pierwszych operacji jest wykonanie zamka o średnicach wewnętrznych $ø158^{+0,4}$ oraz $ø150^{+0,15}$ mm z obu stron korpusu, przy założeniu zadanej odchyłki okrągłości.

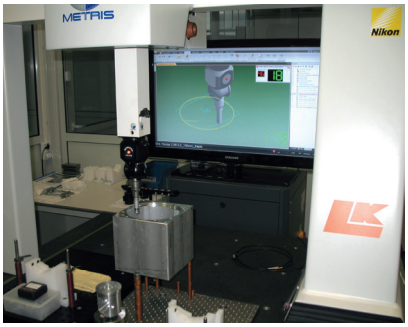
3. WARUNKI PROWADZONYCH BADAŃ

Badania przeprowadzono podczas standardowego procesu produkcyjnego, na 4-osiowym pionowym centrum frezarskim HAAS VF3. Centrum to posiada gniazdo wrzeciona SK40 i maksymalną prędkość obrotową 8000 obr/min.

Korpusy mocowane są w przyrządzie obróbkowym, zamocowanym na stole obrotowym i podpartym konikiem. Sposób mocowania przedmiotów obrabianych przedstawiono na rysunku 2.



Rys. 2. Widok korpusu zamocowanego w przyrządzie obróbkowym



Rys. 3. Pomiar korpusu na maszynie pomiarowej

W przypadku wydajnej obróbki wymagane jest dokładne ustalanie położenia korpusu w przyrządzie oraz jego pewne zamocowanie. Proces ten jest wyjątkowo trudny, gdyż siły mocowania powodują deformację korpusu. Po przeprowadzonej obróbce i odmocowaniu, korpus powraca do pierwotnego kształtu. Wówczas obrobione powierzchnie ulegają deformacji i nie spełniają żądanych warunków wymiarowo kształtowych.

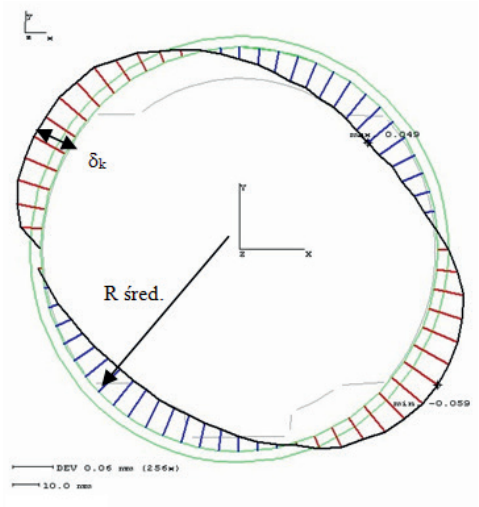
Ten problem postanowiono rozwiązać za pomocą modyfikacji ścieżki narzędzia i przeprowadzenia obróbki w taki sposób, aby po odmocowaniu korpusu uzyskać obrobione powierzchnie zgodnie z wymaganiami rysunkowymi. W tym celu korpus po obróbce poddano dokładnym pomiarom na maszynie współrzędnościowej LK 10.7.6 firmy Nikon Metrology (rys. 3). Maszynę pomiarową szerzej zaprezentowano w pracy [5]. Wyniki tych pomiarów posłużyły do zbudowania modelu CAD a w dalszej kolejności do opracowania programu NC uwzględniającego wpływ odkształceń przedmiotu.

4. SPOSÓB PRZEPROWADZANIA BADAŃ I UZYSKANE WYNIKI

W pierwszym zamocowaniu korpusu wykonywane jest planowanie czół, otworów gwintowanych M10 oraz wewnętrznych powierzchni walcowych o średnicach $ø158^{+0,4}$ oraz $ø150^{+0,15}$ mm. Osiągnięcie takiej tolerancji wykonania bez wprowadzania dodatkowej modyfikacji przyrządu obróbkowego okazało się niemożliwe. Siły mocujące przedmiot obrabiany powodowały zbyt duże deformacje przedmiotu obrabianego. Zauważono jednak, że wprowadzane odkształcenia były powtarzalne, przy zachowaniu jednakowego momentu śruby

dociskowej. Dzięki temu, powstały dogodne warunki do wprowadzenia korekcji toru narzędzia.

Korpus po obróbce poddano badaniom na maszynie pomiarowej. Celem tych badań było dokładne określenie błędów kształtu wykonanego zamka (rys. 4). Dane z maszyny pomiarowej zostały zapisane do pliku arkusza kalkulacyjnego Excel (rys. 5).



Rys. 4. Wynik pomiaru okrągłości wykonywanych średnic

Pkt	X	Y	Rzecz	kat	x lustro	y lustro
P1	78,114	0,003	78,114	0,002	79,080	0,003
P2	76,629	15,241	78,130	11,249	77,546	15,424
P3	72,189	29,901	78,137	22,500	73,040	30,254
P4	64,955	43,401	78,120	33,750	65,748	43,931
P5	55,237	55,237	78,117	45,000	55,916	55,916
P6	43,394	64,944	78,107	56,250	43,938	65,759
P7	29,885	72,154	78,098	67,502	30,267	73,077
P8	15,234	76,580	78,081	78,749	15,435	77,593
P9	0,001	78,064	78,064	89,999	0,001	79,131
P10	-15,229	76,558	78,058	101,250	-15,439	77,615
P11	-29,879	72,129	78,072	112,502	-30,281	73,098
P12	-43,378	64,914	78,073	123,752	-43,960	65,785
P13	-55,205	55,214	78,078	134,995	-55,939	55,949
P14	-64,918	43,379	78,078	146,248	-65,782	43,957
P15	-72,138	29,882	78,082	157,499	-73,090	30,277
P16	-76,596	15,237	78,097	168,749	-77,578	15,433
P17	-78,107	0,002	78,107	179,999	-79,087	0,002
P18	-76,632	-15,239	78,133	191,247	-77,543	-15,420
P19	-72,196	-29,900	78,143	202,497	-73,036	-30,248
P20	-64,961	-43,401	78,125	213,748	-65,745	-43,926
P21	-55,242	-55,236	78,120	224,997	-55,917	-55,911
P22	-43,405	-64,964	78,130	236,251	-43,924	-65,741
P23	-29,898	-72,169	78,117	247,497	-30,266	-73,057
P24	-15,237	-76,600	78,100	258,750	-15,431	-77,574
P25	-0,001	-78,067	78,067	270,000	-0,001	-79,128
P26	15,228	-76,557	78,057	281,250	15,439	-77,617
P27	29,873	-72,132	78,073	292,497	30,274	-73,100
P28	43,373	-64,923	78,078	303,746	43,950	-65,786
P29	55,213	-55,211	78,081	315,001	55,942	-55,941
P30	64,925	-43,382	78,085	326,250	65,777	-43,951
P31	72,148	-29,886	78,093	337,499	73,080	-30,272
P32	76,598	-15,237	78,099	348,750	77,575	-15,431

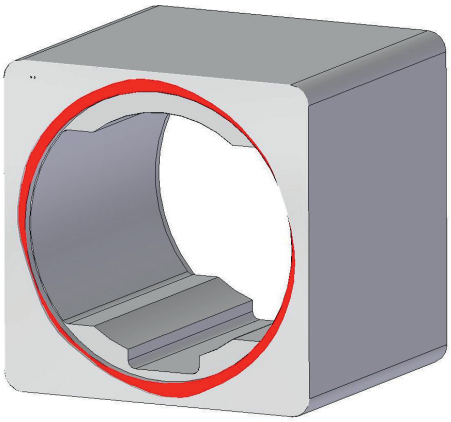
Rys. 5. Dane zebrane podczas pomiaru na maszynie CMM

Błędy kształtu opisane zostały przy pomocy 64 punktów odchyłki δ_k od średnicy pomierzonej $R_{śred}$. Punkty te posłużyły do utworzenia danych wejściowych modelu bryłowego zamka korpusu z wykorzystaniem oprogramowania CAD. Widok korpusu z zamodelowanym zamkiem przedstawiono na rysunku 6. Ze względów poglądowych modyfikacja została przeskalowana tak, aby możliwe było zaobserwowanie powstałych zmian.

Otrzymanie modelu 3D ze skorygowanym kształtem wymaga odpowiedniego przygotowania danych. Danymi otrzymanymi z maszyny pomiarowej CMM są promień średni $R_{śred}$ oraz odchyłka δ_k w danym punkcie pomiarowym. Rzeczywisty promień zamka dla poszczególnego położenia kątowego, w którym nastąpił pomiar wynosi zatem:

$$R_{rzecz1} = R_{śred} + \delta_{k1} \tag{1}$$

gdzie:
R_{rzecz1} – rzeczywisty promień mierzonej średnicy,
$R_{śred}$ – promień średni,
δ_{k1} – odchyłka od średnicy mierzonej.



Rys. 6. Widok modelu korpusu i zamodelowanego zamka

```
N14 G41 D#4111
N15 G01 X-41.615 Y37.536 Z [ #800 / 2. - 2.3 ] F500. M08
N16 G03 X-79.085 Y.005 I.031 J-37.5
N17 G03 X-78.982 Y-3.962 I79.088 J.065
N18 G03 X-65.8 Y-43.843 I79.575 J4.183
N19 G03 X-44.907 Y-65.073 I65.497 J43.565
N20 G03 X3.56 Y-79.052 I45.068 J65.248
N21 G03 X31.513 Y-72.573 I-3.476 J78.537
N22 G03 X78.605 Y-8.742 I-31.501 J72.527
N23 G03 X73.381 Y29.414 I-78.755 J8.653
N24 G03 X53.833 Y57.923 I-73.193 J-29.23
N25 G03 X-2.549 Y79.091 I-53.921 J-57.949
N26 G03 X-30.476 Y73.016 I2.486 J-78.662
N27 G03 X-72.784 Y31.005 I30.482 J-73.005
N28 G03 X-79.085 Y.005 I72.787 J-30.935
N29 G03 X-78.982 Y-3.962 I79.088 J.065
N30 G03 X-78.956 Y-4.433 I79.575 J4.183
N31 G03 X-39.33 Y-39.679 I37.436 J2.19
N32 G40
N33 G01 X-28.627 Y-11.836 Z [ #800 / 2. - 2.3 ]
N34 G00 Z [ #800 / 2. + 3. ]
N35 G00 X-25.242 Y10.383
N36 G00 Z [ #800 / 2. - 7.5 ]
N37 G41 D#4111
N38 G01 X-37.578 Y37.542 Z [ #800 / 2. - 7.5 ]
N39 G03 X-75.042 Y.006 I.036 J-37.5
N40 G03 X-74.99 Y-2.71 I74.962 J.072
N41 G03 X-63.648 Y-39.699 I75.436 J2.899
N42 G03 X5.783 Y-74.847 I63.742 J39.764
N43 G03 X54.775 Y-51.33 I-5.712 J74.69
N44 G03 X74.648 Y7.484 I-54.711 J51.251
N45 G01 X74.602 Y7.926 Z [ #800 / 2. - 7.5 ]
N46 G03 X51.53 Y54.525 I-74.729 J-7.989
N47 G03 X9.039 Y74.515 I-51.637 J-54.606
N48 G03 X-53.466 Y52.701 I-9.092 J-74.406
N49 G03 X-75.042 Y.006 I53.387 J-52.623
N50 G03 X-74.99 Y-2.71 I74.962 J.072
N51 G03 X-74.898 Y-4.532 I75.436 J2.899
N52 G03 X-35.127 Y-39.613 I37.427 J2.345
N53 G40
N54 G01 X-24.54 Y-11.726 Z [ #800 / 2. - 7.5 ]
N55 G00 Z [ #800 / 2. + 50. ]
```

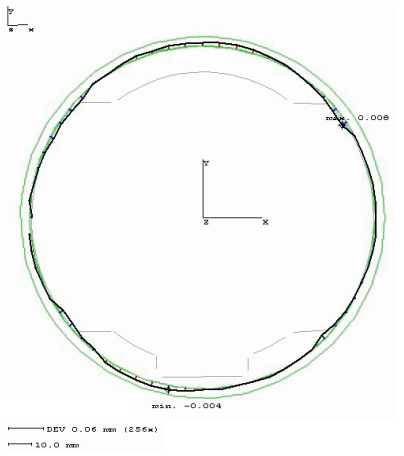
Rys. 7. Fragment kodu NC z korekcją toru narzędzia

Zmodyfikowany promień R_{CAD} w modelu CAD wynosi:

$$R_{CAD} = R_{śred} - \delta_{k1} \tag{2}$$

Wykorzystując komputerowe wspomaganie wytwarzania CAM opracowano ścieżkę narzędzia obróbki zamka korpusu i wygenerowano kod NC. Na rysunku 7 przedstawiono fragment tego kodu. Następnie korpusy poddano obróbce. Seria losowo wybranych 20 korpusów z partii produkcyjnej i pomierzonych na maszynie pomiarowej wykazała średnią tolerancję okrągłości na poziomie 0,018mm. Tym samym zamki korpusu wykonywane według zmodyfikowanej ścieżki narzędzia spełniały założone tolerancje obróbkowe według rysunku 1.

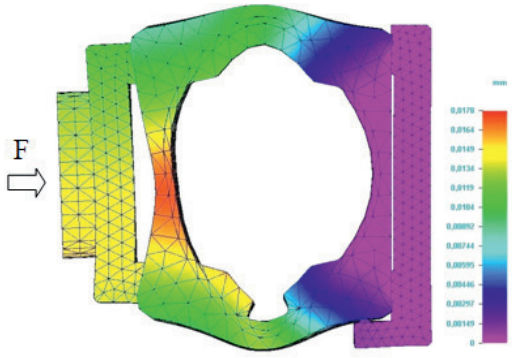
Przykładowy wykres okrągłości średnic zamka przedstawiono na rysunku 8.



Rys. 8. Wykres odchyłki okrągłości średnic po obróbce z korekcją toru narzędzia

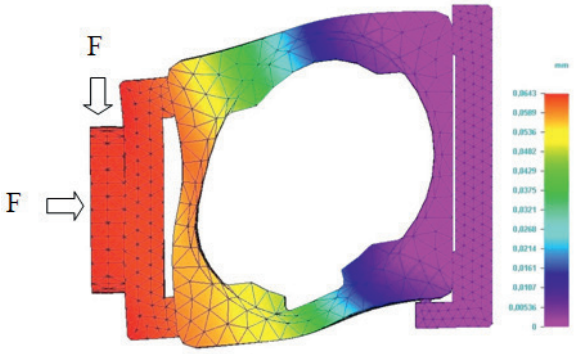
Analiza danych pomiarowych ujawniła poprawę okrągłości średnic. Średnia wartość odchyłki okrągłości frezowanego zamka w korpusie obrabianym uległa znacznej poprawie z poziomu 0,072 mm do 0,018 mm. Taki wynik możliwy był do osiągnięcia głównie ze względu na powtarzalne mocowanie przedmiotu w uchwycie obróbkowym.

Sprawdzono możliwość uzyskania podobnych rezultatów przy pomocy symulacji odkształceń korpusu zamocowanego w uchwycie obróbkowym za pomocą metody elementów skończonych MES. Podczas modelowania przyjęto założenie, że na korpus działają tylko siły mocowania. Wyniki tej symulacji przedstawiono na rysunku 9.



Rys. 9. Symulacja odkształcenia korpusu pod wpływem działaniem wzdłużnej siły mocowania

Na podstawie przeprowadzonej analizy zaobserwowano pewne rozbieżności w wynikach otrzymanych przeprowadzonymi metodami. Kształt deformacji korpusu po przyłożeniu tylko siły mocowania w jednym kierunku nie odpowiadał pod względem wartości oraz kształtu deformacji zweryfikowanej za pomocą maszyny pomiarowej CMM (rys. 4).



Rys. 10. Symulacja rzeczywistych odkształceń korpusu

Przeprowadzono dodatkową analizę, zmieniając warunki brzegowe. Dalsza analiza wyników ujawniła występowanie dodatkowo siły poprzecznej mocowania. W wyniku działania tej siły deformacji ulega znaczna część korpusu, a co za tym idzie kształt zamka. Wyniki tej symulacji zostały przedstawione na rysunku 10 i w pełni odzwierciedlają kształt deformacji zweryfikowanej za pomocą maszyny pomiarowej CMM.

5. PODSUMOWANIE I WNIOSKI

Poprawę jakości wykonania przedmiotów zamocowanych w uchwytach obróbkowych można uzyskać poprzez minimalizację błędów obróbki tych przedmiotów. Błędy obróbki można ograniczyć poprzez zastosowanie metody modyfikacji toru narzędzia.

Wyniki pomiarów potwierdziły, że wykorzystując maszynę pomiarową CMM, możliwe jest przeprowadzenie kompensacji błędów związanych z zamocowaniem przedmiotu obrabianego w uchwycie obróbkowym. Ten sposób może zapewnić wymierne korzyści umożliwiając osiągnięcie wysokich dokładności wymiarowo kształtowych w prostym przyrządzie obróbkowym bez konieczności jego modyfikacji.

Zastosowanie metody MES potwierdziło poprawność zastosowanej metody modyfikacji toru narzędzia. Jednakże wymagało to zbudowania dokładnego modelu zachowania się przedmiotu podczas mocowania w uchwycie.

Weryfikacja tej metody z wykorzystaniem wartości przemieszczeń w modelu 3D była pracochłonna i wymagała uwzględnienia szeregu czynników zewnętrznych mających wpływ na deformację korpusu.

W warunkach warsztatowych zdecydowanie szybszym rozwiązaniem jest wykorzystanie współrzędnościowej maszyny pomiarowej.

LITERATURA

[1] CHRZANOWSKI J., *Programowe zwiększenie dokładności wykonania przedmiotu na obrabiarce CNC*, Inżynieria Maszyn, R.17, z.2, 2012, 19–30.

[2] MAJDA P., *Pomiary i kompensacja błędów geometrycznych obrabiarek CNC,* Inżynieria Maszyn, R.16, z.1-2, 2011, 126–134.

[3] SHET C., DENG X., 2003, *Residual Stresses and Strains in Orthogonal Metal Cutting*, Int. J. Machine Tools Manuf*.,* 43/6, 573–587.

[4] KACZMAREK J., ŚWIĘCIK R., ŻURAWSKI A.,*Aspekty technologiczne wykonywania głębokich otworów w stopach aluminium w warunkach produkcji seryjnej*, Obróbka Skrawaniem. T. 4. Współczesne problemy, Politechnika Łódzka, Wydział Mechaniczny, Łódź, 2008, 55–66.

[5] KACZMAREK J., ŚWIĘCIK R., ŻURAWSKI A., *Analiza dokładności obróbki na centrum frezarskim z wykorzystaniem sondy pomiaru przedmiotu*. W: Obróbka Skrawaniem. T.5. Nauka a Przemysł, Politechnika Opolska, Wydział Mechaniczny, Opole, 2011, 311–318.

INCRESING OF THE WORKPIECE MACHINING ACCURACY ON CNC MACHINE BY THE TOOL PATH MODIFICATION

In the paper the tool path modification for accuracy increasing of workpiece machined on the CNC machine has been present. The measurement has been made on CMM stand. The machining process has been programmed for CNC machine. Simulation results of workpiece deformation fixed in the chuck by using FEM has been depicted.

Key words: accuracy, distortion, FEM, CAM

WSKAŹNIKI ENERGETYCZNE PROCESU OBRÓBKI DREWNA MODYFIKOWANEGO CHEMICZNIE I CIŚNIENIOWO

Zdeněk KOPECKÝ[1], Luďka HLÁSKOVÁ[1], Maciej KOWALSKI[2], Miroslav ROUSEK[1]

1. WSTĘP

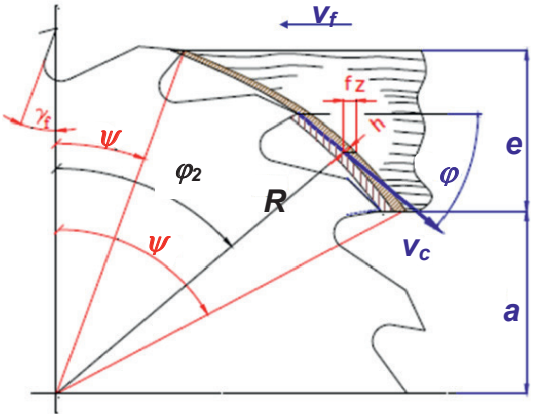
W przemyśle drzewnym cięcie piłami tarczowymi jest jedną z najczęściej wykorzystywanych operacji rozdzielania materiału. Pomimo wieloletnich, szczegółowych badań z zakresu teorii i praktyki skrawania materiałów drewnianych nie udało się dotychczas stworzyć zaleceń, na podstawie których byłoby możliwe dokładne określenie wartości siły skrawania występującej w trakcie przecinania drewna. Określenie wartości poszczególnych składowych siły skrawania jest, w przypadku obróbki drewna, bardzo skomplikowane. Związane to jest z anizotropowością w budowie wewnętrznej drewna oraz ze zmianą właściwości fizycznych i mechanicznych drewna w zależności od kierunku włókien [5,7]. W pracy zaprezentowano nowy model obliczeniowy siły skrawania bazujący na zastosowaniu zasad mechaniki pękania (modern fracture mechanics). Wartość siły skrawania i siły posuwowej może być określona przy dostosowaniu teorii Ernst-Merchanta do warunków charakterystycznych, jakie występują podczas przecinania drewna piłami tarczowymi, gdzie proces tworzenia się wióra jest decydującym czynnikiem przy określaniu tych sił [1]. Model bazuje na określeniu pracy wewnętrznej potrzebnej do zwinięcia a następnie oddzielenia wióra, a także na określeniu energii niezbędnej do pokonania tarcia między przedmiotem obrabianym a ostrzem skrawającym oraz pracy niezbędnej do ukształtowania nowej struktury na powierzchni przedmiotu obrabianego.

[1] Mendelova univerzita, Fakulta lesnická a dřevařská, Ústav základního zpracování dřeva, Zemědělská 3, 613 00 Brno, Republika Czeska.

[2] Politechnika Wrocławska, Wydział Mechaniczny, Instytut Technologii Maszyn i Automatyzacji, ul. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław.

2. PODSTAWY TEORETYCZNE

Analiza rys. 1, na którym przedstawiono kinematykę skrawania podczas cięcia piłą tarczową pozwala stwierdzić, że ostrza piły poruszają się po okręgu ze stałą prędkością skrawania v_c.



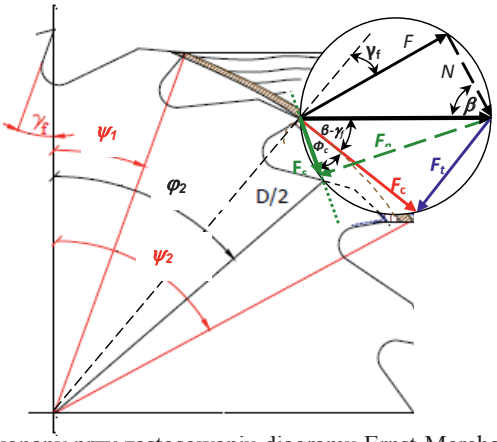
Rys. 1. Kinematyka przecinania piłami tarczowymi

Podczas cięcia, na ruch obrotowy narzędzia skrawającego nakłada się ruch prostoliniowy (posuwowy) przedmiotu obrabianego v_f, co powoduje, że krawędź skrawająca ostrza porusza się po cykloidzie. Złożenie tych dwóch ruchów jest źródłem płynnej zmiany grubości wióra. Model pracy głównej krawędzi skrawającej w stosunku do kierunku włókien drewna jest modelem poprzecznie-wzdłużnym ($\parallel - \perp$) $\varphi_2 = 0–90°$.

Zgodnie z najnowszymi badaniami teoretycznymi nad procesem skrawania, w których wykorzystano zasady mechaniki pękania, można matematyczne obliczenia modelowe mocy przy cięciu piłami tarczowymi przedstawić za pomocą zależności (1) [1,3,9,10]:

$$\overline{P}_{cw} = F_c \cdot v_c + P_{ac} = \left[z_a \cdot \frac{\tau_\gamma \cdot b \cdot \gamma}{Q_{shear}} \cdot h_m \cdot v_c + z_a \cdot \frac{R \cdot b}{Q_{shear}} \cdot v_c \right] + \dot{m} \cdot v_c^2 \qquad (1)$$

Pierwszy człon równania opisuje moc potrzebną do zwinięcia a następnie oddzielenia wióra, drugi człon opisuje moc potrzebną do pokonania siły tarcia między przedmiotem obrabianym a ostrzem skrawającym (włączając w to zjawisko formowania nowej struktury powierzchni), trzeci zaś – moc potrzebną do nadania wiórowi przyspieszenia i usunięcia go ze strefy skrawania. Trzeci człon równania (1) nie jest związany bezpośrednio z siłami występującymi przy oddzielaniu wióra, ale opisuje energię kinetyczną potrzebną do usunięcia wiórów z rzazu [9].



Rys. 2. Rozkład sił wykonany przy zastosowaniu diagramu Ernst-Merchanta: F_a – siła aktywna, F_c – siła skrawania, F_t – siła docisku, F_s – siła tnąca, F_n – siła normalna do płaszczyzny ścinania, F – siła tarcia, N – siła prostopadła do siły tarcia, β – kąt tarcia, γ_f – kąt natarcia, Φ_c – kąt ścinania

Siła skrawania na jedno ostrze piły tarczowej w teorii bazującej na mechanice pękania wyrażona jest równaniem prostej w postaci kierunkowej $y=(k)\cdot x+(q)$ [8,9],

$$F_c^{1z} = \left(\frac{\tau_\gamma \cdot b \cdot \gamma}{Q_{shear}} \right) \cdot h_m + \left(\frac{R \cdot b}{Q_{shear}} \right) \text{ [N]} \tag{2}$$

gdzie:

τ_γ – naprężenia graniczne materiału obrabianego podczas ścinania [Pa],
R – praca właściwa (energia) niezbędna do wytworzenia pęknięcia o powierzchni jednostkowej w trakcie skrawania (wiązkość) [J/m^2],
b – szerokość rzazu,
Q_{shear} – korekcja tarcia,
γ – odkształcenie przy ścinaniu wzdłuż płaszczyzny ścinania.

Z modelu Atkinsona, który obejmuje energię niezbędną do wytworzenia pęknięcia (wiązkość R), można wyprowadzić równanie, za pomocą którego obliczamy opór właściwy skrawania k_c [3]:

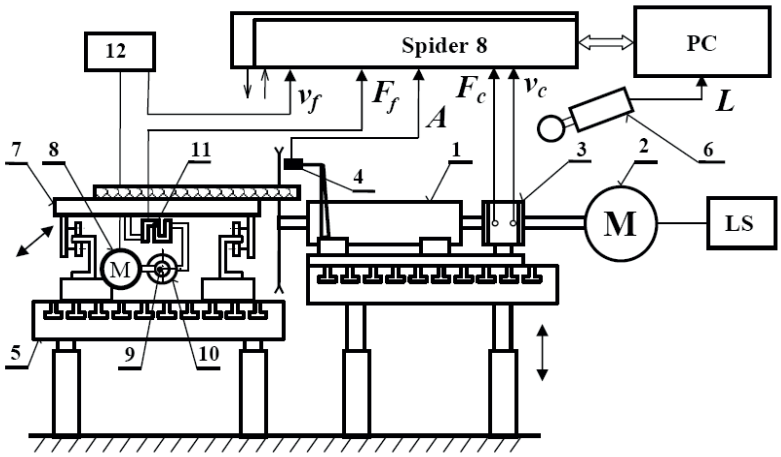
$$k_c = \frac{1}{Q_{shear}} \left(\tau_\gamma \cdot \gamma + \frac{R}{h_m} \right) \text{ [Pa]} \tag{3}$$

3. BADANIA DOŚWIADCZALNE

W celu sprawdzenia poprawności działania nowego modelu obliczeniowego przeprowadzono eksperyment, w którym przecinano próbki z naturalnego drewna buku (BEECH) oraz drewna buku modyfikowanego hydrotermicznie

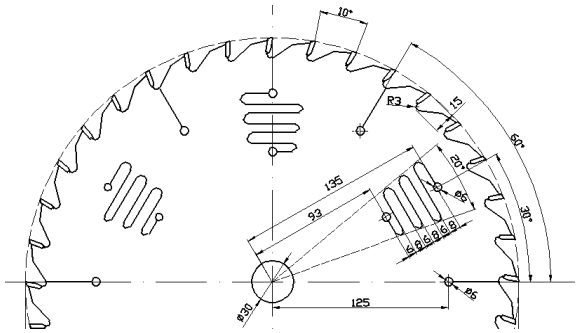
i ciśnieniowo Bendywood, a także drewna buku modyfikowanego chemicznie DMDHEU. Kostki o wymiarach 700×120×21 mm były wysuszone (wilgotność względna 8%), a następnie, w celu ujednolicenia ich wysokości (wymiar e = 21 mm), obrabiane na strugarko-grubościówce.

Pomiary były prowadzone na stanowisku służącym do badań procesu cięcia piłami tarczowymi (rys. 3). Na stanowisku tym można z dużą dokładnością symulować warunki obróbki jakie istnieją podczas pracy pił w warunkach rzeczywistych. Siła skrawania F_c, siła posuwowa F_f, prędkość skrawania v_c i prędkość ruchu posuwowego przedmiotu obrabianego v_f były zbierane za pomocą czujników rozmieszczonych na stanowisku pomiarowym. Mierzone dane były przesyłane poprzez wzmacniacz Spider 8 zbierający sygnały do oprogramowania Conmes Spider służącego do opracowywania wyników pomiarów wielkości zmiennych.



Rys. 3. Schemat stanowiska badawczego: 1 – wrzeciono, 2 – silnik elektryczny z możliwością regulacji obrotów LS, 3 – czujnik pomiaru siły skrawania F_c i prędkości v_c, 4 – bezstykowy czujnik do pomiaru drgań A, 5 – stół, 6 – czujnik pomiaru hałasu, 7 – podajnik wózkowy, 8 – silnik elektryczny przesuwu podajnika wózkowego, 9 – śruba kulkowa, 10 – nakrętka, 11 – czujnik pomiaru siły posuwowej F_f, 12 – sterownik prędkości v_f [4]

Proces cięcia przeprowadzono przy użyciu prototypowej piły tarczowej (oznaczonej do badań jako K9) wyprodukowanej w firmie Pilana Hulín (rys. 4). Piła ta jest wykorzystywana do cięcia materiałów drewnianych będących elementami stolarki budowlanej oraz w stolarstwie i przemyśle meblarskim. Piła ta ma średnicę D = 350 mm, szerokość korpusu s = 2,4 mm, ilość ostrzy wykonanych z węglików spiekanych z = 36, szerokość ostrzy (rzazu) s_t = 4,5 mm oraz kąty ostrza α = 15°, β = 65°, γ = 10° i λ_s = 10°.



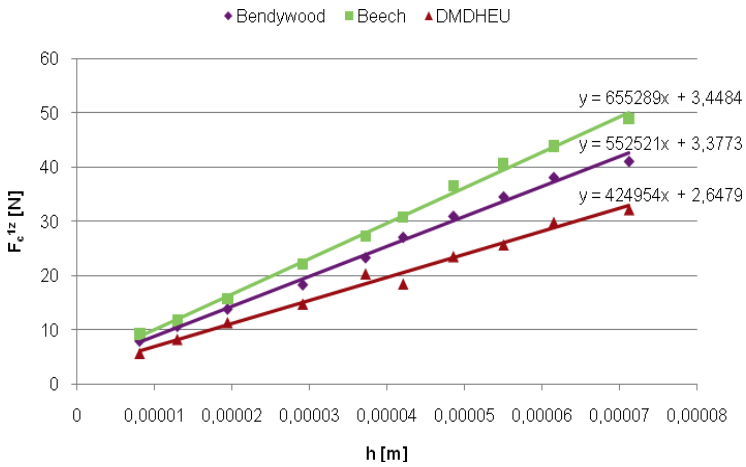
Rys. 4. Konstrukcja piły tarczowej K9 Pilana z równomierną podziałką ostrzy skrawających [11]

Parametry skrawania dobrane były w zakresie standardowo stosowanych dla pił stolarskich. Cięcie prowadzono przy zalecanych jako optymalne obrotach narzędzia n = 4200 obr/min, tzn. przy prędkości skrawania v_c = 77 m/s. Prędkość ruchu posuwowego przedmiotu obrabianego była nastawiana w zakresie v_f = 2,5–22 m/min z krokiem 2 m/min. Wraz ze zmianą prędkości ruchu posuwowego zmieniały się wartości posuwu na ostrze f_z oraz średnia grubość warstwy skrawanej h_m.

Na rys. 5 przedstawiono zależność siły skrawania od średniej grubościwarstwy skrawanej. W wyniku przeprowadzonych pomiarów stwierdzono, że wraz ze zwiększającą się grubością warstwy skrawanej dochodzi do liniowego wzrostu wartości siły skrawania, co odpowiada założeniom teoretycznym przedstawionym w równaniu (2).

Przecinanie drewna buku modyfikowanego ciśnieniowo Bendywood jest, w porównaniu obróbką drewna naturalnego, łatwiejsze. Wartość siły skrawania podczas obróbki buku modyfikowanego w ten sposób jest o około 15% mniejsza. Wynika to z właściwości buku Bendywood. Jest to materiał o większej gęstości, charakteryzujący się bardzo dobrą wytrzymałością na zginanie. Najniższe wartości siły skrawania otrzymano dla cięcia buku DMDHEU. Są one o około 35% niższe w porównaniu z bukiem niemodyfikowanym. Impregnowany chemicznie buk DMDHEU ma w porównaniu do buku naturalnego podwyższoną twardość i kruchość. W wyniku modyfikacji właściwości drewna zaobserwować można obniżenie odporności na oddziaływanie naprężeń ścinających oraz wytrzymałości na rozciąganie, co ma zasadniczy wpływ na obniżenie wartości siły skrawania i oporów skrawania.

Określenie wartości głównych parametrów modelu bazuje na analizie regresji. Energia niezbędna do wytworzenia pęknięcia (wiązkość $R^{\parallel}{}_{\perp}$ dla φ_2 = 29,3° – rys. 1) była określona przez przesunięcie prostej, a naprężenia graniczne materiału obrabianego podczas ścinania $\tau_y{}^{\parallel}{}_{\perp}$ z jej współczynnika kierunkowego [2,6,8,9]. Zastosowanie danych otrzymanych podczas eksperymentu do zaproponowanego modelu obliczeniowego jest w przypadku procesu cięcia piłą tarczową źródłem istotnych informacji dla poprzecznie-wzdłużnego modelu przecinania (tabela 1):



Rys. 5. Siła skrawania w funkcji średniej grubości warstwy skrawanej

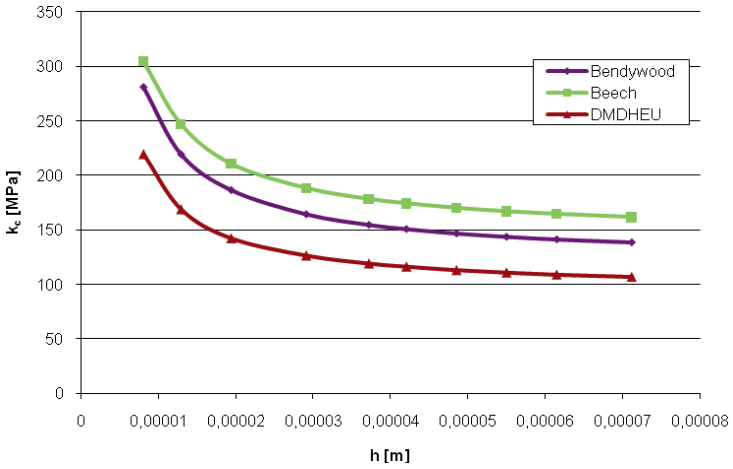
Tabela 1. Wyniki obliczeń uzyskanych dzięki zastosowaniu zasad mechaniki pękania

	ρ (kg/m^3)	$\tau_\gamma^{\parallel}{}_{\perp}$ (MPa)	$R^{\parallel}{}_{\perp}$ (J/m^2)	μ	Θ_m	Q_{shear}
Buk naturalny BEECH	691	42,989880	757,8901	0,83	39,72	0,45
Bendywood	739	36,558981	742,2637	0,84	39,87	0,45
DMDHEU	707	28,746111	581,956	0,81	38,93	0,47

Przy zastosowaniu teorii Ernst-Merchanta została obliczona orientacja płaszczyzny ścinania. Ze względu na rodzaj obrabianego materiału kąt ścinania wynosi: Φs = 29,52° dla naturalnego drewna buku, Φs = 29,77° dla Bendywood i Φs = 30,46° dla DMDHEU. Odkształcenie przy ścinaniu wzdłuż płaszczyzny ścinania wynosi: γ = 2,03 dla buku naturalnego, γ = 2,01 dla Bendywood i γ = 1,98 dla DMDHEU w przypadku poprzecznie-wzdłużnego modelu obróbki. Wartości te potraktowano jako dane wejściowe przy obliczeniach oporu właściwego skrawania dla poprzecznie-wzdłużnego modelu cięcia piłami tarczowymi.

Na rys. 6 pokazano wyniki obliczeń siły właściwej skrawania dla różnych wartości średniej grubości warstwy skrawanej. Obliczenia wykonano dla grubości warstwy skrawanej h_m = 0,008 – 0,072 mm.

W wyniku przeprowadzonych badań można stwierdzić, że wraz ze zwiększającą się grubością warstwy skrawanej wartość siły właściwej spada. Zjawisko to występuje także podczas obróbki metali. W przeciwnym przypadku, przy bardzo małych posuwach na ostrze, gdy grubość warstwy skrawanej zbliża się do promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej zachodzi zjawisko hiperbolicznego wzrostu wartości oporu właściwego skrawania k_c, co często bywa określane jako tzw. size effect [1-3].



Rys. 6. Zależność siły właściwej skrawania od średniej grubości warstwy skrawanej

4. PODSUMOWANIE

Pomimo tego, że proces cięcia drewna piłą tarczową nie jest przykładem czysto ortogonalnej obróbki skrawaniem, zastosowanie wyników uzyskanych podczas przeprowadzonych pomiarów pozwoliło na określenie energii niezbędnej do wytworzenia pęknięcia (wiązkości) oraz naprężeń granicznych materiału obrabianego podczas ścinania dla poprzecznie-wzdłużnego modelu cięcia buku piłą tarczową. Informacje te pozwolą prognozować wartość mocy niezbędnej do przeprowadzenia procesu cięcia oraz wartości sił działających na narzędzie i przedmiot obrabiany.

PODZIĘKOWANIE

Praca powstała jako wynik badań naukowych realizowanych w ramach projektów „The Establishment of an International Research Team for the Development of New Wood-based Materials“ nr rej. CZ.1.07/2.3.00/20.0269 oraz CEEPUS C-III-0310-05-1213, dofinansowanych z Europejskiego Funduszu Społecznego oraz budżetu państwa Republiki Czeskiej. Autorzy pracy dziękują za otrzymane środki finansowe umożliwiające realizację projektów.

LITERATURA

[1] ATKINS A.G., *Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: quantitative explanations for some longstanding problems*. International Journal of Mechanical Sciences, 45, 2003, 373–396.

[2] ATKINS A.G., *Toughness and cutting: a new way of simultaneously determining ductile fracture toughness and strength*. Engineering Fracture Mechanics, 72, 2005, 849–860.
[3] ATKINS A.G., *The science and engineering of cutting. The mechanics and proces sof separating, scratching, and puncturing biomaterials, metals and non metals*. Butterworth-Heineman is an imprint of Elsevier, Oxford, 2009, 413.
[4] KOPECKÝ Z., ROUSEK M., *Impact of dominant vibrations on noise level of dimension circular sawblades*. Wood Research, vol. 57, iss.1, 2012, 151–160.
[5] LISIČAN J. i inni, *Teória a technika spracovania dreva*. Zvolen, Matcentrum, 1996, 626.
[6] NAYLOR A., HACKNEY P., PERERA N., CLAHR E., *A predictive model for the cutting force in wood maching developed using mechanical properties*. BioResources, 7(3), 2012, 2883–2894.
[7] ORLICZ T., *Obróbka drewna narzędziami tnącymi (Wood machining with cutting tools)*. Skrypty SGGW-AR w Warszawie, Warszawa, Wydawnictwo SGGW-AR, 1988.
[8] ORŁOWSKI K., PALUBICKI B., *Recent progress in research on the cutting processes of wood*. A review COST Action E35 2004–2008: Wood machining – micromechanics and fracture. Holzforschung, vol. 63, iss. 2, 2009, 181–185.
[9] ORŁOWSKI K., *The fundamentals of narrow-kerf sawing: mechanics and quality of cutting,* Technical University in Zvolen, 2010, 1-123.
[10] ORŁOWSKI K., OCHRYMIUK T., ATKINS T., CHUCHAŁA D., *Application of Fracture Mechanics for Energetic Effects Predictions While Wood Sawing*. Wood Science and Technology, vol. 43, No 3, 2013.
[11] VESELÝ, P., KOPECKÝ Z., SVOREŇ J., *Vliv konstrukce těla pilového kotouče na jeho kritické otáčky a vibrace v pásmu použitelných otáček*. Trieskové a beztrieskové obrábanie dreva, 2010.

ENERGY INDICATORS OF WORKING PROCESS CHEMICALLY AND PRESSURE MODIFIED WOOD

This paper will discuss issues related to the energy intensity of the cutting process of beech wood intended for elements of woodwork and furniture industry subjected to modification by compaction pressure and plasticizing chemicals. Aim of this study is to determine the distribution of forces in the cutting process and the energy intensity calculation of cutting with interlocking slitting mill modified wood and a comparison this process with beech wood cutting in the raw state.

Key words: cutting, interlocking slitting mills, toughness, shear yield stress, specific cutting pressure

SYMULACJA OBRÓBKI JAKO NARZĘDZIE INTEGRACJI PROCES SKRAWANIA – OBRABIARKA

Wojciech KWACZYŃSKI, Krzysztof FILIPOWICZ[1]

1. WPROWADZENIE

Technologia obróbki skrawaniem nadal, jako jeden z podstawowych procesów wytwórczych, podlega stałemu i dynamicznemu rozwojowi w przestrzeni „realnej" oraz przestrzeni „wirtualnej". W przestrzeni „realnej" rozwój obróbki, to przede wszystkim rozwój związany z obrabiarkami, materiałami na ostrza narzędzi skrawających oraz oprzyrządowaniem technologicznym narzędziowym jak i przedmiotowym.

W przestrzeni „wirtualnej" rozwój obróbki, dotyczy głównie potencjalnych możliwości programów do komputerowego wspomagania wytwarzania (CAM), ich integracji z pozostałym modułami CAx oraz stale zwiększającą się ich zawartością, to jest częścią odpowiedzialną za dobór oprzyrządowania, parametrów technologicznych czy jakością symulacji obróbki.

Przy wykorzystywaniu maksymalnego poziomu technologii obróbki skrawaniem duże znaczenie mają zabiegi szeroko pojętego komputerowego modelowania, symulacji oraz wizualizacji przebiegu procesu obróbki, jako najtańszego sposobu przewidywania i oceny efektu przygotowanej technologii wykonania części [1,2].

Rozróżnić można symulację procesu skrawania – odwzorowanie zjawisk fizycznych skrawania oraz symulację procesu obróbki – odwzorowanie kinematyczno-kształtowe pracy narzędzia w przygotówce ukazujące geometrię wytwarzanej części.

Symulacja (komputerowa) procesu obróbki jest dokładnym odzwierciedleniem przebiegu procesu obróbki i umożliwia kompleksowe sprawdzenie poprawności przyjętej strategii obróbki, w tym samego programu obróbkowego.

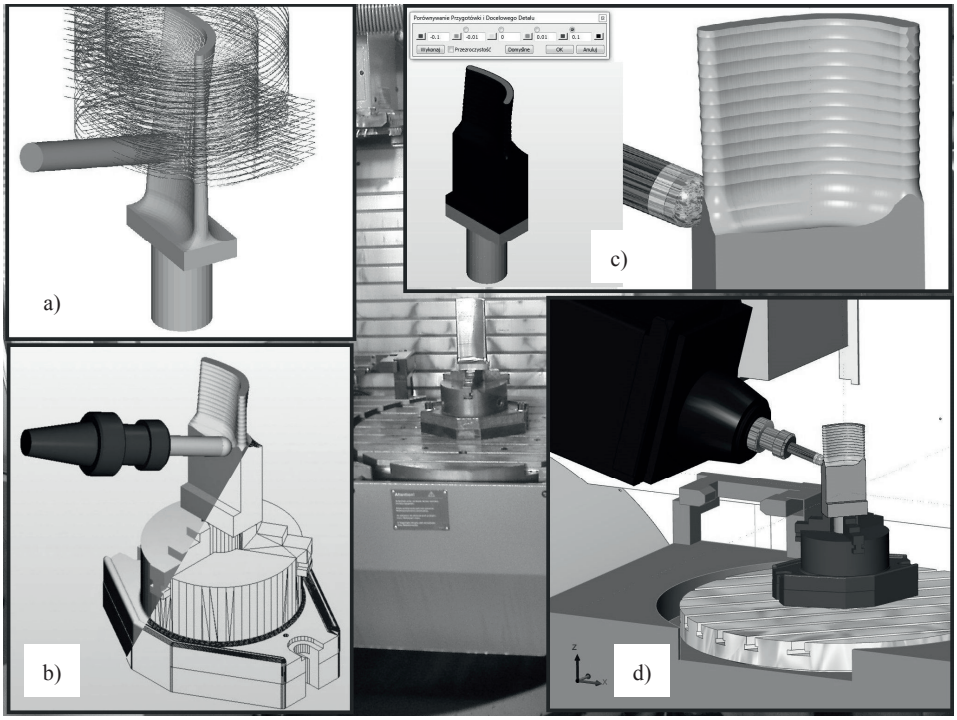
[1] Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny, ITM, al. Piastów 19, 70-310 Szczecin.

2. SYMULACJA OBRÓBKI JAKO NARZĘDZIE PROGRAMOWANIA

W zintegrowanych systemach CAD/CAM dostępnych jest kilka typowych rodzajów symulacji. Pomimo iż, każda z nich dotyczy pozornie tego samego – przedstawienie i weryfikacja wygenerowanej z pomocą oprogramowania ścieżki narzędzia, odpowiedni wybór pozwala na ocenę jej jakości w innej płaszczyźnie.

Typowe warianty symulacji procesu obróbki to:

– Podgląd ścieżki narzędzia (rys. 1a) – Wizualizuje trajektorie narzędzia na bryle przedmiotu docelowego, często z wyraźnym podziałem na ścieżki ruchów ustawczych i roboczych. Może pozwalać na podgląd pracującego narzędzia jednak nie ma analizy przygotówki i resztek materiału ani możliwości weryfikacji poprawności uzyskanej geometrii. Możliwe jest uwzględnienie geometrii mocowania przedmiotu obrabianego. Jest to najprostsza forma symulacji procesu i ma niewielkie wymagania, jeśli chodzi o moc obliczeniową komputera. W przypadku prostych operacji 2,5–3 osiowych może jednak być w zupełności wystarczająca. Pozwala na sprawdzenie poprawności przyjętej strategii oraz oszacowanie długości przejść jałowych, dzięki czemu można je ograniczyć do minimum zmniejszając tym samym czas obróbki. Pozwala również ograniczyć ryzyko kolizji w prostych operacjach nie wymagających zmian położenia osi narzędzia. Nie ma w tym wypadku możliwości wykrycia kolizji z uchwytem narzędziowym. Nie ma też uwzględnienia kinematyki obrabiarki, co również może mieć wpływ na kolizje, lub nawet brak możliwości obróbki ze względu na ograniczenia przestrzeni roboczej obrabiarki.
– Weryfikacja bryłowa (rys. 1b) – wizualizuje przekształcenie bryły przygotówki w bryłę resztki materiału za pomocą bryły narzędzia realizującej program wzdłuż ścieżki. Ten rodzaj symulacji pozwala na dokładniejsze symulowanie ruchów narzędzia łącznie z uchwytem oraz oprzyrządowaniem narzędziowym, co zwiększa możliwość uniknięcia kolizji. Dzięki odwzorowaniu bryły resztki możliwa jest już analiza dokładności odwzorowania geometrii przedmiotu obrabianego (rys. 1c) przy założonej strategii i dla niektórych parametrów (np. wierszowania). Dzięki analizie przygotówki jesteśmy w stanie ograniczyć niektóre zbędne części ścieżki narzędzia jak np. wybieranie materiału z odciętych fragmentów materiału. W tym przypadku również nie zostaje uwzględniona kinematyka obrabiarki, przez co nie jesteśmy w stanie w pełni zweryfikować możliwości obróbki przy zmieniającej się przestrzeni roboczej, ale są uwzględniane również nachylenia osi narzędzia, co daje większą możliwość sprawdzenia kolizji w symulowanych operacjach. Ten rodzaj symulacji wymaga większych mocy obliczeniowych niż sama prezentacja ścieżki narzędzia jednakże na dzień dzisiejszy jest to zapotrzebowanie na poziomie średniej klasy komputerów klasy PC.
– Weryfikacja w ustawieniu na wirtualnej obrabiarce (rys. 1d) – zaawansowana symulacja obróbki, która w pełni integruje proces skrawania z obrabiarką. Jest



Rys. 1. Przedstawienie graficzne typowych wariantów symulacji procesu obróbki dostępnych w systemach CAD/CAM (przykład: obróbka zgrubna łopatki turbiny)

to tak zwana „symulacja maszynowa". Czyli symulacja obróbki w układzie OUPN, wraz z wizualizacją efektów pracy narzędzi(a), na realistycznie przedstawionej interaktywnej obrabiarce w pełni operowalnej przestrzeni 3D.

Symulacja ta w realistyczny sposób oddaje wszystkie istotne technologicznie aspekty pracy obrabiarki. Pozwala na wirtualną weryfikację programu sterującego z wykrywaniem kolizji pomiędzy wytypowanymi elementami zamodelowanego układu OUPN (UN, UP), odzwierciedlającego rzeczywiste ustawienie przedmiotu obrabianego na obrabiarce w tym podczas ruchów szybkich. Pozwala na analizę dokładności wykonania przedmiotu obrabianego („wirtualnego obrobienia"), przy odpowiedniej rozdzielczości ocenę jakości powierzchni obrobionej oraz możliwości obróbki w ograniczonej przestrzeni roboczej obrabiarki. Dodatkowo prowadzenie symulacji maszynowej w czasie rzeczywistym w pełni pozwala na oszacowanie czasu poszczególnych operacji i pełne przygotowanie się do późniejszej realnej obróbki.

Wadami są, czas poświęcony na odtworzenie elementów przestrzenni OUPN wykorzystywanych w symulacji. O ile biblioteki narzędzi i ich oprawek to już standard w systemach CAD/CAM, to inaczej jest w kwestii uchwytów

przedmiotowych. Biblioteki dostępnych obrabiarek są mocno okrojone i nie nadążają za stanem obecnym. Dodatkowo płynność i jakość animacji procesu obróbki na wirtualnej obrabiarce stawia wysokie wymagania względem sprzętu komputerowego, który ją realizuje.

Symulacja graficzna obróbki na wirtualnej obrabiarce nie musi być integralną częścią oprogramowania CAD/CAM (zintegrowanego lub nie). Są dostępne specjalne, osobne programy umożliwiające prowadzenie symulacji – testowanie wygenerowanych lub napisanych programów NC. Cel jest jednak taki sam, sprawdzenie działania programu, jego poprawności, uniknięcie kolizji, błędów obróbki, czy wychwycenie wadliwego działania użytego pre- i postprocesora. Programy te również umożliwiają edycję oraz optymalizację parametrów technologicznych zawartych w programie, na przykład poprzez możliwość skrócenia czasów obróbki na poziomie modyfikacji trajektorii zawartej w programie (ograniczenie ruchów w powietrzu) lub poprzez uwzględnienie krzywizny toru trajektorii czy zmian grubości w warstwie skrawanej (korekcja wartości posuwu).

3. PRZYGOTOWANIE ORAZ WERYFIKACJA PROCESU OBRÓBKI W OPARCIU O SYMULACJĘ MASZYNOWĄ

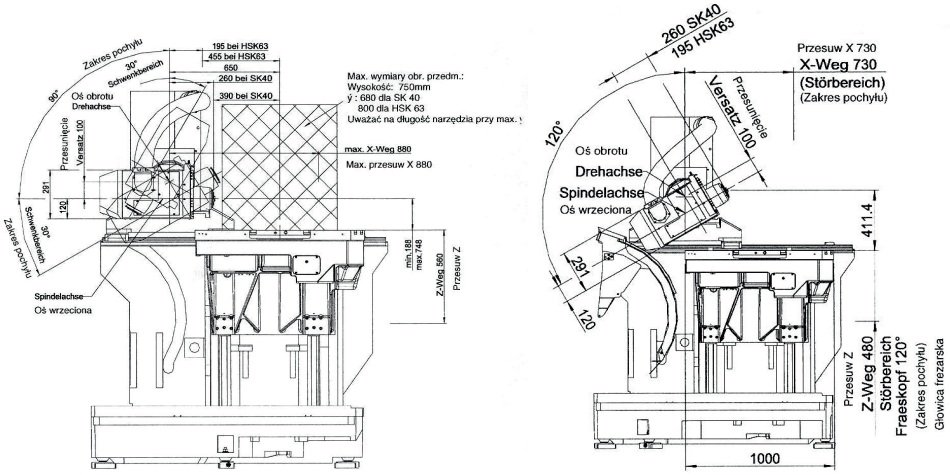
Planowania procesu obróbki z wykorzystaniem technik CAD/CAM na obrabiarki sterowane numerycznie (w tym obrabiarki pięcioosiowe) jest na ogół standardowe i obejmuje następujące, główne etapy:
- analizę cech konstrukcyjnych i technologicznych wytwarzanej części,
- wybór strategii obróbki,
- dobór niezbędnego oprzyrządowania narzędziowego jak i przedmiotowego czy kontrolno-pomiarowego,
- dobór parametrów skrawania,
- przygotowanie programów sterujących na wytypowaną obrabiarkę.

Sama procedura przygotowania programów sterujących z użyciem technik CAM dla operacji obróbki pięcioosiowej obejmuje następujące kroki:
- wygenerowanie trajektorii narzędzia,
- ustalenie koniecznego sterowania położeniem osi narzędzia,
- przeprowadzenie kontroli kolizji.

Do obliczeń związanych z generowaniem trajektorii narzędzia przy obróbce wieloosiowej niezbędne są takie dane wejściowe, jak:
- określenie położenia bazy przedmiotu względem bazy obrabiarki,
- geometria narzędzia (np. średnica, wysięg – dla narzędzi obrotowych),

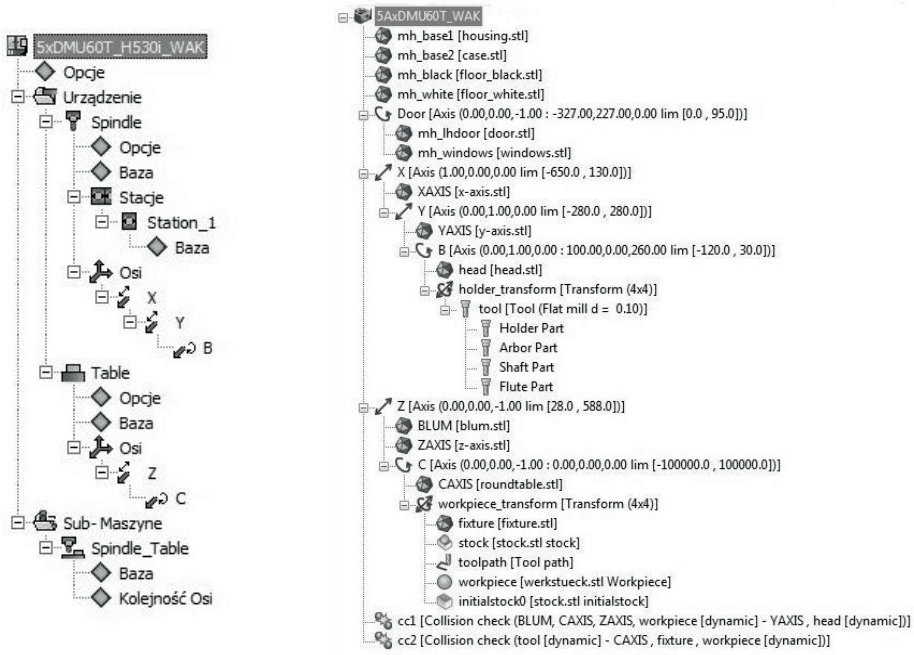
gdyż one jednoznacznie syntetyzują kinematykę układu przedmiot – narzędzie w przestrzeni roboczej obrabiarki.

Na tym etapie powstaje „uogólniony" program sterujący zawierający informacje geometryczno-kinematyczne o ruchach względnych narzędzia i przedmiotu obrabianego z uwzględnieniem limitów z preprocesora kinematycznego wytypowanej obrabiarki (ograniczenia przestrzeni roboczej, limity ruchu osi sterowanych i ich konfiguracja przestrzenna). Program ten należy zweryfikować, między innymi, w toku symulacji obróbki w ustawieniu na wirtualnej obrabiarce – symulacji maszynowej. Na końcu następuje wygenerowanie przez postprocesor programu sterującego dla konkretnego układu sterowania wytypowanej obrabiarki [3] (odpowiadający za przechwycenie trajektorii narzędzia wygenerowanej w oparciu, między innymi o zastosowany preprocesor). Szczególną uwagę należy skupić na etapie symulacji obróbki w ustawieniu na wirtualnej obrabiarce, przy obróbce pięcioosiowej jest ona niezbędna, z oczywistych względów – w celu uniknięcia kolizji. Jeżeli w przestrzeni wirtualnej wszystko jest w porządku dopiero wtedy można zapisać ostatecznie program i rozpocząć rzeczywistą obróbkę. Dlaczego przy obróbce w pięciu osiach rzeczywista kinematyka obrabiarki MUSI BYĆ ściśle opisana i ujęta w odpowiednim module CAM zanim przystąpimy do opracowywania technologii, a ściślej opracowywania strategii opisu trajektorii narzędzia? Dlatego, że przestrzeń robocza obrabiarki jest zmienna. I zależy od chwilowych położeń przynajmniej jednej z osi obrotowych (rys. 2). Dodatkowo, dostępne są również, różne rozwiązania konstrukcyjne określające – pozornie tą samą konfiguracją kinematyczną obrabiarki [4]. Co za tym idzie, mamy do czynienia z różnymi zakresami wielkości osi translacyjnych, rotacyjnych, inny jest kształt i położenie przestrzeni roboczej obrabiarki. To oczywiście wpływa na jej potencjalne możliwości technologiczne.



Rys. 2. Szkic obrazujący zmiany przestrzeni roboczej przy zmianie kąta pochylenia wrzeciennika opisane w instrukcji DTR obrabiarki DMU-60T2 [7]

W systemach CAD/CAM kinematyka obrabiarki zakodowana jest, miedzy innymi w tak zwanym preprocesorze oraz w konfiguracji modelu obrabiarki pod postacią drzewa budowy kinematyczno-strukturalnej (rys. 3). To ona wraz z systemem mocowania narzędzia, rzadziej przedmiotu, jak wspominano wcześniej decyduje o możliwościach technologicznych [5].



Rys. 3. Struktura wirtualnej obrabiarki na przykładzie DMU-60T2 zapisana w preprocesorze oraz „pliku maszyny" (moduł MachSim oprogramowania SolidCAM pod SolidWorks) [6]

Na rysunkach zawartych w artykule posłużono się przykładem centrum obróbkowego frezarskiego 5-osiowego, o skrętnym wrzecienniku i skrętnym stole, wrzeciennik o ruchu w osi B, stół o ruchu w osi C. Oznaczenie DMU-60T2 (podwójny magazyn narzędzi, stożek SK). Przeznaczeniem tego typu obrabiarki jest obróbka przedmiotów o złożonej geometrii.

W przypadku obróbki skrawaniem na obrabiarkach CNC, pod określeniem „przedmioty o złożonej geometrii" rozumie się nie tylko przedmioty złożone wyłącznie geometrycznie (zbudowane między innymi z wielu powierzchni o krzywiznach przestrzennych), lecz również przedmioty wymagające złożonej kinematyki obróbki – minimum kinematyki 4- lub 5-osiowej, co wymusza wyższy poziom technologii.

W metodzie uzyskiwania ostatecznego kształtu na obrabiarce pięcioosiowej można wyróżnić dwa podejścia realizacji obróbki, tj. obróbkę pięcioosiową

jednoczesną, tzw. obróbkę symultaniczną oraz obróbkę z indeksowaną osią narzędzia, tj. sekwencyjne zmienianie płaszczyzn pracy i realizacja na nich standardowej obróbki trzyosiowej, pozycja po pozycji.

Klasyfikacja stopnia złożoności przedmiotu, widzianej przez pryzmat liczby sterownych jednoczenie ruchów zespołów obrabiarki użytych do jego wykonania, jest współcześnie stosowaną zasadą klasyfikowania poziomu złożoności technologii. Wynikają z tego paradoksalnie jednocześnie ułatwienia, jak i utrudnienia technologiczne. Ułatwienia, bo zwiększenie liczby jednoczesnych ruchów sterowanych w czasie obróbki, na przykład z 3 do 5, pozwala przy odpowiednim, stałym ustawieniu przedmiotu, poszerzyć dostępność obszarów obróbki bez ingerencji w przestrzeń roboczą obrabiarki. Utrudnienia, bo wzrasta właśnie wymagany poziom złożoności użytej technologii (zaplecze techniczno-informatyczne, organizacja procesu, warunki i parametry czy kwalifikacje planującego obróbkę).

4. PODSUMOWANIE

Przygotowanie programów sterujących obróbką skomplikowanych geometrycznie przedmiotów wymagających obróbki wieloosiowej symultanicznej bez wymaganego wsparcia komputerowego pod postacią zintegrowanego CAD/CAM jest praktycznie niewykonalne. Skrawanie pięcioosiowe nigdy nie jest oderwane od miejsca jego realizacji – obrabiarki pięcioosiowej. Operacja obróbki pięcioosiowej nie jest ostatecznie uniwersalna i musi być tworzona przy uwzględnieniu możliwości kinematycznych obrabiarki.

Nie trzeba więc chyba nikogo przekonywać, że zastosowanie specjalistycznych programów komputerowych, służących do kompleksowego przygotowania, prowadzenia jak i analizy przebiegu procesów wytwórczych wykorzystujących nowoczesne zaplecze techniczne (w tym wieloosiowe centra obróbkowe), umożliwia maksymalne zwiększenie produktywności oraz jakości wytwarzanych przedmiotów poprzez skrócenie czasu obróbki, zwiększenie żywotności narzędzia (przez wspomniane wcześniej przenikające się metody optymalizacji posuwu, toru czy też przekroju warstwy skrawanej) oraz jak największe wykorzystanie możliwości obrabiarki.

Na styku proces skrawania – obrabiarka są to między innymi czynności związane z monitorowaniem oraz przewidywaniem i unikaniem kolizji pomiędzy elementami układu OUPN, przewidywaniem możliwości wyjścia poza zakres możliwych do realizacji ruchów obrabiarki, co ogranicza lub eliminuje czas zużywany na dotychczasowe, często czasochłonne metody testowania przebiegu programów obróbkowych.

Nie brońmy się zatem przed „wirtualną rzeczywistością", traktujmy ją raczej jako przydatne narzędzie pozwalające nam na zaoszczędzenie czasu dzięki bardziej efektywnemu generowaniu coraz bardziej skomplikowanych programów

obróbkowych. To właśnie to narzędzie pozwala na kompleksową weryfikację wytwarzania przed rozpoczęciem działań rzeczywistych. I to jest właśnie cel symulacji, czyli wirtualnego procesu obróbki – umożliwienie i zagwarantowanie (z dużym prawdopodobieństwem) satysfakcjonującej obróbki części z pierwszego podejścia.

LITERATURA

[1] GRZESIK W., *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych,* WNT, Warszawa 2010.
[2] GRZESIK W., *Wykorzystanie modelowania numerycznego i techniki VR do doskonalenia procesów technologicznych części silnie obciążanych cieplnie i mechanicznie,* Mechanik 10/2012, 803–817.
[3] HONCZARENKO J., *Obrabiarki sterowane numerycznie,* WNT, Warszawa 2008.
[4] HONCZARENKO J., *Wybrane zagadnienia doboru obrabiarek skrawających,* VI Konferencja Szkoły Obróbki Skrawaniem, Wrocław 2012, 71–82.
[5] APRO K., *Secrets of 5-Axis Machining,* Industrial Press Inc., New York 2008.
[6] SolidCAM, *Podręcznik użytkownika oprogramowania SolidCAM Simultaneous 5 Axis Machining*, SolidCAM 2012.
[7] DECKEL MAHO, *Podstawowe zagadnienia techniczne. Podręcznik maszyny DMU 60 monoBLOCK*.

SIMULATION OF MACHINING AS A TOOL OF INTEGRATION OF MACHINING PROCESS WITH MACHINING TOOL

Technology of machining is constantly developed to meet higher requirements of accuracy of production objects with more and more complex geometry. Development of this technology entails development of computer aided machining software. Article presents how computer simulation facilitates or even enables performing of operations of machining using modern machining tools. Presenting issues connected with preparing and realization of verification of technology of five axis machining using computer aided design software.

Key words: machining, technology, computer aided machining, simulation

WSTĘPNY TRÓJWYMIAROWY MODEL *MES* PROCESU WIERCENIA

Wojciech MIESZCZAK[1]

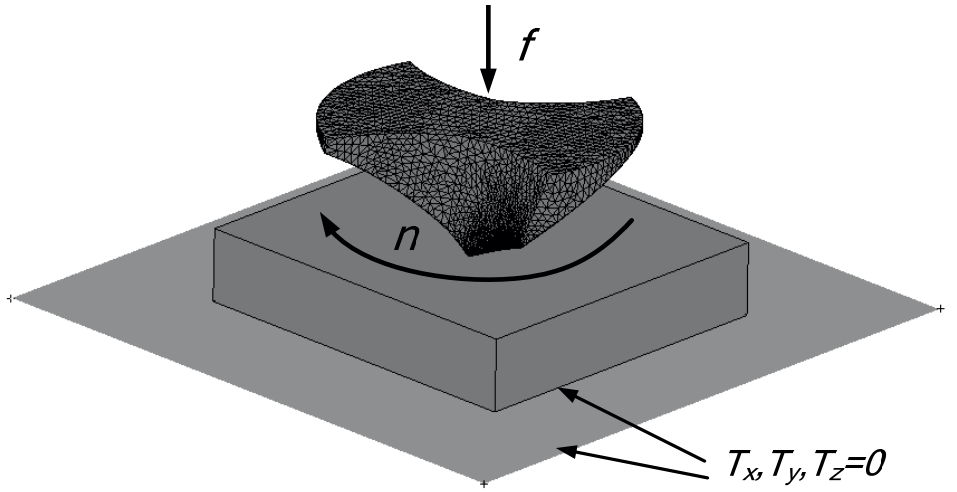
1. WSTĘP

W pracy opisano wstępny trójwymiarowy model wiercenia, który ma charakter badań rozpoznawczych. Opisane działania są próbą utworzenia modelu obejmującego najważniejsze elementy biorące udział tym złożonym procesie: trójwymiarowy model geometryczny, warunki brzegowe, właściwości materiałowe narzędzia i przedmiotu. Modelowanie przeprowadzono metodą *Implicit* w programie MSC.Marc.

2. MODEL MES

Model MES pokazano na rys. 1. Widoczne są: wiertło kręte (ze względu na czas obliczeń ograniczono się do fragmentu ostrza), przedmiot obrabiany w postaci bloku materiału i parametry skrawania. Poprzez $T_x, T_y, T_z = 0$ zaznaczono utwierdzenie sztywne materiału obrabianego pomiędzy dolną ścianką (podstawą), a powierzchną, na której umieszczono przedmiot obrabiany. Płaszczyzna pod przedmiotem obrabianym stanowiąca podparcie dla niego jest obiektem typu *rigid*. Taki sposób modelowania odpowiada sztywnemu zamocowaniu przedmiotu obrabianego na stole obrabiarki. Modelowany kontakt jest realizowany przez opcję *glue*, ponieważ siatka przedmiotu obrabianego nie jest siatką stałą, lecz odświeżaną przy pomocy funkcji *remeshing* z powodu znacznych odkształceń elementów skończonych. Opcja *glue* umożliwia zmianę położenia węzłów w kontakcie, przy zachowaniu ich pierwotnego warunku brzegowego. W omawianym przypadku oznacza to utwierdzanie sztywne węzłów. Na rysunku zaznaczono również modelowaną prędkość obrotową narzędzia n oraz posuw f. Prędkość skrawania v_c = 7,5 m/min, a posuw na obrót f = 0,25 mm/obr. W symulacji użyto elementy typu 134 dla przedmiotu obrabianego i narzędzia, przy czym narzędzie w symulacji było ciałem sztywnym z możliwością obliczania przepływu ciepła (*rigid body with heat transfer*). Elementy typu 134 [1] są tetraedrycznymi elementami

[1] Katedra Budowy Maszyn, Politechnika Śląska w Gliwicach.

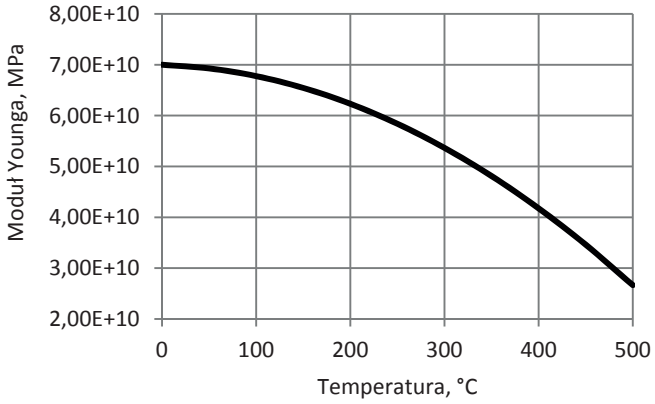


Rys. 1. Geometria modelu wiercenia

czterowęzłowymi, przeznaczonymi do przeprowadzania analiz termomechanicznych. Elementy typu 135, również czterowęzłowe [Marc] są przeznaczone do obliczania przepływu ciepła. Oba te typy elementów są stosowane w zagadnieniach modelowania kontaktu, w tym generowania ciepła w procesie tarcia. Liczba zastosowanych elementów jest zależna od parametrów procedury *remeshing*. Ich liczba jest zmienna i w analizowanym modelu wynosi około kilkaset tysięcy. Funkcja *remeshing* jest przydatna przy analizach obejmujących duże odkształcenia. Duże odkształcenia powodują również znaczne zniekształcenie elementów skończonych, co prowadzi do zmniejszenia dokładności obliczeń lub nawet uniemożliwia kontynuowanie analizy. W każdym kroku analizy sprawdzany jest aktualny stan zniekształcenia siatki. Jeżeli zniekształcenie siatki przekracza wartość kryterialną (np. graniczne odkształcenie), to jest ona poddawana procesowi odbudowywania (*remeshing*), w trakcie którego tworzona jest nowa siatka bez zniekształceń. W trakcie odbudowywania siatki następuje zatrzymanie procesu przetwarzania, po czym po odbudowaniu siatki analiza jest kontynuowana. Proces jest realizowany w „tle" obliczeń. Pola obliczanych wielkości – naprężeń, temperatury itd. są przenoszone ze „starej" zniekształconej siatki, do nowej automatycznie wygenerowanej przez program siatki.

2.1. WŁAŚCIWOŚCI MATERIAŁOWE PRZEDMIOTU OBRABIANEGO I OSTRZA

W modelowaniu przyjęto sprężysto-plastyczny model materiału obrabianego o stałej liczbie Poissona $\upsilon = 0{,}3$ oraz zmiennym module sprężystości Younga (rys. 2) ze względu na temperaturę.



Rys. 2. Moduł Younga stopu AlMgSi [2]

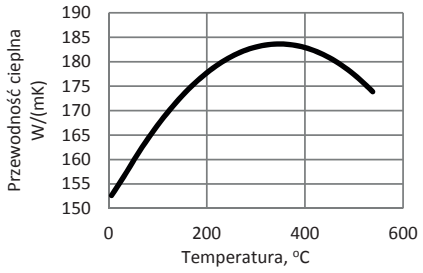
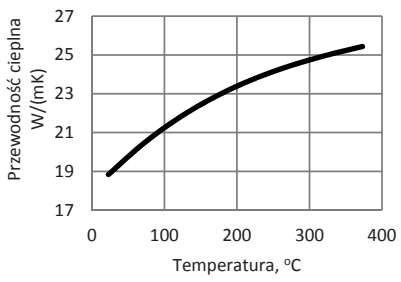
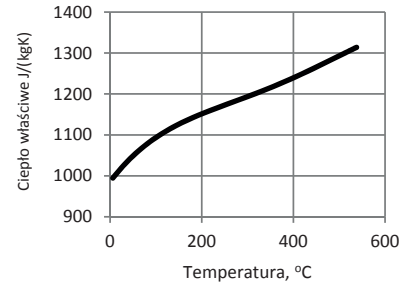
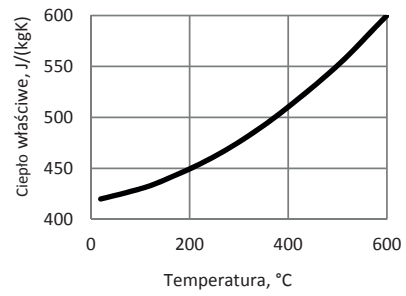
Najważniejszym zagadnieniem dotyczącym właściwości materiałowych jest określenie naprężenia płynięcia materiału obrabianego. Model naprężenia płynięcia materiału zastosowany do modelowania procesu tworzenia wióra powinien ujmować przynajmniej wpływ odkształcenia i temperatury. Ze zbioru dostępnych modeli materiałowych wybrano model Johnsona-Cooka (J-C). Model ten jest stosunkowo prosty, a jednocześnie w wielu zastosowaniach skuteczny. Dodatkowo ujmuje wpływ prędkości odkształcenia, która ma również wpływ na wartość naprężenia płynięcia. Modelowanym materiałem obrabianym był stop aluminium AlMgSi. Postać równania J-C dla badanego stopu ma postać:

$$\sigma_p = \left[336{,}5+342{,}7\left(\bar{\varepsilon}_p\right)^{0{,}41}\right]\left[1+0{,}01\cdot ln\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}_p}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0}\right]\left[1-\left(\frac{T-1500}{1500-20}\right)^{1{,}0}\right] \qquad (1)$$

gdzie:
σ_p – naprężenie płynięcia materiału [MPa],
$\dot{\bar{\varepsilon}}_0$ – prędkość odkształcenia odniesienia (przyjęto 1) [1/s],
$\bar{\varepsilon}_p$ – zastępcze odkształcenie plastyczne,
$\dot{\bar{\varepsilon}}_p$ – prędkość zastępczego odkształcenia plastycznego,
T – temperatura materiału w trakcie procesu [K].

Wykresy przedstawiające właściwości termofizyczne dla materiału przedmiotu obrabianego i ostrza: przewodności cieplnej, ciepła właściwego oraz modułu Younga w funkcji temperatury pokazano w tabeli 1. Pozostałe właściwości to gęstość ρ_{al} = 2700 kg/m^3 dla stopu aluminium i ρ_s = 8100 km/m^3 dla stali szybkotnącej.

Tabela 1.Właściwości materiału obrabianego i materiału ostrza [2]

	AlMgSi	HSS
Przewodność cieplna		
Ciepło właściwe		

2.2. MODEL TARCIA

W modelowaniu warunków tarcia zastosowano opcję *shear*, w której trakcie obliczane jest naprężenia styczne τ w strefie kontaktu na podstawie zależności [1],

$$\tau \leq \mu \frac{\overline{\sigma}}{\sqrt{3}} \tag{2}$$

gdzie:

μ – współczynnik tarcia,

$\overline{\sigma}$ – naprężenie zastępcze, liczone w strefie kontaktu na podstawie hipotezy Hubera.

Wartość wprowadzonego w obliczeniach współczynnika tarci wynosi μ = 0,7 [3].

2.3. ZAMIANA PRACY ODKSZTAŁCEŃ PLASTYCZNYCH I TARCIA NA CIEPŁO

Prezentowany opis dotyczy analizy termomechanicznej. W trakcie symulacji obliczane jest ciepło powstałe w wyniku pracy odkształceń plastycznych materiału obrabianego oraz ciepło wygenerowane przez pracę tarcia. Wprowadzając *M* jako mechaniczny zastępczy wskaźnik ciepła, strumień ciepła wydzielany z jednostki objętości materiału wyrażono jako [1]:

$$\dot{Q} = \frac{M f \dot{W}^p}{\varrho} \tag{3}$$

gdzie:
ρ – oznaczono gęstość materiału,
$f\dot{W}^p$ – praca odkształceń plastycznych w czasie zamieniana na ciepło.

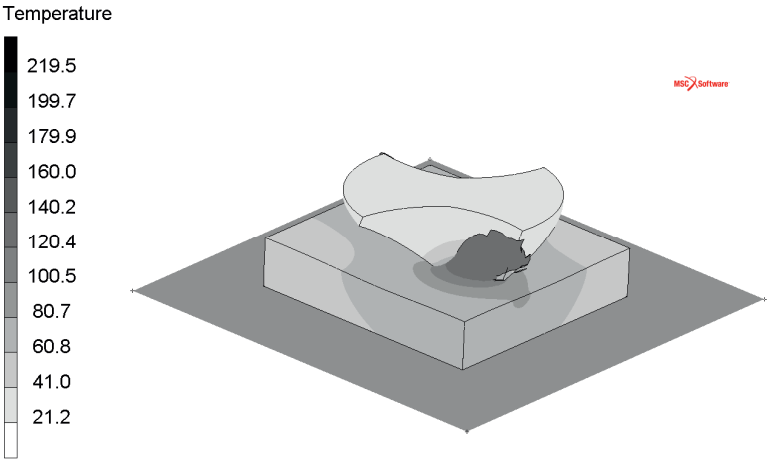
Ciepło generowane w wyniku pracy tarcia jest obliczane w programie według zależności:

$$q = F_{fr} \cdot v_r \tag{4}$$

w której:
F_{fr} – siła tarcia w kontakcie,
v_r – prędkość względna pomiędzy analizowanymi powierzchniami.

3. WYNIKI MODELOWANIA

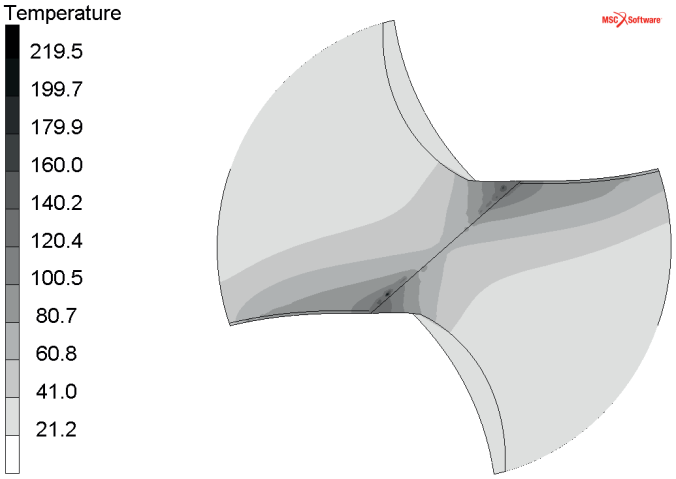
Prezentowane modelowanie umożliwia uzyskanie wyników istotnych z praktycznego punktu widzenia. Są wśród nich takie wielkości jak temperatura skrawania czy wartości sił i momentów sił działających na narzędzie. Na rys. 3 pokazano pole temperatury w strefie tworzenia wióra, a na rys. 4 temperaturę wiertła po czasie skrawania równym 0,25 sekundy.



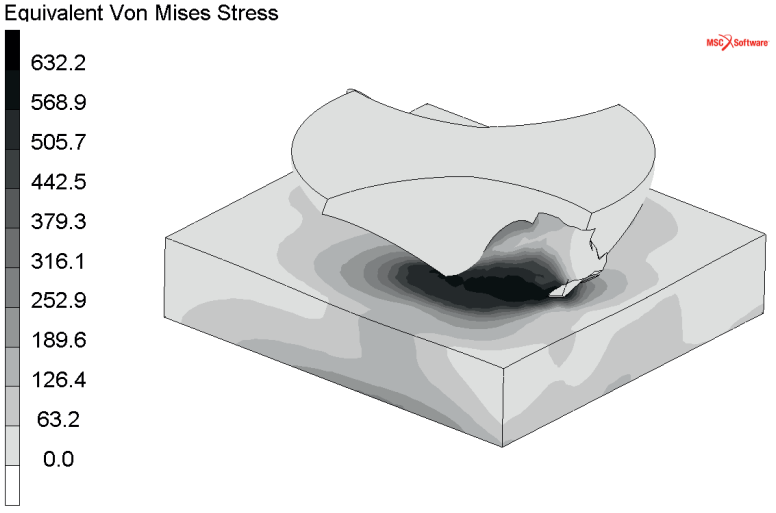
Rys. 3. Pole temperatury narzędzia i przedmiotu obrabianego

Na rysunku 5 pokazano naprężenia redukowane w strefie tworzenia wióra. Naprężenia są obliczane wyłącznie dla materiału obrabianego, ponieważ, jak wspomniano wcześniej, narzędzie modelowane jest, jako ciało sztywne.

Na rysunku 6 przedstawiono wykres temperatury wzdłuż ścina. Przy osi narzędzia (na wykresie około 1,1 mm) temperatura jest najniższa. Jest to spowodowane najniższą prędkością skrawania w tym miejscu.

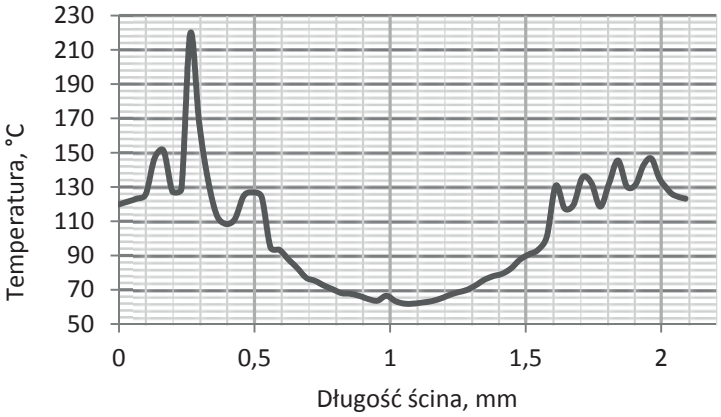


Rys. 4. Pole temperatury narzędzia – widok od strony ścina

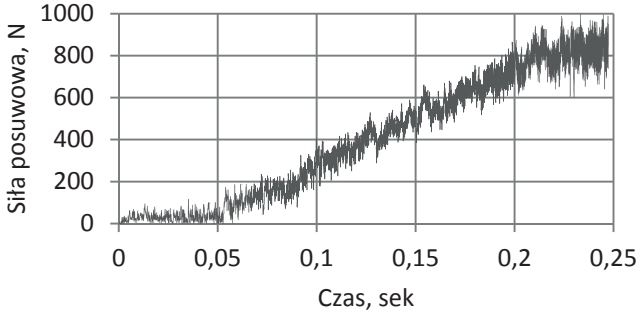


Rys. 5. Naprężenia w strefie tworzenia wióra

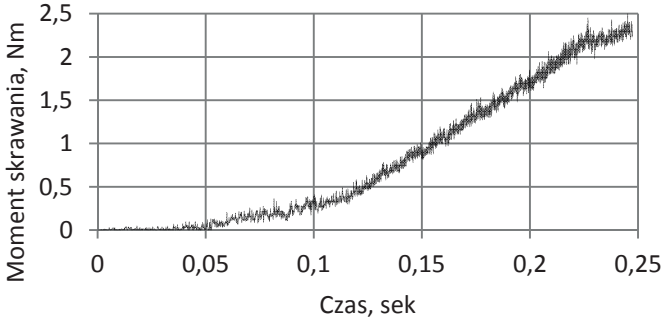
Na kolejnych rysunkach 7 i 8 pokazano siłę posuwową działającą na ostrze wiertła i moment siły działający na płytę, na której opiera się przedmiot obrabiany. Mimo, że czas symulacji obejmuje przede wszystkim moment zagłębienia narzędzia w materiał, można stwierdzić, że w stanie ustalonym siła posuwowa będzie wynosić około 900 N, natomiast moment siły około 2,4 Nm.



Rys. 6. Temperatura wzdłuż ścina



Rys. 7. Przebieg siły posuwowej w czasie



Rys. 8. Przebieg momentu skrawania w czasie

4. PODSUMOWANIE

Przedstawiono uproszczony trójwymiarowy model MES procesu wiercenia. Pomimo faktu, że badania te mają charakter badań rozpoznawczych, stanowią interesującą podstawę do dokładniejszych badań ważnych wielkości w procesie skrawania. Wśród wielkości, które mają istotne znaczenie praktyczne należy wymienić przede wszystkim temperaturę, naprężenia oraz składowe sił skrawania.

LITERATURA

[1] Dokumentacja MSC.MARC.
[2] Baza materiałowa MPDB v. 7.43, JAHM Software Inc. 2012.
[3] MIESZCZAK W., *Współczynnik tarcia w modelowaniu tworzenia się wióra metodą MES*. Prace Naukowe Katedry Budowy Maszyn. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice, 2009.

PRELIMINARY THREE-DIMENSIONAL FEM MODEL OF DRILLING

Paper presents a three-dimensional FEM modeling of drilling. The modeling is an preliminary research. The described modeling is an attempt to create a model including the main elements involved in this complex process: a three-dimensional geometric model, boundary conditions, material properties of the tool and workpiece. The modeling was carried out using MSC.Marc code. There are temperature, stress and the components of the cutting forces among the simulation results.

Key words: drilling, FEM modeling

WPŁYW DYSKRETYZACJI MODELU NARZĘDZIA NA EFEKT SYMULACJI *MES* PROCESU SKRAWANIA

Piotr NIESŁONY, Wit GRZESIK, Roman CHUDY[1]

1. DYSKRETYZACJA W MODELOWANIU *MES*

Modelowanie procesów technologicznych jest coraz częściej spotykanym etapem wdrażania technologii do procesu produkcyjnego. Dominującą rolę w obszarze modelowania obróbki skrawaniem odgrywają symulacje MES. Ciągle jeszcze poprawne zdefiniowanie warunków początkowych modeli symulacyjnych nastręcza wielu problemów [3,5]. Jak wiadomo, do symulacji procesu skrawania konieczne jest ustalenie geometrycznych i fizykalnych danych wejściowych. Do pierwszej grupy zaliczamy modele geometryczne materiału obrabianego oraz ostrza narzędzia, głównie już teraz przestrzenne w formacie grafiki CAD. Druga grupa to modele konstytutywne ujmujące mechaniczne oraz termofizyczne własności zarówno materiałów obrabianych jak i narzędziowych [4,6].

W pracy przedstawiono problem definiowania geometrycznych danych wejściowych. Głownie skoncentrowano się na numerycznych modelach ostrza narzędzia. W tym obszarze istotne znaczenie nabiera proces dyskretyzacji modelu CAD. Dyskretyzacja w aspekcie modelowania MES (z ang. *meshing*) ma na celu odwzorowanie elementu bryłowego w formie zbioru punktów węzłowych, będących wierzchołkami podstawowych elementów skończonych, o strukturze i rozmieszczeniu umożliwiającym prawidłowe prowadzenie procesu symulacji MES [1,2]. Symulacja procesu skrawania z zastosowaniem narzędzi o kształtowej powierzchni natarcia wymaga określenia dopuszczalnej minimalnej jak i maksymalnej skali (wymiaru) bazowego elementu siatki MES, zapewniającej prawidłowe prowadzenie procesu obliczeniowego. W tym zakresie istotne znaczenie ma kształt modelowanego ostrza, głównie promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n oraz profil zwijacza wiórów.

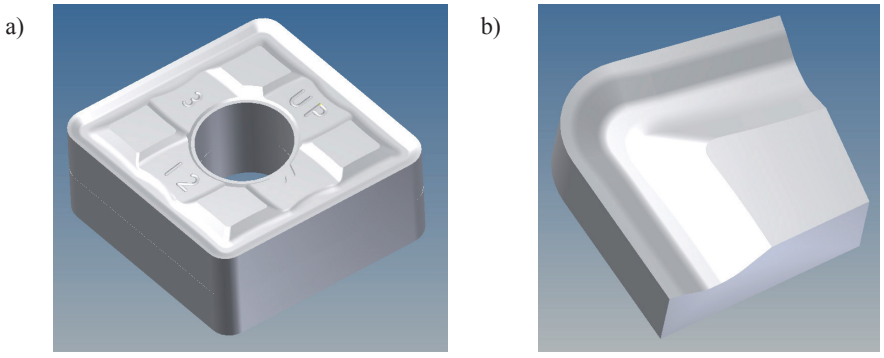
Z tego też względu w pracy skupiono się na identyfikacji wpływu parametrów dyskretyzacji modelu CAD ostrza narzędzia na wyniki i jakość symulacji MES proces toczenia realizowanego w trybie symulacji 3D. Badania prowadzono

[1] Politechnika Opolska, Katedra Technologii Maszyn i Automatyzacji Produkcji, ul. Mikołajczyka 5, 45-271 Opole.

na podstawie rzeczywistego modelu CAD płytki wieloostrzowej dostarczonego przez producenta narzędzia. Jako materiał obrabiany zastosowano trudnoskrawalny stop tytanu Ti6Al4V, należący do grupy materiałów lotniczych. Taka kompozycja planu badań wynikała z informacji przemysłowych dotyczących problemów technologicznych z realizacją procesu produkcyjnego i konieczności optymalizacji procesu na drodze testów symulacyjnych.

2. METODYKA BADAŃ

W symulacjach MES wykorzystano, jako model ostrza narzędzia, model CAD płytki wieloostrzowej o kształtowej powierzchni natarcia firmy Kennametal o symbolu CNMG 120412-UP. Wizualizację modelu CAD płytki wieloostrzowej przedstawiono na rys. 1a. Zastosowany do symulacji MES model ostrza, będący wycinkiem modelu CAD, przedstawia rys. 1b.



Rys. 1. Model CAD płytki wieloostrzowej firmy Kennametal o symbolu CNMG 120412-UP (a) oraz model ostrza narzędzia zastosowany w symulacjach MES (b)

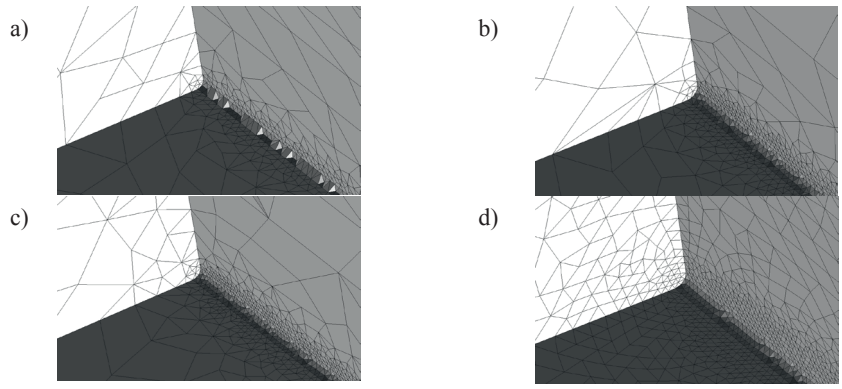
Jednym z ważnych etapów przygotowania badań symulacyjnych MES, oprócz ustalenia parametrów technologicznych, rodzaju materiału obrabianego i narzędziowego, rodzaju obróbki oraz modelu ostrza, jest zdefiniowanie kryteriów dyskretyzacji modelu bryłowego materiału obrabianego i narzędzia. W pracy skoncentrowano się na zbadaniu wpływu dyskretyzacji modelu narzędzia, dlatego też nie modyfikowano parametrów dyskretyzacji materiału obrabianego.

Badania symulacyjne prowadzono w oparciu o komercyjny, dedykowany do procesu skrawania, pakiet MES AdvantEdge FEM [7]. Z tego też powodu procedura dyskretyzacji modeli MES realizowana była poprzez ustalenie pewnych kryteriów granicznych, wymiarowych jak i parametrycznych oraz parametrów adaptacyjności. Główne parametry dyskretyzacji przedstawiono w tab. 1.

Tabela 1. Grupy parametrów dyskretyzacji modelu narzędzia testowane w badaniach symulacyjnych

	Grupa A	Grupa B	Grupa C	Grupa D
Maksymalny wymiar elementu siatki MES, mm	0,5	0,5	0,5	0,5
Minimalny wymiar elementu siatki MES, mm	0,01	0,005	0,005	0,005
Minimalna długość elementu siatki MES na krawędzi ostrza, mm	0,001	0,001	0,001	0,001
Klasa siatki MES [zakres: 0,1–1]	0,5	0,5	0,5	0,1
Parametr dokładności konwersji krzywizn modelu CAD na model MES [zakres: 0,2–5]	3	3	3	3
Parametr gęstości węzłów siatki MES na jednostkowej długości krawędzi ostrza [zakres: 0,2–5]	1	1	5	1

Dla ustalonych w tab. 1 grup modeli MES ostrza narzędzia przeprowadzono badania symulacyjne procesu toczenia stopu tytanu Ti6Al4V ostrzem węglikowym pokrytym powłoką jednowarstwową z TiAlN, o promieniu zaokrąglenia krawędzi skrawającej r_n = 10 μm. Grupa A jest grupą referencyjną, gdzie wykorzystano podstawowe, sugerowane przez program AdvantEdge, parametry dyskretyzacji. Trzy pozostałe grupy (grupy B, C i D) zdefiniowano poprzez modyfikację wymiarów siatki oraz parametrów jakościowych. Obniżono granicę minimalnego wymiaru elementu siatki MES (z 0,01 do 0,005 mm), zmieniono klasę siatki (grupa D) na umożliwiającą globalnie większe zagęszczenia węzłów (z 0,5 do 0,1), oraz zmieniono parametr gęstości węzłów siatki na jednostkowej długości krawędzi ostrza (grupa C). W tym przypadku zagęszczenie węzłów siatki realizowane jest jedynie w obszarze krawędzi skrawającej, w przeciwieństwie do parametru klasy siatki MES (grupa D), gdzie zagęszczeniu podlega cała objętość dyskretyzowanego modelu. Efekt wizualizacji obszaru krawędzi skrawającej modelu ostrza po dyskretyzacji wg parametrów z poszczególnych grup przedstawia rys. 2.



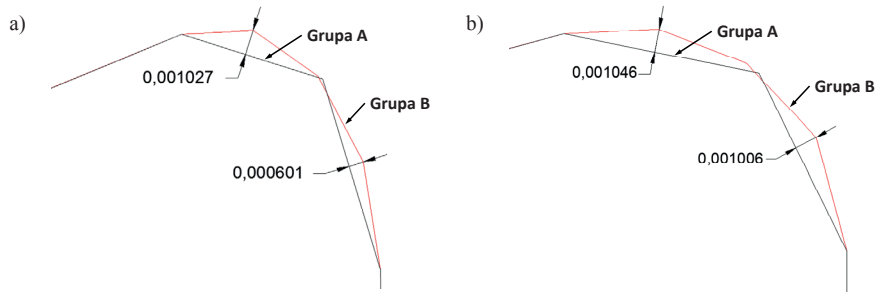
Rys. 2. Siatka MES obszaru krawędzi skrawającej modelu ostrza po dyskretyzacji wg parametrów dla grup przedstawionych w tab. 1: (a) – grupa A, (b) – grupa B, (c) – grupa C, (d) – grupa D

Rodzaj dyskretyzacji wpływa w istotny sposób na jakość odwzorowania newralgicznych obszarów modelu, głównie krawędzi skrawającej i powierzchni krzywoliniowych płytki. Na rys. 2a widoczny jest problem odwzorowania krawędzi skrawającej wg parametrów grupy A (podstawowych), gdzie występują wyraźne obszary o prawie zerowym promieniu r_n. Istotną poprawę uzyskano dla parametrów zmodyfikowanych (grupy B, C, D), przy czym modyfikacje te wpłynęły również na wielkość samych modeli (plików STL). Ma to swoje przeniesienie na czas realizacji symulacji. Zestawienie efektów zmian parametrów modeli MES dla poszczególnych grup przedstawiono w tab. 2.

Tabela 2. Efekty zmian parametrów dyskretyzacji modelu MES dla poszczególnych testowanych grup

	Grupa A	Grupa B	Grupa C	Grupa D
Rozmiar pliku SAT (model CAD), kB	9116	20582	20958	45925
Rozmiar pliku STL (model po dyskretyzacji), kB	4196	8874	9067	19874
Liczba krawędzi modelu STL	22383	47328	48360	105999
Liczba trójkątów (pokrycie modelu STL)	14922	31552	32240	70666
Średnia odległość węzłów w pobliżu krawędzi, mm	0,009	0,005	0,005	0,005
Średni czas symulacji 3D dla drogi skrawania 30 mm	91240 s	66254 s	75936 s	~518400 s

W procesie skrawania geometria krawędzi skrawającej ma znaczący wpływ na przebieg dekohezji materiału obrabianego. Z tego też powodu ważne jest jej prawidłowe odwzorowanie. Analizując parametry dyskretyzacji modelu MES zauważono, że najgorsze odwzorowanie krawędzi skrawającej uzyskano dla grupy A. Pozostałe grupy parametrów pozwoliły uzyskać lepsze odwzorowanie krawędzi, przy czym zmiany poszczególnych parametrów w grupach B, C i D nie wpłynęły zasadniczo na jakość tego odwzorowania. Maksymalna różnica wymiarów modelu MES w przekroju dla krawędzi skrawającej, dla grupy A i B, wyniosła w obszarze naroża 1,027 μm, a w obszarze krawędzi prostej 1,046 μm (rys. 3).



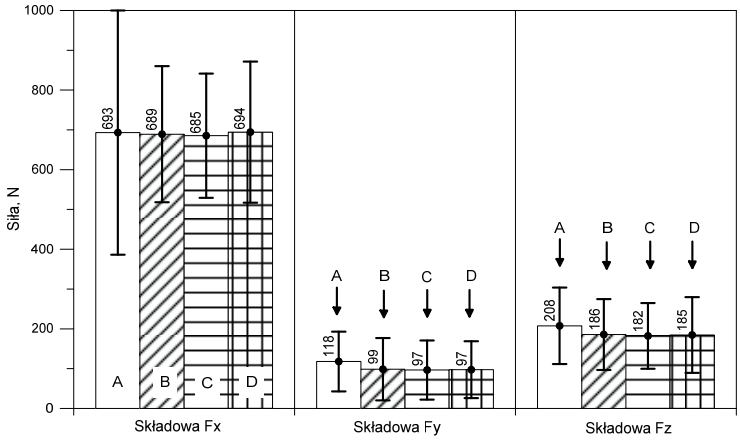
Rys. 3. Różnica wymiarów odwzorowania krzywizn krawędzi skrawającej (r_n) dla modeli wg grupy A i B wygenerowanych na przekrojach w obszarze naroża (a) oraz krawędzi prostej ostrza (b)

3. WYNIKI BADAŃ SYMULACYJNYCH

Należy założyć, że dyskretyzacja modelu ostrza narzędzia, szczególnie podczas symulacji 3D, będzie miała wpływ na charakterystyki mechaniczne i termiczne procesu skrawania. W związku z tym ustalono odpowiedni plan badań. Założono wykonanie kompletu symulacji MES dla ostrza narzędzia po dyskretyzacji wg czterech grup parametrów MES, przy stałych parametrach skrawania (v_c = 90 m/min, f = 0,1 mm/obr, a_p = 2 mm).

Badania symulacyjne realizowano na tym samym stanowisku komputerowym. Stwierdzono, że zastosowanie siatki MES ostrza narzędzia wg parametrów z grupy B i C pozwoliło zakończyć etap obliczeń po około 18 i 21 godzinach. Symulację wg parametrów podstawowych systemu AdvantEdge prowadzono około 25h (tab. 2). Najdłużej trwała symulacja z modelem ostrza narzędzia grupy D. W tym przypadku proces obliczeniowy trwał ponad 144h. Na czas obliczeń w dużej mierze wpływa ilość węzłów siatki MES. W przypadku grupy D uzyskano usieciowanie modelu ostrza przeszło dwa razy większe niż dla pozostałych grup (tab. 2). Prowadzenie badań symulacyjny dla tak zdefiniowanego modelu narzędzia jest raczej mało realistyczne. Należy jednak podkreślić, że rozdzielczość wyników takich symulacji jest znakomita.

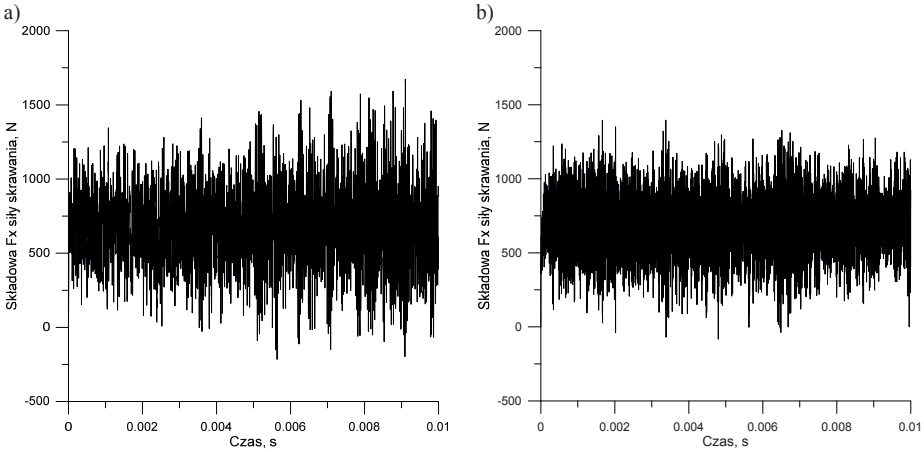
Charakterystyki mechaniczne procesu toczenia oceniano na podstawie składowych siły skrawania. Średnie wartości tych składowych w odniesieniu do poszczególnych grup parametrów MES przedstawiono na rys. 4.



Rys. 4. Średnie wartości składowych siły skrawania dla poszczególnych grup parametrów modelu MES wraz z zakresami średniego odchylenia standardowego

Zmiana parametrów dyskretyzacji płytki wieloostrzowej wpłynęła na wartości składowych siły skrawania uzyskane w procesie symulacji. Zasadniczo najwyższe wartości uzyskano dla modelu grupy A. Charakteryzował się on mało

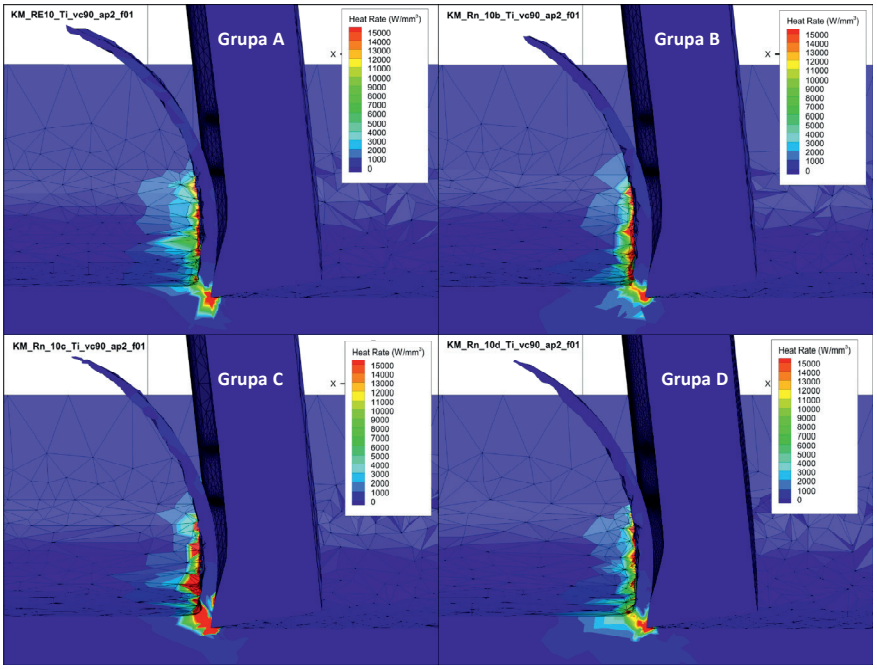
precyzyjnym odwzorowaniem krawędzi skrawającej. Kolejne modele pozwalały uzyskać porównywalne wartości sił. Dla składowych F_y i F_z różnice w odniesieniu do modelu podstawowego dochodzą do 11–17%. Warto zauważyć, że sposób usieciowania modelu ostrza wpłynął na przebieg wartości składowych siły skrawania w funkcji czasu. Bardziej dynamicznie, z większymi fluktuacjami zmian wartości siły skrawania, realizowany był proces dla grupy A. Wyraźnie można to zaobserwować porównując odpowiednie wykresy z rys. 5. Pewnym matematycznym opisem fluktuacji zmian tych składowych jest średnie odchylenie standardowe, którego wartości przedstawiono na rys. 4.



Rys. 5. Przebieg składowej F_x siły skrawania w funkcji czasu dla modelu MES z grupy A (a) oraz B (b)

Oddziaływanie parametrów dyskretyzacji modelu ostrza na warunki w strefie skrawania przedstawiono na rys. 6. Dzięki zaawansowanym funkcjom analizy pakietu symulacyjnego możliwe było wykonanie przekroju przez strefę skrawania i uzyskanie wspólnych charakterystyk dla wszystkich czterech testowanych grup parametrów.

Można wykazać, że już sama zmiana usieciowania modelu ostrza wpływa na kształtowanie się rozpływu strumienia ciepła – głównie w strefie skrawania. Podstawowa różnica widoczna jest w spiętrzeniu maksymalnych wartości strumienia ciepła. Dla modelu z grupy A obszar maksymalnych wartości widoczny jest w materiale obrabianym, głównie w pobliżu krawędzi skrawającej. Grupa B i C przedstawia obraz rozkładu strumienia wzdłuż płaszczyzny poślizgu, przy czym jego intensywność wyraźnie wzrasta dla modelu z grupy C. Model MES z parametrami z grupy D daje podobny rozkład, jednak ze względu na znacząco większą dokładność tego modelu można przypuszczać, że rozkład ten jest jakby w fazie dopiero tworzenia.



Rys. 6. Rozkład strumienia ciepła w strefie skrawania przedstawiony na przekrojach z symulacji 3D MES dla poszczególnych grup parametrów dyskretyzacji

Podobne zależności wykryto analizując rozkłady temperatury, naprężeń czy prędkości odkształcenia w strefie skrawania.

4. PODSUMOWANIE

Sposób realizacji dyskretyzacji modelu CAD ma wpływ na wyniki symulacji MES zarówno w obszarze oddziaływań mechanicznych, jak i termicznych. Również w istoty sposób oddziałuje na czas realizacji procesu obliczeniowego, co w przypadku symulacji modeli przestrzennych ma duże znaczenie.

Na podstawie przedstawionych badań symulacyjnych można zdefiniować następujące wnioski szczegółowe:

- podczas sieciowania modelu CAD płytki skrawającej należy szczególną uwagę zwrócić na jakość odwzorowania krawędzi skrawającej oraz powierzchni zwijacza wióra,
- zadawalający wzrost jakości odwzorowania tych wrażliwych obszarów modelu uzyskano minimalizując wymiar bazowego elementu siatki MES,
- zadawalającym odwzorowaniem geometrii charakteryzował się model STL, dla którego zastosowano zwiększony parametr gęstości węzłów siatki w odniesieniu na jednostkową długość krawędzi ostrza,

- zauważono brak racjonalnego uzasadnienia zwiększania ilości elementów węzłowych modelu ostrza w całej jego objętości,
- modyfikacja usieciowania modelu ostrza wpływa na przebieg sygnałów składowych siły skrawania. Dla grupy C udało się uzyskać sygnał siły o najmniejszym zakresie fluktuacji.

Podsumowując można stwierdzić, że zdefiniowanie poprawnych parametrów dyskretyzacji modelu CAD ostrza narzędzia ma istotne znaczenie dla celów symulacji MES procesu toczenia. Ustalenie racjonalnych parametrów przekłada się na uzyskanie poprawnych wyników symulacji, zarówno w aspekcie pozyskanych danych fizykalnych, jak i w odniesieniu do czasu realizacji procedury obliczeniowej.

PODZIĘKOWANIA

Badania realizowano w ramach Projektu Programu Badań Stosowanych (edycja I), Nr PBS1-178595, współfinansowanego przez Narodowe Centrum Badań i Rozwoju.

LITERATURA

[1] AMBATI R., YUAN H., *FEM mesh-dependence in cutting process simulations*, Int. J. Advanced Manuf. Technology, 54/1-4, 2011, 313–323.
[2] COUPEZ T., DIGONNET H., DUCLOUX R., *Parallel meshing and remeshing,* Applied Mathematical Modelling, 25, 2000, 153–175.
[3] EBERHARD P., GAUGELE T., *Simulation of cutting processes using mesh-free Lagrangian particle methods,* Computational Mechanics, 51/3, 2013, 261–278.
[4] GRZESIK W., NIESŁONY P., *Modelowanie procesu skrawania z zastosowaniem metody elementów skończonych*, III Konferencja Szkoły Obróbki Skrawaniem nt. Zaawansowana technika, 16 – 18. 09. 2009 r., Bydgoszcz-Bachorze, 171–191.
[5] NIESLONY P., GRZESIK W., *Sensitivity analysis of the constitutive models in FEM-based simulation of the cutting process*, J. Machine Engineering, 13/1, 2013, 106–116.
[6] NIESŁONY P., *Modelowanie przepływu ciepła i rozkładu temperatury w strefie skrawania dla ostrzy z twardymi powłokami ochronnymi,* OW. Politechniki Opolskiej, Opole 2008.
[7] Third Wave AdvantEdge User's Manual, 2011, Version 5.8, Minneapolis, USA.

INFLUENCE OF TOOL MODEL DISCRETIZATION IN FEM MACHINING SIMULATION

Modeling of manufacturing processes using FEM simulation is becoming more common step in the implementation of technology into the production process. This paper presents the problem of discretization the geometry input data of cutting insert model. The influence of the FEM discretization parameters on quality simulation results in turning process of titanium alloy Ti6Al4V by using grooved carbide tool inserts was analyzed.

Key words: FEM modeling, discretization, turning process simulation, 3D model

MOŻLIWOŚCI UZYSKANIA POPRAWY JAKOŚCI CECH TECHNICZNO-UŻYTKOWYCH OBRABIAREK PRZENOŚNYCH POPRZEZ ZASTOSOWANIE STEROWANIA CNC

Monika NOWAK, Piotr PAWEŁKO[1]

1. WPROWADZENIE

Nietypowość obrabiarek przenośnych w stosunku do stacjonarnych jednostek obróbkowych polega na możliwości przeprowadzania obróbki w warunkach trudnych technicznie (in situ). Często specyfika przedmiotu obrabianego lub ograniczona przestrzeń pracy (otoczenie) wymaga, aby obrabiarka przenośna była montowana na przedmiocie obrabianym co pozwala, w przypadku prac regeneracyjnych lub naprawczych, przeprowadzać obróbkę bez konieczności demontażu obrabianego elementu z miejsca instalacji.

Takie podejście do problemu wpisuje się w nurt tzw. produkcji odchudzonej (ang. lean manufacturing), której celem jest minimalizacja strat – marnotrawstwa rozumianego w bardzo szerokim zakresie. Wykorzystanie maszyn przenośnych pozwala na minimalizację kosztów produkcji definiowanych przez Taiichi Ohno w TPS (Toyota Production System) w takich aspektach jak: zbędny ruch, oczekiwanie, czy też zbędny transport [1].

Technologiczność konstrukcji określana jako przystosowanie konstrukcji do możliwie najkorzystniejszych procesów technologicznych przy takich ograniczeniach jak środki, czas i koszty wytwarzania [2], może mieć w przypadku obrabiarek przenośnych nieco odmienne znaczenie. Konstrukcja maszyny jak i sama technologia muszą być odporne na działanie warunków otoczenia. Przykłady prowadzonych prac polowych zostały przedstawione na rys. 1.

[1] Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny w Szczecinie, al. Piastów 17, 70-310 Szczecin.



Rys. 1. Przykłady obróbki in situ

2. CECHY TECHNICZNO-UŻYTKOWE PRZENOŚNYCH OBRABIAREK SKRAWAJĄCYCH

Istnieje wiele różnic pomiędzy sposobem użytkowania obrabiarek stacjonarnych, a przenośnych jednostek obróbkowych. Kwestie związane z uruchamianiem nowej obrabiarki stacjonarnej są powszechnie znane (posadowienia, wibroizolacja itp.). Natomiast warunki pracy obrabiarek przenośnych zależą głównie od miejsca instalacji obrabianego elementu, czyli miejsca użytkowania.

Te dwie grupy maszyn technologicznych nie tylko różnią się w sposobie ich użytkowania, ale także w samych postaciach układów konstrukcyjnych. Podczas gdy obrabiarki stacjonarne wyposażone w układy CNC należą do grupy najbardziej zaawansowanych urządzeń mechatronicznych [3,4], obrabiarki przenośne pod względem technologii pozostały na etapie konwencjonalnych obrabiarek z lat 50-tych.

W tabeli 1 zostały zestawione podstawowe informacje na temat warunków pracy jak też sposobów realizacji zadań obróbkowych.

Tabela 1. Kryteria obróbki na obrabiarkach stacjonarnych i przenośnych

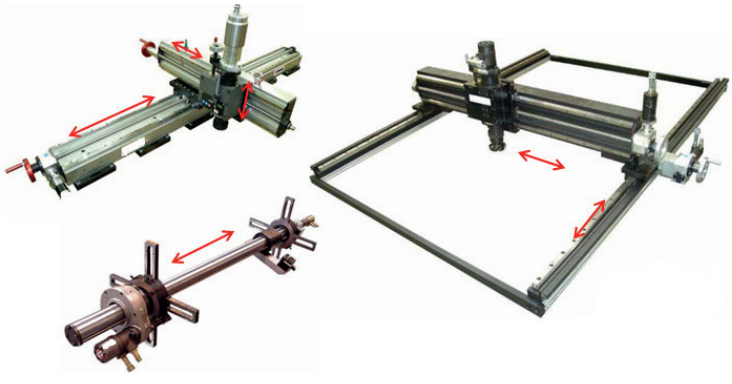
Kryterium	Obrabiarki stacjonarne	Obrabiarki przenośne	
	Opis kryterium	Opis kryterium	Przesłanki dla konstrukcji
Miejsce pracy	Warsztat/ laboratorium	Wszędzie/ transportowane na miejsce instalacji	Mała podatność na uszkodzenia
Przestrzeń pracy	Swobodna/ Wyizolowane miejsce	Ograniczona (wąskie i ciasne przestrzenie)	Odchudzona konstrukcja, struktura otwarta
Warunki pracy	Laboratoryjne/ dostosowane do	Warunki atmosferyczne	Mała podatność na warunki otoczenia
Przeznaczenie	Zróżnicowane zadania obróbkowe	Konstrukcje wielkogabarytowe, elementy trudnodostępne	Małe gabaryty i duża ergonomiczność konstrukcji
Wielkość serii	Od wielkoseryjnej po jednostkową	Jednostkowa i małoseryjna	Rozwiązania specjalne i specjalizowane
Rodzaj obróbki	Wielozadaniowa	Jedno lub dwu zadaniowa	Konstrukcja dostosowana do realizowanego zadania obróbkowego

Z punktu widzenia osób obsługujących maszyny przenośne mobilność tego typu maszyn jest cechą kluczową, która wynika z ich przeznaczenia. Obrabiarki przenośne należą do grupy obrabiarek specjalizowanych, stąd ich konstrukcje są ukierunkowane na dany typ obróbki. Być może dlatego zaawansowanie stosowanych technologii w obrabiarkach przenośnych, nie jest na tak wysokim poziomie jak w przypadku obrabiarek stacjonarnych. Dodatkowe wyposażenie maszyny zwiększa koszty oraz ciężar własny obrabiarki. Budowa modułowa obrabiarek zapewnić im może łatwość transportu, przy ograniczeniach ciężaru własnego, tzn. obrabiarka może być rozkładana na podstawowe podukłady na czas jej transportu, by w trakcie instalacji na przedmiocie obrabianym w nieskomplikowany sposób przywrócić jej funkcjonalną postać konstrukcyjną. Ponadto obrabiarki przenośne powinny być odporne na warunki otoczenia i mało skomplikowane w obsłudze (wymiana narzędzi, zmiana położenia narzędzia względem przedmiotu obrabianego, orientacja maszyny względem przedmiotu obrabianego).

3. WPŁYW ZASTOSOWANIA STEROWANIA CNC W OBRABIARKACH PRZENOŚNYCH NA ICH CECHY TECHNICZNO-UŻYTKOWE

Producenci obrabiarek przenośnych podejmują próby zwiększenia możliwości obróbkowych w obrębie pojedynczych maszyn, starając się nadać im cechy maszyn uniwersalnych.

Rozwiązania obecnie dostępne na rynku charakteryzują się dużą różnorodnością postaci konstrukcyjnej, ale w większości przypadków są to maszyny realizujące nadal jedynie podstawowe ruchy pomocnicze (rys. 2). Niestety przy bardziej złożonych zabiegach zastosowanie tego typu urządzeń staje się problematyczne. Tak jest np. podczas obróbki wytaczarkami przenośnymi np. nacinanie rowków pod pierścienie segera lub podczas frezowania powierzchni nieregularnych przy pomocy przenośnych frezarek, gdy wymagana jest obróbka kształtowa.



Rys. 2. Przykłady realizacji sterowania osi [7]

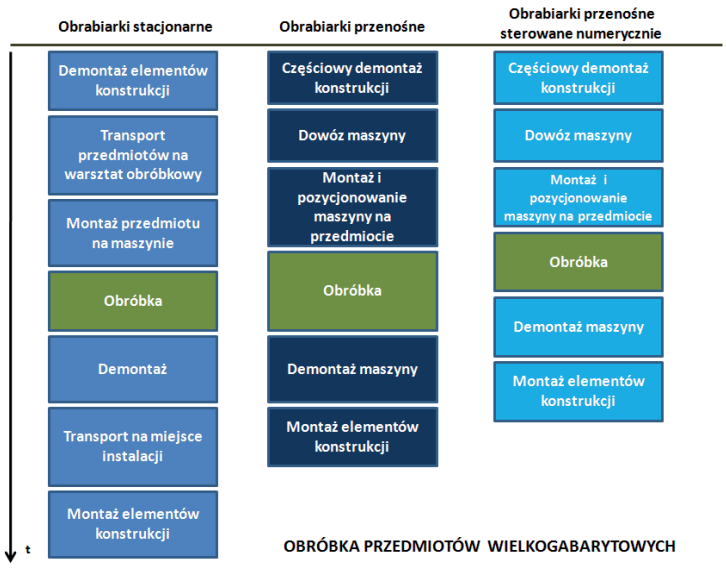
W większości przypadków opisane problemy można rozwiązań dzięki ręcznemu sterowaniu podstawowymi osiami obrabiarki [5–11]. Producenci maszyn dostrzegają jednak potrzebę zwiększenia możliwości obróbkowych obrabiarek przenośnych w sposób analogiczny, jak miało to miejsce przy powstawaniu stacjonarnych centrów obróbczych. Niektóre firmy wprowadziły na rynek modele, w których jest możliwość kontroli wybranych parametrów technologicznych podczas obróbki (prędkość skrawania, grubość warstwy skrawanej) przez system sterowania [8,5].

Zastosowanie sterowania CNC w maszynach przenośnych może mieć niezwykle pozytywny wpływ na ich dokładność obróbki oraz ekonomiczność. W przypadku obrabiarek przenośnych jednym z głównych źródeł błędów może być sposób ich pozycjonowania na przedmiocie obrabianym.

Obecnie stosowane techniki opierają się na prostych, lecz czasochłonnych operacjach pozycjonowania przy użyciu specjalnych systemów ustalania obrabiarki na przedmiocie obrabianym. Niestety mimo stosowania specjalnego oprzyrządowania wspomagającego sposób montażu i ustalania, czasy związane z tym procesem są znacznie dłuższe od samego procesu obróbki. Wpływa to niekorzystnie na ekonomiczność prowadzonych prac.

Na rys. 3 zilustrowano opisane etapy na przykładzie obróbki elementu wielkogabarytowego, zwracając uwagę na czasochłonność poszczególnych etapów dla obróbki na obrabiarce stacjonarnej i obrabiarce przenośnej oraz wskazując potencjalne korzyści z zastosowania sterowania CNC w obrabiarce przenośnej.

Obróbka niestacjonarna w zestawieniu z obróbką stacjonarną wypada korzystniej na skutek możliwości częściowego tylko demontażu obiektu z całej instalacji lub



Rys. 3. Etapy obróbki na przykładzie przedmiotu wielkogabarytowego

w ogóle braku konieczności przeprowadzania demontażu. Dodatkowo transport obrabiarki powinien być z założenia (ekonomiczne uzasadnienie tego typu obróbki) znacznie tańszy niż transport przedmiotów obrabianych. Ponadto istnieją sytuacje, w których niemożliwy jest demontaż przedmiotu podlegającego obróbce. Sam proces obróbki jednak może być dłuższy ze względu na małe przestrzenie obróbkowe i ograniczone możliwości obrabiarek przenośnych. Znaczące zwiększenie możliwości obróbkowych tych maszyn może nastąpić przez adaptację systemów sterowania sprawdzonych już na stacjonarnych jednostkach obróbkowych, co może wpłynąć korzystnie zarówno na sam czas obróbki, jak też na skrócenie czasów przygotowawczo-ustawczych maszyny na przedmiocie obrabianym, a także na automatyzację samego procesu.

Sterowanie numeryczne w obrabiarkach stacjonarnych pełni zarówno funkcję zarządzającą, kontrolną jak także regulacyjną [4]. Przeniesienie tych cech na obrabiarki przenośne nie jest możliwe bez spełnienia pewnych wymogów. Po pierwsze maszyna powinna posiadać własny system pomiarowy zintegrowany z układem sterującym w taki sposób, aby można było mówić o serwonapędach.

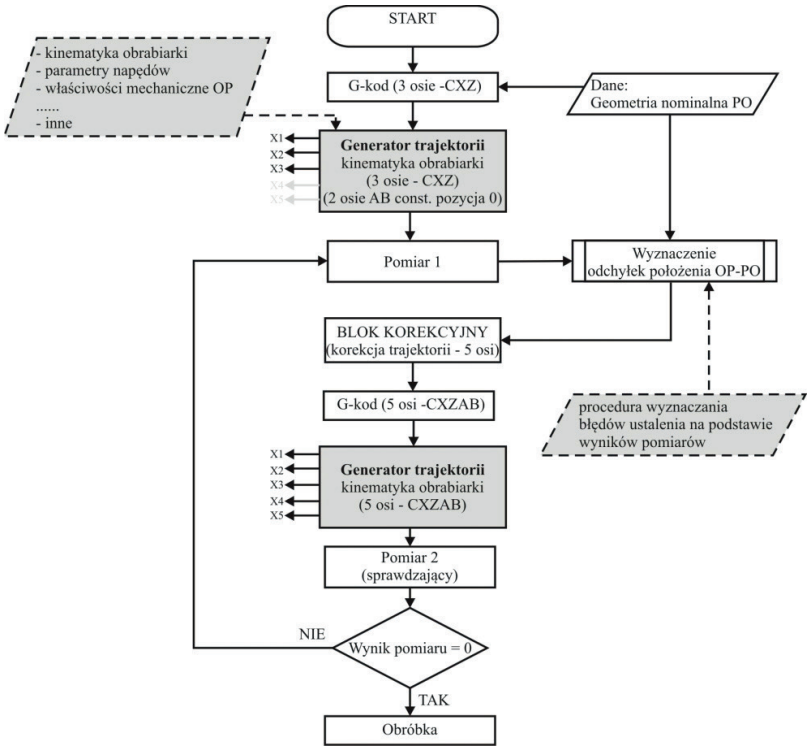
Podstawowymi parametrami mającymi wpływ na sam sposób działania maszyny jak też na sposób jej sterowania mają takie parametry jak: źródło zasilania, układy napędowe, wyposażenie pomiarowe, czy dobór współczynników wzmocnienia układów regulacji.

Określenie docelowych parametrów ruchu elementów korpusowych (prędkości, przyspieszenia oraz dokładności pozycjonowania), SG-R obrabiarki i jej kinematyki pozwala na określenie rodzaju zastosowanych silników, systemów pomiarowych oraz architektury CNC.

4. PROCEDURA MONTAŻU I USTALANIA OBRABIARKI PRZENOŚNEJ NA PRZEDMIOCIE OBRABIANYM WSPOMAGANA CNC

System mocowania oprócz samego faktu zamocowania maszyny na przedmiocie obrabianym musi zapewnić możliwość skutecznego i ergonomicznego przeprowadzenia tej czynności. Osobnym zagadnieniem i przysparzającym wciąż problemów jest sposób pozycjonowania maszyny względem przedmiotu obrabianego.

Usprawnienie procedur ustawczo montażowych można osiągnąć poprzez wyeliminowanie czasochłonnego i mało dokładnego procesu „mechanicznego" ustalania obrabiarki przenośnej względem przedmiotu obrabianego. To nowe podejście do problemu zakłada, że operator maszyny powinien jedynie dopełnić czynności związanych ze stabilnym montażem obrabiarki na przedmiocie. Wyposażenie maszyny w system pomiarowy umożliwić może dokonywanie pomiarów błędu ustalenia układu OP-PO (obrabiarka przenośna – przedmiot obrabiany), weryfikacji naddatków materiałowych po przeprowadzonym procesie montażu. Konieczne jest jednak opracowanie algorytmu wyznaczania położenia obrabiarki przenośnej względem przedmiotu obrabianego. Schemat działań zaproponowano na rys. 4.

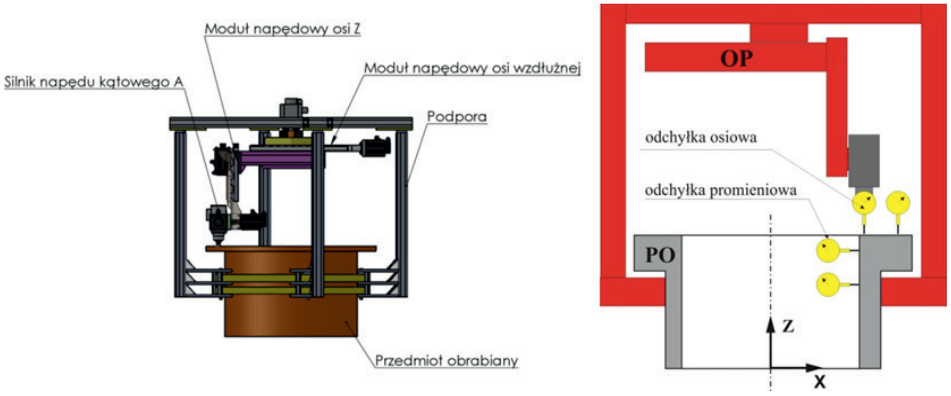


Rys. 4. Procedura realizacji obróbki z uwzględnieniem błędów wzajemnego położenia PO-OP

Takie podejście wprowadza jakościową zmianę cech techniczno-użytkowych obrabiarek przenośnych. Należy jednak podkreślić, że realizacja tej koncepcji możliwa jest jedynie pod warunkiem zastosowania układów sterowania numerycznego i opracowania odpowiednich procedur matematycznych pozwalających na uzyskanie informacji o rzeczywistym położeniu narzędzia obrabiarki względem PO i koniecznej korekcji trajektorii ruchu narzędzia skrawającego.

Omawiana koncepcja została zilustrowana na przykładzie konstrukcji obrabiarki przenośnej dedykowanej dla obróbki kołnierzy, która została zrealizowana w Instytucie Technologii Mechanicznej Zachodniopomorskiego Uniwersytetu Technologicznego w Szczecinie. Na rys. 5 przedstawiono bezinwazyjny system mocowania obrabiarki przenośnej wykorzystujący w swojej konstrukcji zestaw pasów naciągowych oraz system rolek zainstalowany w łapach oporowych (zgłoszenie patentowe P.403066) jak również samą ideę wykonywania pomiaru położenia obrabiarki w celu uzyskania danych pomiarowych do wyznaczania błędu ustalenia układu OP-PO.

W prezentowanym przypadku (obróbka przedmiotów osiowosymetrycznych) można przeprowadzić pomiar bezpośredni w układzie współrzędnych obrabiarki CSM (Machine Coordinate System) odchyłek położenia, promieniowych



Rys. 5. Bezinwazyjny montaż maszyny na przedmiocie typu kołnierz i idea pomiaru odchyłek położenia obrabiarki przenośnej względem przedmiotu obrabianego

i/lub osiowych, narzędzia względem przedmiotu obrabianego. Odchyłki te można zmierzyć za pomocą standardowego czujnika przemieszczenia, zamocowanego we wrzecionie narzędziowym (co umożliwia pomiar bezpośredniej różnicy dystansu między powierzchniami przedmiotu obrabianego a wrzecionem narzędziowym, na wybranych kierunkach – odchyłki układu CSM i CSW (Workpiece Coordinate System).

Proponowane podejście do problemu umożliwia przede wszystkim, automatyzację procesu ustalenia położenia obrabiarki względem przedmiotu obrabianego na drodze programowej (software), a ponadto pozwoli także na przeniesienie najistotniejszych cech nowoczesnych obrabiarek stacjonarnych CNC na obrabiarki przenośne – obróbka kształtowa, korekcja błędu *VE* (Volumetric Error) [12,13] i inne.

5. PODSUMOWANIE

Problem wyboru cech atrakcyjnych dla użytkownika nie został jeszcze rozwiązany. Dowodem tego są produkty obecnie dostępne na rynku. Z jednej strony mamy bardzo proste w swojej konstrukcji i relatywnie tanie obrabiarki przenośne, a z drugiej zaawansowaną technologię, która wymaga zaangażowania do procesu projektowego dodatkowych specjalistów z różnych dziedzin (np. informatyka, automatyka, sterowanie).

Wartość dodana w postaci sterowania CNC do obrabiarek przenośnych znacząco rozszerza ich możliwości i pozwala na gwałtowny rozwój tych maszyn, jako urządzeń mechatronicznych, co wydaje się naturalnym kierunkiem w tej dziedzinie.

LITERATURA

[1] IMAI M.: *Gemba-Kaizen A., Commonsense, Low-Cost Approach to Management*, McGraw Hill Companies, Inc., New York, 1997, 16-17, 115–127.
[2] WROTNY L.T., *Projektowanie obrabiarek. zagadnienia ogólne i przykłady obliczeń*, Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, Warszawa 1973, 18.
[3] HONCZARENKO J., *Rozwój i automatyzacja obrabiarek skrawających, Cz. I.* Mechanik, 1, 2010.
[4] PAJOR M., MARCHELEK K., *Aspekty tworzenia koncepcji obrabiarki inteligentnej*, Inżynieria maszyn, R.16, z. 1-2, 2011.
[5] www.cpmt.com
[6] www.hydratight.com
[7] www.miragemachines.com
[8] www.sirmeccanica.com
[9] www.tritool.com
[10] www.yorkmachine.com
[11] www.zalco.pl
[12] AHN K.G., CHO W.D., *Proposition for a Volumetric Error Model Considering Backlash in Machine Tools*.The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 15, 1999, 554–561.
[13] MAJDA P., *Modelowanie i eksperymentalna ocena dokładności przestrzennego pozycjonowania zespołów posuwowych obrabiarek sterowanych numerycznie*, Szczecin 2012, monografia.

OPPORTUNITIES FOR QUALITY IMPROVEMENT OF TECHNICAL-USABLE CHARACTERISTICS OF PORTABLE MACHINE TOOLS THROUGH APPLICATION OF CNC CONTROL

The article presents automation concept of machine tool's positioning process towards the workpiece using CNC control. Proposed solution will affect positively time-consumption and recurrence of positioning-mounting processes, as well as enable implementation of the most important characteristics of modern CNC stationary machine in portable machine tools.

Key words: portable machine tools, on-site machining, positioning, CNC control, mounting system

ENERGOCHŁONNOŚĆ PROCESU OBRÓBKI W PLANOWANIU TECHNOLOGII WYTWARZANIA

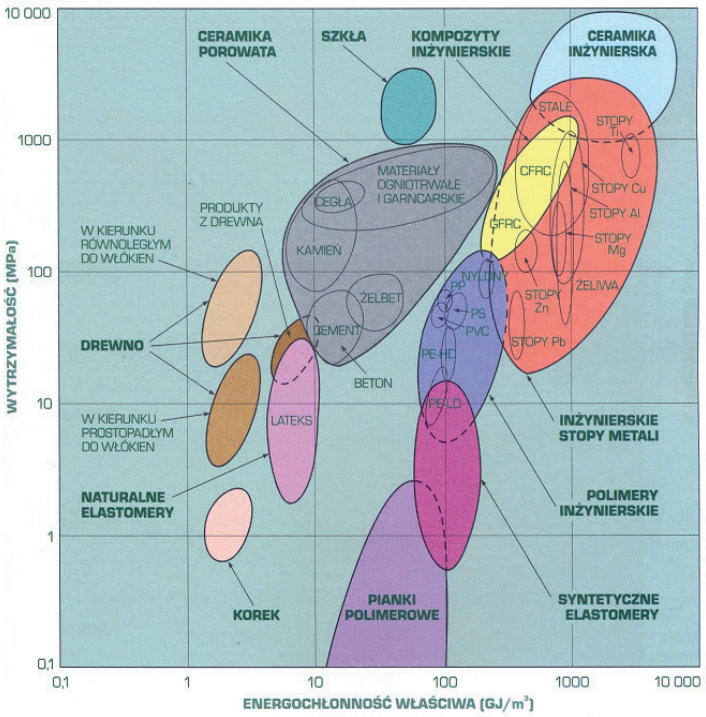
Piotr RUSEK[1], Edward WANTUCH[2], Krzysztof ZAGÓRSKI[2]

1. WSTĘP

Jednym z podstawowych zasobów naturalnych, których pozyskanie jest szczególnie ważne dla prowadzenia harmonijnej działalności produkcyjnej człowieka jest energia. Mimo odkrywania nowych coraz bardziej wydajnych źródeł energii na naszej planecie i w jej najbliższym otoczeniu, rosną koszty jej pozyskiwania. Z drugiej strony rozwój nowych technologii idzie w kierunku coraz bardziej energochłonnych sposobów pozwalających na realizację nowych wydajnych operacji wytwarzania o wysokiej jakości. Produkcja nowych materiałów również wymaga większych ilości energii (por. rys. 1 – energochłonność produkcji nowych bardziej wytrzymałych materiałów inżynierskich, najmniej energochłonne są materiały naturalne np. drewno). Te dwie tendencje: wzrastającego kosztu pozyskiwania energii i potrzeby stosowania bardziej energochłonnych sposobów wytwarzania, dominujące w obecnej technologii produkcji wymagają stosowania procedur optymalizacyjnych, zarówno przy opracowywaniu ekologicznych i ekonomicznych ścieżek produkcyjnych jak i przy doborze warunków ich prowadzenia.

Wytwarzanie energii powoduje wiele skutków ubocznych mogących posiadać istotny wpływ na warunki egzystencji człowieka na Ziemi. Jednym z istotnych skutków podnoszonych przez liczne środowiska naukowe do rangi światowego problemu jest efekt „produkcji" szkodliwego CO_2 towarzyszący działalności przemysłowej, globalnego ocieplenia i postępujących niekorzystnych zmian klimatycznych. Począwszy od pierwszej konferencji poświęconej ochronie środowiska naturalnego człowieka, która odbyła się w 1972 r. w Sztokholmie, aż po ustalenia zasad ochrony klimatu, jako wyniku porozumienia z 1992 r. państw członkowskich ONZ na konferencji w Rio de Janeiro, trwa dyskusja nad wpływem działalności człowieka, na obserwowalne zmiany klimatyczne na Ziemi. Niezależnie od niejednoznacznych opinii ekspertów, co do wpływu naszej

[1] Instytut Zaawansowanych Technologii Wytwarzania, ul. Wrocławska 37A, 30-011 Kraków.
[2] Akademia Górniczo-Hutnicza im. Stanisława Staszica w Krakowie, al. Mickiewicza 30, 30-059 Kraków.



Rys. 1. Energochłonność procesu wytwarzania materiałów inżynierskich [1]

cywilizacji na zmiany klimatu, a zwłaszcza wydzielanie do atmosfery tzw. „gazów cieplarnianych" zwłaszcza CO_2, w dobie rosnącej i niczym nie ograniczonej konsumpcji, uzasadnioną staje się refleksja nad wpływem przemysłowej działalności człowieka na potencjalne zmiany klimatyczne. Trudną do podważenia jej prawdziwości jest teza, że w zasadzie wszystko co w sensie technicznym uzyskała współczesna cywilizacja jest wynikiem osiągnięć poszczególnych działów techniki. Jednak w kontekście obecnych problemów klimatycznych nie tak jednoznaczna jest ocena wpływu owych działów techniki, w sensie ich energochłonności, na m.in. wydalanie gazów cieplarnianych do atmosfery. Biorąc pod uwagę jedną ze współczesnych opcji, uznającą za oszustwo lansowanie stanowiska o wpływie czynnika cywilizacyjnego na zmiany klimatyczne, można przywołać wyniki kompleksowych badań zamkniętego obiegu CO_2 zawartego w morzach i oceanach, w atmosferze oraz w biosferze, wskazujące na stosunkowo niewielki wpływ przemysłowej działalności człowieka na produkcję tego gazu cieplarnianego [2]. Istnieją bowiem ogromne źródła energii ziemskiej, jak energia termalna związana z działalnością wnętrza ziemi, produkujące wielkie masy CO_2, na które nie mamy żadnego wpływu. Teoretycznie istnieją sposoby pozyskania energii z niewyobrażalnie wielkich źródeł pochodzących od ziemskich zjawisk naturalnych jak na

przykład działalność wulkaniczna, przemieszczanie mas powietrza i wielkich mas wody, czy promieniowania słonecznego, ale praktycznie wielkość energii tak uzyskiwana, za wyjątkiem energii jądrowej czy hydroenergii nie stanowi istotnego przyczynku w makro bilansie energetycznym Ziemi.

Generowanie energii użytecznej posiada istotne ograniczenia ekonomiczne i technologiczne. Ten aspekt sprawia, że w rzeczywistości baza naszych zasobów energetycznych jest niewielka i tylko rozsądne gospodarowanie nimi oparte na zasadzie oszczędnego ich wydatkowania (niskiej energochłonności) i nieustannych badań nad pozyskiwaniem nowych tanich źródeł energii gwarantuje dalszy harmonijny rozwój gospodarczy świata.

Niezależnie od ostatecznych rozstrzygnięć trwającego sporu, dla potrzeb formułowania nowych kierunków rozwojowych bądź rozwoju technik dualnych, próba oceny poszczególnych działów techniki z punktu widzenia energochłonności procesów kształtowania materiałów, traktowanych jako suma energochłonności poszczególnych etapów, od pozyskiwania surowca (kopalin) aż do wyrobu gotowego ma określony sens poznawczy.

2. ENERGOCHŁONNOŚĆ PROCESÓW PRZEMYSŁOWYCH

Istnieje wiele form i terminów pozwalających na dokładne opisanie energetycznych procesów przemysłowych. Autorzy będą się posługiwać terminologią wprowadzoną m. innymi przez A. Salę [3]. Przez *energochłonność operacji* e_{op} będziemy rozumieć stosunek energii włożonej w wykonanie danej operacji procesu przemysłowego do efektu działania – w przypadku procesów wytwarzania [J/m^3], lub [J/kg]. *Energochłonność przetwarzania* e_p będzie oznaczać sumę wszystkich energii wydatkowanych przy uzyskiwaniu półwyrobu stanowiącego surowiec (półfabrykat), niezbędną dla wykonania procesu wytwarzania analizowanego elementu, do efektu działania (jednostki jak wyżej). *Energochłonność właściwa* e_{wl} to stosunek energii wydatkowej przy uzyskiwaniu różnych materiałów inżynierskich do efektów działania (jednostki jak wyżej).

Energia wytworzenia elementu Q, określona równaniem (1), jest sumą wszystkich energii wydatkowanych przy wytwarzaniu produktu (elementu) o określonej masie czy objętości, gdzie E_i jest energią wybranego *i*-tego zabiegu technologicznego wykonywanego podczas wytwarzania elementu. W przypadku poszczególnych składowych procesu technologicznego wytwarzania, można mówić o *energii przetwarzania* E_p (uzyskiwania półfabrykatu), *energii obróbki zgrubnej* E_{oz} (usuwania naddatku przeznaczonego na obróbkę zgrubną czy *energii obróbki wykończeniowej* E_{ow}.

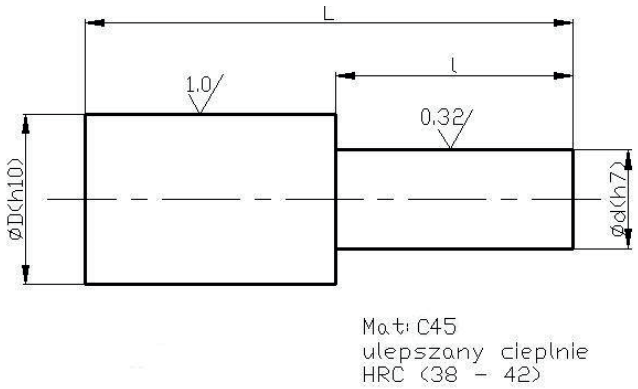
$$Q = \sum E_i \tag{1}$$

Porównanie energii wytwarzania $Q_{I,}$ $Q_{II\ ,....,}$ Q_N dla kolejnych wariantów analizowanego procesu, zdaniem autorów, powinno stanowić podstawę (oprócz konieczności spełnienia warunków technicznych i zapewnienia wymogów ekonomicznego wytwarzania) dla ostatecznego wyboru technologii wytwarzania z uwzględnieniem kryterium energii minimalnej (optymalnej) procesu $Q_{opt.}$

$$Q_{opt} = min\ \{Q_I, Q_{II}\ ,\ldots\ldots\ldots, Q_N\} \tag{2}$$

3. PRZYKŁAD ANALIZY

Dla lepszego zilustrowania proponowanej metody wybrano dwustopniowy wałek, przedstawiony na rys. 2.



Rys. 2.Wałek wzięty do analizy

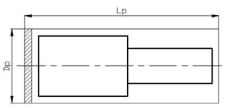
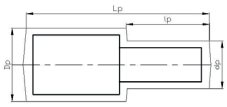
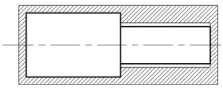
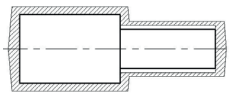
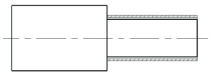
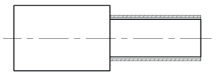
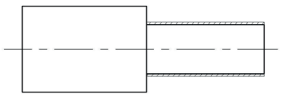
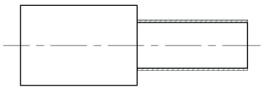
Wałek może być wykonywany według różnych technologii, które spełniają warunki techniczne stawiane przez konstruktora. Dla celów porównawczych wybrano 2 wersje przygotowania półfabrykatu na wałek (dostarczanego do działu obróbki mechanicznej w stanie ulepszonym cieplnie): pręt walcowany i odkuwkę.

W tabeli 1 podano propozycje procesów technologicznych dla dwóch wersji wykonania wałka.

Dla prostego przykładu wałka z rys. 2 poszukiwanie optymalnej z uwagi na energochłonność wersji procesu sprowadza się do porównania, które z ujętych w tab. 1 rozwiązań wymaga zastosowania mniejszej ilości energii, czyli jaka relacja zachodzi między podanymi sumarycznymi energiami.

$$\min(Q_I, Q_{II}) \tag{3}$$

Tabl. 1. Kolejność działań podejmowanych przy wykonywaniu części z rys. 2 według dwóch wersji technologicznych

	Wersja I		**Wersja II**	
	Półfabrykat walcowany		**Półfabrykat kuty**	
Nr operacji	Opis działania (rysunek)	Wydatek energii	Opis działania (rysunek)	Wydatek energii
1	Walcowanie + cięcie 	$E_{pw} = V_c \cdot e_c + V_{pw} \cdot e_{pw}$	Kucie 	$E_{pk} = V_{pk} \cdot e_{pk}$
2	Toczenie zgrubne 	$E_{tzI} = V_{tzI} \cdot e_{tz}$	Toczenie zgrubne 	$E_{tzII} = V_{tzII} \cdot e_{tz}$
3	Wstępna obróbka wykończeniowa – toczenie dokładne 	$E_{tw} = V_{td} \cdot e_{tw}$	Wstępna obróbka wykończeniowa – toczenie dokładne 	$E_{tw} = V_{td} \cdot e_{tw}$
4	Końcowa obróbka wykończeniowa – szlifowanie 	$E_{sz} = V_{sz} \cdot e_{sz}$	Końcowa obróbka wykończeniowa – nagniatanie 	$E_{nag} = V_{nag} \cdot e_{nag}$
Sumaryczny wydatek energii Q				
$Q_I = V_c \cdot e_c + V_{pw} \cdot e_{pw} + V_{tzI} \cdot e_{tz} + V_{tdI} \cdot e_{tw} + V_{szl} \cdot e_{szl}$			$Q_{II} = V_{pk} \cdot e_{pk} + V_{tzII} \cdot e_{tz} + V_{tdII} \cdot e_{tw} + V_{nag} \cdot e_{nag}$	

gdzie: V_c – objętość materiału usuwanego podczas cięcia, V_{pw} – objętość półfabrykatu walcowanego, V_{tz} (indeksy I i II dotyczą wersji procesu), V_{td} – objętość materiału usuniętego podczas toczenia wykończeniowego, V_{sz} – objętość naddatku, przeznaczona na szlifowanie, V_{pk} – objętość półfabrykatu kutego, V_{nag} – objętość warstwy nagniatanej, e_{pk} – energochłonność przetwarzania materiału kutego matrycowo, e_{pw} – energochłonność przetwarzania materiału walcowanego, e_{tz} – energochłonność toczenia zgrubnego, e_{tw} – energochłonność toczenia wykończeniowego, e_{sz} – energochłonność szlifowania, e_{nag} – energochłonność nagniatania.

$$V_c \cdot e_c + V_{pw} \cdot e_{pw} + V_{tzI} \cdot e_{tz} + V_{tdI} \cdot e_{tw} + V_{szl} \cdot e_{szl} \begin{matrix} \leq \\ \geq \end{matrix} V_{pk} \cdot e_{pk} + V_{tzII} \cdot e_{tz} + V_{tdII} \cdot e_{tw} + V_{nag} \cdot e_{nag} \quad (4)$$

Dla większej przejrzystości dokonywanego porównania dzielimy wyrażenie (4) przez energochłonność procesu toczenia zgrubnego e_{tz}.

$$2 \cdot V_c + 0.1 \cdot V_{pw} + 1 \cdot V_{tzI} + 2 \cdot V_{tdI} + 10 \cdot V_{szl} \begin{matrix} \leq \\ \geq \end{matrix} 0.3 \cdot V_{pk} + 1 \cdot V_{tzII} + 2 \cdot V_{tdII} + 2 \cdot V_{nag} \quad (5)$$

Współczynniki stałe występujące w wyrażeniu (5) są energochłonnościami względnymi procesów wytwarzania (odniesionymi do energochłonności toczenia zgrubnego stali C45. Redukujemy wyrazy porównywalne $2 \cdot V_{tdI}$ i $2 \cdot V_{tdII}$ z lewej i prawej strony formuły (5).

Tabl. 2. Energochłonność względna procesów wytwarzania (wartości przybliżone na podstawie [3–7])

Rodzaj procesu wytwarzania	**Energochłonność względna $e_{procesu}/e_{tz}$**	
Toczenie zgrubne	e_{tz}/e_{tz}	1
Toczenie dokładne	e_{tw}/e_{tz}	2
Walcowanie stali konstrukcyjnej	e_{pw}/e_{tz}	0,05–0,1
Kucie matrycowe	e_{pk}/e_{tz}	0,15–0,3
Szlifowanie	e_{szl}/e_{tz}	10–15
Nagniatanie	e_{nag}/e_{tz}	2
Cięcie piłą tarczową	e_c/e_{tz}	2

Dzieląc dodatkowo wyrażenie (5) przez objętość V_{pw} większego półfabrykatu stosowanego przy produkcji wałka otrzymujemy:

$$2\frac{V_c}{V_{pw}} + 0{,}1 + 1\frac{V_{tzI}}{V_{pw}} + 10\frac{V_{szI}}{V_{pw}} \leq 0{,}3\frac{V_{pk}}{V_{pw}} + 1\frac{V_{tzII}}{V_{pw}} + 2\frac{V_{nag}}{V_{pw}} \geq \tag{6}$$

Dokonujemy wstępnych oszacowań wartości występujących w formule (6) w której lewa strona reprezentuje Technologię I, a strona prawa Technologię II.

Technologia I

$$V_c/V_{pw} \ll 1, \quad V_{tzI}/V_{pw} < 1, \quad V_{sz}/V_{pw} \ll 1$$

Technologia II

$$V_{pk}/V_{pw} < 1, \quad V_{tzII}/V_{pw} \ll 1, \quad V_{nag}/V_{pw} \ll 1$$

Mimo mniejszego wydatku energii na walcowanie niż na kucie, sumaryczny wydatek energii w obu tych przypadkach może być porównywalny z uwagi na zazwyczaj małą wartość ilorazu V_{pk}/V_{pk} Energochłonność obróbki zgrubnej jest przy prawidłowo zaprojektowanej odkuwce znacznie mniejsza od energochłonności obróbki zgrubnej półfabrykatu walcowanego.

Naddatki na nagniatanie są z reguły mniejsze od przeznaczanych na szlifowanie, a energochłonność względna procesu szlifowania jest znacznie większa od energochłonności względnej procesu nagniatania. Energia sumaryczna obróbki wykończeniowej nagniataniem jest więc wielokrotnie mniejsza od wydatkowanej

przy szlifowaniu. W analizowanym przypadku wałka z rys. 2 z uwagi na energochłonność procesu, technologia II konsumuje znacznie mniejszą ilość energii niż technologia I. Ponadto w oparciu o dokonane obserwacje ogólne, można podać kilka wniosków mogących posiadać znaczenie dla oceny energochłonności wykonania wałków stopniowych jak na rys. 2.

4. SPOSTRZEŻENIA OGÓLNE

Większą oszczędność energii w przypadku Technologii II uzyskujemy dla: większych różnic występujących między objętością V_{pk} i V_{pw}, a więc większej różnicy średnic ($D - d$) i rosnącej długości stopnia l, mniejszej objętości materiału usuwanego podczas obróbki zgrubnej, czyli lepszej postaci odkuwki (bliższej ostatecznego kształtu wyrobu). W przypadku dużych średnic wałka stopniowego jest uzasadnione stosowanie półfabrykatu kutego (nawet przy niewielkiej różnicy średnic ($D - d$) z uwagi na konieczność usuwania dużej masy materiału w przypadku półfabrykatu walcowanego.

Cięcie wałków (w przypadku Technologii I) o dużej średnicy D, a małej długości L dodatkowo zwiększa względny wydatek energii (w przypadku Technologii I).

Wydłużenie stopnia wałka o średnicy d powiększa znacznie energię szlifowania i pogarsza opłacalność stosowania tego rozwiązania (w przypadku Technologii I).

Prowadzenie analizy energochłonności procesów wytwarzania może stać się kolejnym elementem sprzyjającym uściśleniu i lepszemu planowaniu procesów technologicznych.

LITERATURA

[1] DOBRZAŃSKI L A. *Podstawy metodologii projektowania materiałowego*, WPŚ, Gliwice 2009.
[2] FRIEDRICH-KAR E, *Langzeit-Temperaturreihen widerlegen menschengemachten Klimawandeln*. Fusion, 3, 2011.
[3] SALA A, *Zmniejszanie energochłonności*, Miedzyresortowe Centrum Naukowe Eksploatacji Majątku Trwałego, Radom, 1993.
[4] BOOTHROYD G, KNIGHT WA, *Fundamentals of Machining and Machine Tools*, Marcell Dekker, Inc., New York and Basel, 1990.
[5] PAN'KOY L.A, *Ehkologischeskie aspekty abrazivnojj obrabotki*. STIN, 12, 1997.
[6] SILIN S.S, BARANOV A.V, *Optimizacija operacijj mekchanicheskojj obrabotki po ehnergeticheskim kritrrijam*, STIN, 1, 1999.
[7] PETRUSHIN S.I, *Ehkonomicheski obosnovannyjj srok sluzhby rezhushhikh instrumentov*, Vest. Mashinost., 4, 2007.

THE ENERGY CONSUMPTION IN MANUFACTURING PROCESS PLANNING

Manufacturing process planning besides very well-known principles represents a kind of engineering activity which still needs the skill and professional experience of a production engineer. This permits arbitrariness and variety of manufacturing process solutions. Introduction of a new energy-consuming criterion should allow better and precise process planning, reduce arbitrariness of decisions, decrease energy consuming and production cost. In this paper an application of energy-consuming criterion to the manufacturing process planning is presented

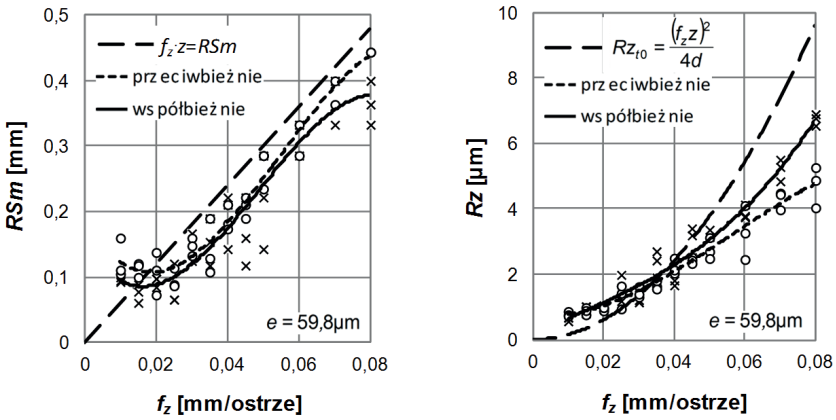
Key words: manufacturing processes, energy consumption

EFEKTY OBRÓBKI FREZAMI WALCOWO-CZOŁOWYMI

Marek RYBICKI[1]

1. FREZOWANIE WSPÓŁBIEŻNE I PRZECIWBIEŻNE

Powszechnie uważa się, że frezowanie współbieżne zapewnia mniejszą chropowatość. Przy frezowaniu przeciwbieżnym ostrza zaczynają pracę od zbliżonej do zera grubości warstwy skrawanej, ślizgając sie najpierw po obrabianym materiale. Wskutek zgniotu powierzchnia obrobiona może ulec utwardzeniu, co prowadzi do większego zużycia ostrza, drgań i większej chropowatości. Nie przy każdym materiale obrabianym różnice w chropowatości dla tych dwóch odmian frezowania są istotne (rys. 1).

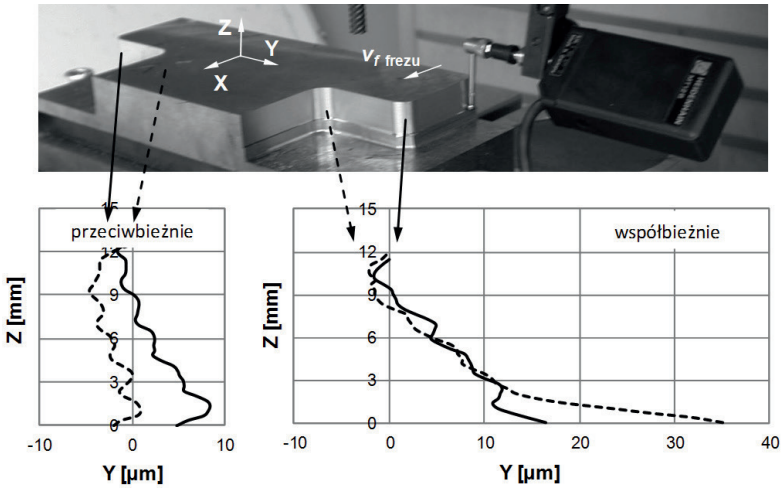


Rys. 1. Wpływ posuwu f_z na odstęp chropowatości *RSm* i parametr chropowatości *Rz* po frezowaniu walcowym współ- i przeciwbieżnym (d = 6 mm, z = 6, λ_s = 55º, a_e = 0,1 mm, a_p = 13,2 mm, n = 1400 obr/min, stal 55NiCrMoV (52 HRC))

Podczas frezowania zahartowanej stali narzędziowej istotnie różną chropowatość uzyskano dopiero przy bardzo dużym posuwie, co jak stwierdzono wynikało z różnic w epicykloidalnym torze ostrzy dla tych dwóch odmian frezowania.

[1] Politechnika Poznańska, Instytut Technologii Mechanicznej, ul. Piotrowo 3, 60-965 Poznań.

Podczas frezowania walcowego dominującym czynnikiem wpływającym na chropowatość jest maksymalne bicie promieniowe ostrzy e, w warunkach którego mikronierówności powierzchni obrobionej powstają w odstępie równym posuwowi na obrót $f = f_z \cdot z$, a ich teoretyczną wysokość Rz_{t0} można obliczyć z wzoru widocznego na rys. 1. Błędy wynikające z zastosowania tego wzoru rosną wraz ze wzrostem średnicy frezu d.



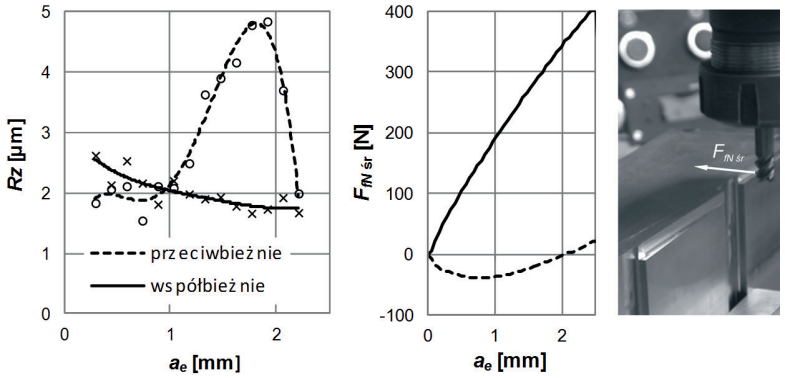
Rys. 2. Odchyłki zarysu powierzchni obrobionej po frezowaniu współ- i przeciwbieżnym (d = 6 mm, λ_s = 55°, z = 6, stal 55NiCrMoV (52 HRC), promienie powierzchni obrobionej R = 8 mm, a_p = 13,2 mm, naddatek na frezowanie q_0 = 0,1 mm, n = 8488 obr/min, f_z = 0,04 mm/ostrze

Główny wpływ na błędy kształtu powierzchni obrobionej ostrzami na obwodzie frezu przypisuje się deformacji frezu, oprawki i wrzeciona pod wpływem siły F_{fN} prostopadłej do powierzchni obrobionej. Kierunek i wartość tej siły zależy głównie od odmiany frezowania walcowego [4]. Mniejsze wartości siły F_{fN} występują przy frezowaniu przeciwbieżnym, kiedy to przy pewnej szerokości frezowania a_e średnia siła $F_{fN\,śr}$ przy zmianie jej zwrotu wynosi zero. Tą szerokość frezowania a_e można wyznaczyć z zależności (1), w której $k = F_{cN}/F_c$, gdzie F_{cN} to siła skrawania normalna a F_c to siła skrawania w pozycji ostrza odpowiadającej połowie kąta styku [5]. Daje to mniejsze błędy kształtu obrobionej podczas frezowania przeciwbieżnego, co jest bardzo istotne podczas obróbki cienkościennych przedmiotów i przy zastosowaniu smukłych frezów. Pokazano to na rys. 2, na którym współrzędna Y jest prostopadła do powierzchni obrobionej a jej dodatnie wartości świadczą, że frez był odpychany od przedmiotu obrabianego.

$$a_e = d\frac{k^2}{1+k^2} \tag{1}$$

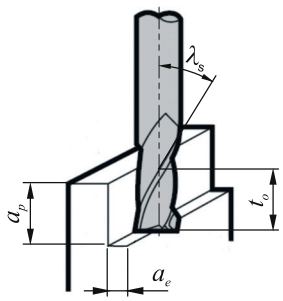
2. FREZOWANIE PRZY RÓŻNYCH PARAMETRACH SKRAWANIA

Podczas frezowania przeciwbieżnego przy szerokości frezowania a_e, dla której średnia siła $F_{fN\,śr} = 0$ chwilowa siła F_{fN} zmienia nie tylko swoją wartość, ale także zwrot podczas każdego obrotu frezu. Powoduje to gwałtowny wzrost wysokości mikronierówności (rys. 3) oraz, jak stwierdzono, około dwukrotne zmniejszenie odstępu chropowatości *RSm*.



Rys. 3. Wpływ szerokości frezowania a_e na parametr chropowatości *Rz* i średnią wartość siły posuwowej normalnej $F_{fN\_śr}$ podczas frezowania walcowo-czołowego współbieżnego i przeciwbieżnego (d = 8 mm, z = 4, λ_s = 55º, f_z = 0,04 mm/ostrze, a_e = 0–2,5 mm, a_p = 4,4 mm, n = 1400 obr/min)

Głębokość skrawania a_p narzucona jest często wymiarami przedmiotu obrabianego, ale jeżeli naddatek musi być usuwany w wielu przejściach istnieje możliwość dosyć swobodnego doboru tego parametru. Gdy głębokość skrawania a_p podczas frezowania walcowego będzie równa całkowitej m-krotności podziałki osiowej t_o frezu sumaryczne pole przekroju warstwy skrawanej będzie miało wartość stałą (rys. 4 i 7). Głębokość tą można obliczyć z wzoru 2, w którym z to liczba



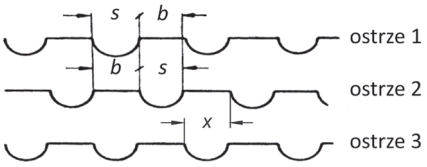
Rys. 4. Wielkości a_p, a_e, t_0 i λ_s podczas frezowania walcowo-czołowego

ostrzy frezu a λ_s to kąt pochylenia głównej krawędzi skrawającej. Z przekrojem warstwy skrawanej związane jest obciążenie siłowe frezu, którego zmienność przy spełnieniu warunku (2) będzie mniejsza.

$$a_p = mt_o = m\frac{\pi d}{z}\mathrm{ctg}\lambda_s \tag{2}$$

3. WPŁYW GEOMETRII FREZU NA EFEKTY OBRÓBKI

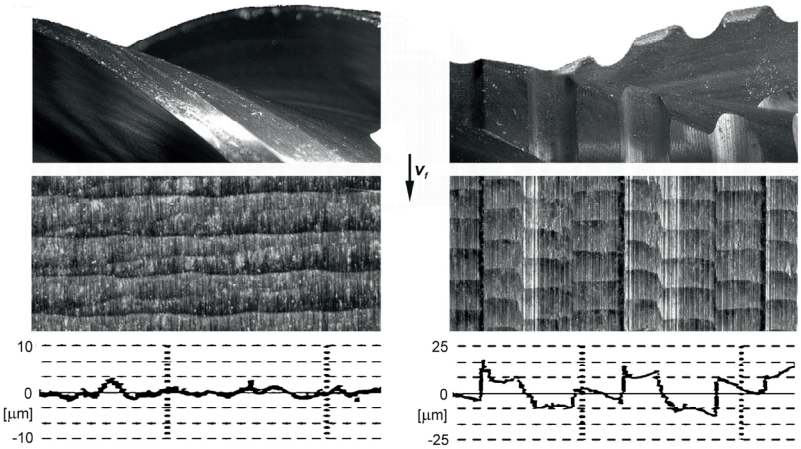
Krawędzie frezów walcowych i walcowo-czołowych mogą być: ciągłe, przerywane lub faliste [1]. We frezach z ostrzami przerywanymi często stosuje się długości *s* rowków rozdzielających wióry równe długościom *b* krawędzi skrawających między rowkami (rys. 5). Gdy dodatkowo rowki na danym ostrzu będą pokrywały się z odcinkami krawędzi ostrza następnego (czyli przesunięcie $x = s = b$) powierzchnię obrabianą będzie skrawało co drugie ostrze. Spowoduje to, że grubość warstwy skrawanej jednym ostrzem będzie około dwukrotnie większa niż podczas obróbki frezami z ostrzami ciągłymi, przy tym samym zadanym posuwie na ostrze f_z, co da w rezultacie mniejsze siły.



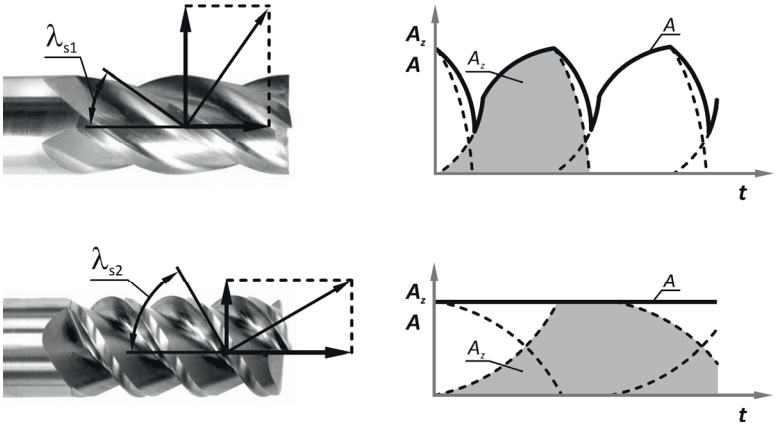
Rys. 5. Długość krawędzi skrawającej *b* i rowka *s* na kolejnych ostrzach frezu z krawędziami przerywanymi [na podst. 3]

Frezy z krawędziami falistymi lub przerywanymi stosowane są w obróbce zgrubnej gdyż kształt krawędzi skrawającej odwzorowuje się w materiale i powstaje bardzo duża chropowatość powierzchni obrobionej. Korzystny efekt rozdrobnienia wiórów, ale w połączeniu z małą chropowatością byłby pożądany również w obróbce wykończeniowej. Po obróbce frezami z ostrzami przerywanymi i ciągłymi uzyskuje się podobne wysokości mikronierówności mierzone w kierunku równoległym do wektora prędkości ruchu posuwowego v_f. Niestety, jak stwierdzono, frezy z ostrzami przerywanymi dają bardzo dużą chropowatość w kierunku prostopadłym do wektora v_f niezależnie od wartości posuwu (rys. 6).

We frezach z ostrzami przerywanymi poza zużyciem na powierzchni przyłożenia występuje także bardziej nasilone zużycie w miejscach przejścia ostrza w przerwę.



Rys. 6. Obrazy i profile mikronierówności powierzchni obrobionej zarejestrowane w kierunku prostopadłym do kierunku ruchu posuwowego v_f po obróbce frezem walcowo-czołowym z ostrzami ciągłymi i przerywanymi (d = 10 mm, f_z = 0,16 mm/ostrze, stop aluminium PA6; ostrza ciągłe: z = 4, kąty na kolejnych ostrzach λ_{s1} = 40º, λ_{s2} = 42º; ostrza przerywane: z = 3, s = 1,24, b = 1,06, kąty na kolejnych ostrzach λ_{s1} = 29º, λ_{s2} = 30º, λ_{s3} = 31º)



Rys. 7. Rozkład sił oporu skrawania działających na frezy walcowo-czołowe oraz przebiegi w czasie przekroju warstwy skrawanej jednym ostrzem A_z i przekroju sumarycznego A dla różnych kątów pochylenia głównej krawędzi skrawającej λ_s

Podczas obróbki frezem z ostrzami prostymi (λ_s = 0º) przekrój warstwy skrawanej jednym ostrzem (i obciążenie) zmienia się od zera do wartości maksymalnej. Zwiększenie kąta λ_s powoduje zmniejszenie nierównomierności obciążenia i tendencji do drgań.

Wzrost kąta λ_s powoduje wzrost siły działającej wzdłuż osi frezu (rys. 7). Siła ta przy frezie prawozwojnym próbuje wyciągnąć go z oprawki, co wymaga

zastosowania większej siły mocującej narzędzie. Z drugiej strony większy kąt λ_s powoduje zmniejszenie obciążenia frezu siłą działającą prostopadle do jego osi, dzięki czemu możliwe jest frezowanie obwodowe cienkich ścianek lub przy użyciu smukłych frezów z mniejszymi błędami kształtu i wymiarów powierzchni obrobionej. Poza tym dłuższa czynna długość krawędzi skrawającej wpływa na wzrost trwałości narzędzia.

LITERATURA

[1] CICHOSZ P., *Narzędzia skrawające*, WNT, W-wa 2006.
[2] DOPIERAŁA A., *Wytyczne projektowania frezów z ostrzami przerywanymi.* W: III Ogólnokrajowa Konferencja Narzędziowa, Politechnika Warszawska, W-wa, 22-23.05.1980.
[3] OLSZAK W., *Uwagi do projektowania norm frezów walcowych i walcowo-czołowych z ostrzami przerywanymi.* Mechanik, Nr 6, 1962, 343–344.
[4] OLSZAK W., Obróbka skrawaniem, WNT, W-wa 2009.
[5] IGNATOV M.G., PERMINOV A.E., PROKOF'EV E., *Influence of the Vertical Cutting Force on the Surface Precision and Roughness in Opposed Milling*. Russian Engineering Research, Vol. 28, No. 9, 2008, 864–865.

EFECTS OF MACHINING BY SQUARE END MILLS

Influence of peripheral milling conditions on roughness and form errors of machined surface as well as forces has been shown. Anongst the conditions impact of: milling method (up milling, down milling), machining parameters (milling width a_e, feed rate per wedge f_z) and geometry of the mills (major cutting edge inclination angle λ_s, continuous and interrupted cutting edges) has been considered.

Key words: peripheral milling, machining conditions, roughness, form error, forces

ANALIZA UKŁADU OBRÓBKOWEGO Z WYKORZYSTANIEM INFORMACJI ZAWARTYCH W POWIERZCHNI OBROBIONEJ

Anna ZAWADA-TOMKIEWICZ[1]

1. WPROWADZENIE

Jedną z przyczyn widocznych zmian na powierzchni obrobionej i jej obrazie jest występowanie czynników zakłócających przebieg procesu, takich jak drgania obróbkowe. Dokładność obrabiarki określa jej zdolność do odtwarzania pożądanego kształtu i wymiarów przedmiotu obrabianego. Uzyskiwane kształty i wymiary przedmiotu obrabianego są obarczone błędami wynikającymi z odchyleń rzeczywistych ruchów względnych narzędzia i przedmiotu obrabianego od ruchów zadawanych. Odchylenia powodowane są przez przemieszczenia zarówno statyczne, jak i dynamiczne, wywołane przez siły skrawania oraz ciepło. W związku ze zmianami, dotyczącymi wymagań dokładności obróbki i małych grubości warstw skrawanych, rośnie udział czynników dynamicznych w ogólnych wskaźnikach jakości procesu obróbki [1]. Występujące w układach mechanicznych drgania można podzielić na:

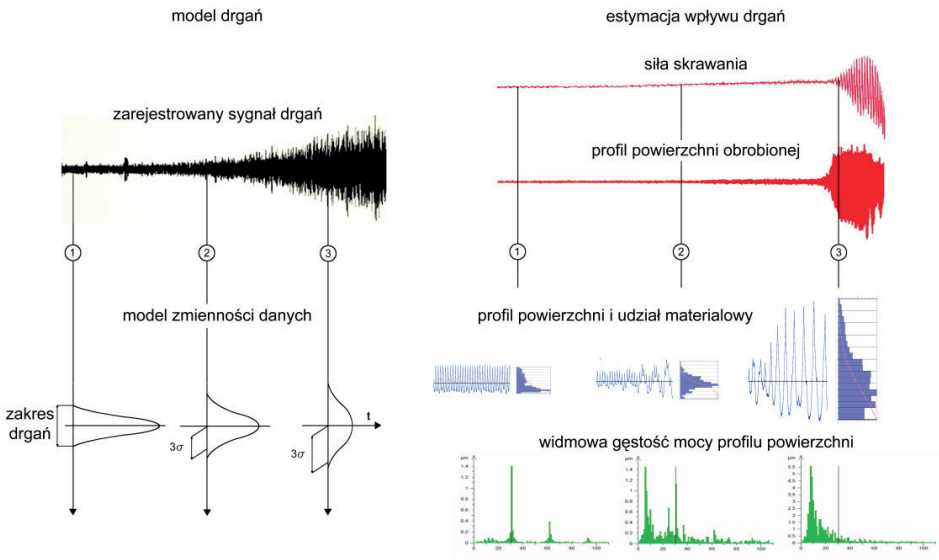
– drgania swobodne wynikające z naruszenia stanu równowagi, w jakim znajduje się układ przez rozruch, hamowania czy zmianę warunków obciążenia układu,
– drgania wymuszone przez siłę lub oddziaływanie kinematyczne powodujące tę siłę,
– drgania samowzbudne wynikające z niestabilności dynamicznej układu.

Drgania samowzbudne występują w układach mechanicznych bardzo często. Każdy układ jest potencjalnie niestabilny, jeśli siła wywołującą ruch jest zmienna, zależy od parametrów ruchu tego układu i wykonuje taką dodatnią pracę, aby odpowiadająca jej energia była równoważna energii rozpraszanej na skutek oporów ruchu.

[1] Politechnika Koszalińska, ul. Racławicka 15-17, 75-620 Koszalin.

2. METODYKA BADAŃ

Próby toczenia zostały przeprowadzone na obrabiarce NEF 400 o dużej sztywności. Próby przeprowadzono według zaleceń producenta narzędzi dla prędkości skrawania 165 m/min, posuwu 0,15 mm/obr i głębokości skrawania 0,1 mm.



Rys. 1. Zmiana zakresu drgań w trakcie rozwoju drgań samowzbudnych – model drgań oraz estymacja drgań metodą analizy profilu powierzchni

Drgania układu powodują, że na powierzchni obrobionej pojawiają się fale, które powodują w następnym przejściu zmienność w czasie parametrów skrawania, od których zależy siła skrawania. Drgania mają szkodliwy wpływ na jakość obróbki – dokładność i stan powierzchni obrobionej, a także na zużywanie się ostrza skrawającego i podzespołów obrabiarki. Ślady drgań są widoczne gołym okiem i można rozpoznać je po zwiększonym hałasie.

Podstawową przyczyną powstawania drgań samowzbudnych jest występujące w układzie sprzężenie zwrotne między procesami roboczymi a układem masowo-dysypacyjno-sprężystym. Największe prawdopodobieństwo wystąpienia drgań daje efekt wywołania sprzężenia zwrotnego przez proces skrawania, czyli przez parametry skrawania, które mają największy udział w zmianach siły skrawania. Siła skrawania posiada bowiem zmienną w czasie część dynamiczną, która zależy od parametrów względnych drgań między narzędziem a przedmiotem obrabianym [2]. Zmienność siły skrawania wynika ze zmienności grubości warstwy skrawanej. Z rozważań [3] można przyjąć, że wpływ innych czynników jest dużo mniejszy i jako mniej istotne mogą zostać pominięte.

Zmiana grubości warstwy skrawanej powodowana jest przez względne przemieszczenie narzędzia i przedmiotu obrabianego. Powoduje to zmienność siły skrawania, wywołującej drgania. Drgania z kolei powodują zmienność grubości warstwy skrawanej. Powstaje zamknięty układ wzajemnych zależności. Zmiana jednego z elementów wywołuje sprzężenie zwrotne. W takich warunkach ważne jest, żeby układ był w stanie stabilnym, bo dla takiego układu drgania powoli zanikną. Będą się utrzymywały w przypadku układu znajdującego się na granicy stabilności oraz będą ulegały wzmocnieniu dla układu niestabilnego [4].

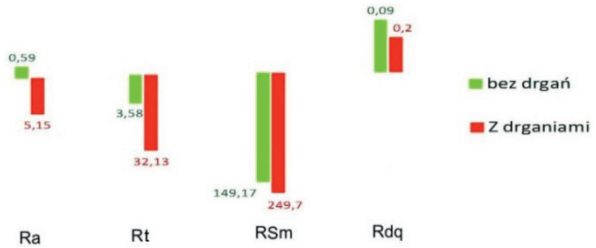
Przyczyny drgań w strefie skrawania należy upatrywać w dwóch hipotezach dotyczących ich powstawania [5]. Pierwsza hipoteza nazywana jest obróbką po śladzie i dotyczy zjawiska regeneracji śladu. Jeśli w układzie OUPN pojawi się impuls zewnętrzny wywołujący drganie, to na powierzchni powstanie ślad drgań, który dla układu stabilnego szybko zanika. Ślad na powierzchni jednak pozostaje i w kolejnym obrocie przedmiotu spowoduje zmienność grubości warstwy skrawanej, która z kolei przejawia się w odnowieniu śladu na powierzchni i zmianami w wartości siły skrawania. Dla układu stabilnego amplitudy śladu zregenerowanego będą malały, dla układu niestabilnego będą rosły.

Druga hipoteza powstawania drgań dotyczy sprzężenia wewnętrznego w układzie masowo-dysypacyjno-sprężystym. Zgodnie z definicją stabilności układ jest stabilny statycznie, jeśli przemieszczenie wierzchołka noża wywołane przyrostem siły wypadkowej nie wywołuje przyrostu grubości warstwy skrawanej. W przypadku, gdy przyrost siły wypadkowej pociąga za sobą przemieszczenie wierzchołka ostrza i co za tym idzie przyrost grubości warstwy skrawanej, to następuje łańcuch wzajemnych sprzężeń zwrotnych dodatnich, które określane są mianem wciągania narzędzia w materiał obrabiany. Stabilność statyczna określana jest mianem nieokresowej. Jej utrata występuje rzadko, dla szczególnie niekorzystnego stosunku sztywności układu w kierunkach jego współrzędnych głównych i dla określonych położeń elipsy sztywności.

3. ANALIZA WYSTĘPOWANIA DRGAŃ DLA STALI W STANIE NORMALIZOWANYM

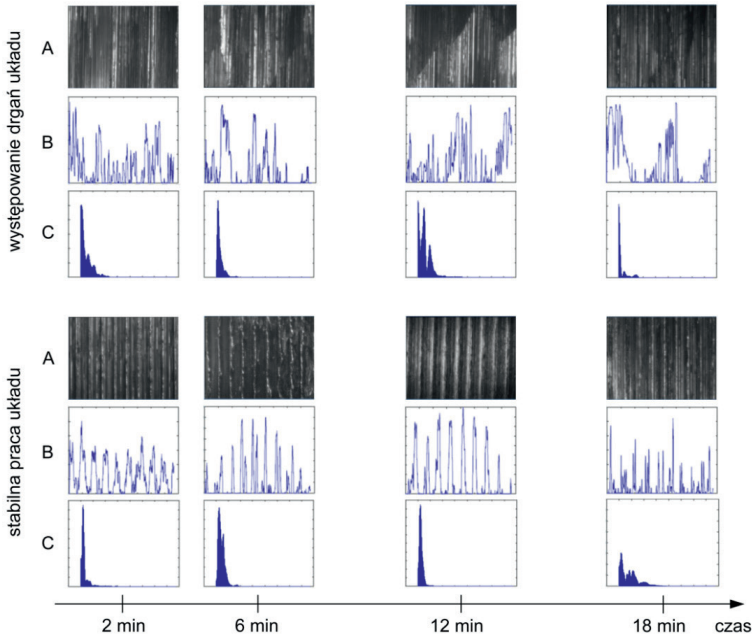
Dokładne opisanie matematyczne procesów roboczych w układzie OUPN napotyka wiele trudności. W związku z tym opracowywane są układy monitorowania do wykrywania nadmiernych drgań układu. Szczególnie niebezpieczne jest pojawienie się w układzie drgań samowzbudnych, które może wynikać z takich czynników, jak źle zamocowany przedmiot lub narzędzie, błędy kształtu przedmiotu, w materiale obrabianym czy inne.

Warunki skrawania mają wpływ na dynamikę procesu. Dla stali normalizowanej i hartowanej odwzorowanie ostrza jest inne i inne czynniki decydują o rozbieżności między modelem teoretycznym a danymi pomiarowymi. Parametry



Rys. 2. Zestawienie charakterystyk pomiarowych profilu powierzchni w przypadku występowania drgań i bez drgań (zestawienie wybranych parametrów przy zachowaniu skali)

chropowatości powierzchni obrobionej dla stali normalizowanej mają większe wartości i rozproszenie niż w przypadku stali hartowanej przy tych samych parametrach skrawania. Jednocześnie należy wspomnieć, że odpowiednio zoptymalizowane parametry skrawania dają podstawy do oczekiwania, że dane parametry eksploatacyjne powierzchni zostaną osiągnięte.

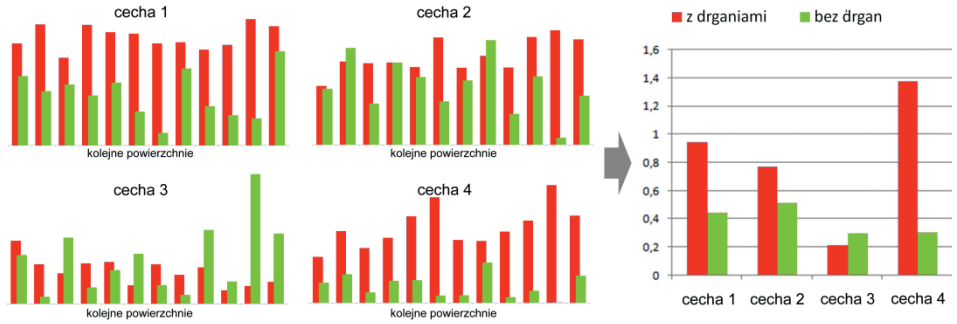


Rys. 3. Zestawienie obrazu cyfrowego powierzchni obrobionej (toczenie stali C45 ostrzem z ceramiki białej z dwustronnym oświetleniem powierzchni) oraz uśrednionych wartości wierszy obrazów wybranych powierzchni i wykresów PSD w czasie skrawania

Porównując profile powierzchni obrobionej, dla przypadku stabilnej pracy i w przypadku drgań układu, można zaobserwować, że profil dla powierzchni ukształtowanej w stabilnych warunkach jest równomierny, natomiast profil dla

powierzchni z drganiami jest nierównomierny i występują duże wahnięcia w obrębie profilu. Parametry chropowatości powierzchni dla układu z drganiami są zdecydowanie większe.

Na rysunku 3 zestawiono obrazy cyfrowe powierzchni obrobionych w przypadku stabilnej pracy układu OUPN i w przypadku drgań. Dla powierzchni bez wyraźnych śladów drgań widoczne są równomierne ślady posuwu, powierzchnia jest jednolita. Dla powierzchni z drganiami widoczne są miejsca jaśniejsze i ciemniejsze. To niskoczęstotliwościowe zakłócenie sprawia, że odległość między śladami w wielu przypadkach jest ledwie widoczna. Uśredniony profil obrazu poddano filtracji i wyznaczono widmową gęstość mocy. Dla powierzchni z drganiami widoczne jest większe skupienie energii w niższych częstotliwościach.

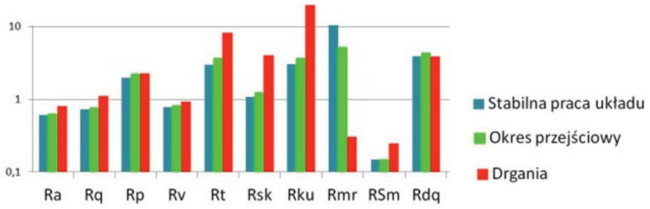


Rys. 4. Zestawienie wartości cech obrazu powierzchni wyznaczonych z histogramu poziomów jasności, cecha 1 – znormalizowana wartość średniej jasności obrazu, cecha 2 – znormalizowana wartość wariancji jasności obrazu, cecha 3 – znormalizowana wartość entropii jasności obrazu, cecha 4 – znormalizowana wartość asymetrii jasności obrazu

W celu identyfikacji śladów drgań na obrazie powierzchni obrobionej zamodelowano ją parametrami statystycznymi (rys. 4). Obraz opisano następującymi parametrami: średnią wartością poziomów jasności, odchyleniem standardowym danych, asymetrią histogramu poziomów jasności oraz entropią danych. Dla 508 obrazów powierzchni wyznaczono obrazy z widocznymi drganiami oraz obrazy bez drgań. Był to ciąg danych dla uczenia klasyfikatora. Zastosowano trzy rodzaje klasyfikatorów: klasyfikator liniowy, kwadratowy oraz Bayesa. Dla danych testowych stwierdzono, że system bezbłędnie rozpoznawał przykłady testowe powierzchni z drganiami. Natomiast dla powierzchni bez drgań oszacowano błąd działania na poziomie 20%, czyli co piąty przykład był rozpoznawany niepoprawnie jako sygnał posiadający potencjalne zakłócenia pochodzące od drgań. Częściowo na wyniki miał wpływ fakt, że dane testowe powierzchni bez drgań opisywały też procesy przejściowe.

4. ANALIZA WYSTĘPOWANIA DRGAŃ DLA STALI W STANIE UTWARDZONYM

W układach automatycznego nadzorowania drgań rozpatrywane są fizyczne objawy drgań, a więc mierzy się przemieszczenia względne narzędzia i przedmiotu obrabianego oraz hałas towarzyszący pojawieniu się drgań samowzbudnych. Informacja o drganiach samowzbudnych jest też możliwa do zaobserwowania w sygnale chropowatości powierzchni, która pod wpływem drgań zmienia swój profil chropowatości. Na rysunku 5 zestawiono parametry chropowatości powierzchni dla stabilnej pracy układu oraz w przypadku wystąpienia drgań. Jak wynika z analizy całej grupy parametrów, największe zmiany obserwowane są dla parametrów opisujących skośność, kurtozę oraz nośność powierzchni.



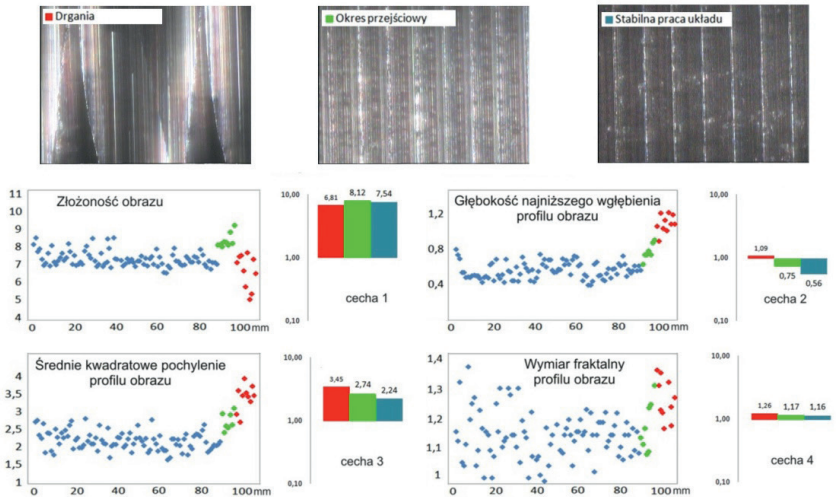
Rys. 5. Parametry powierzchni obrobionej stali hartowanej EN 41Cr4 ostrzami z polikrystalicznego azotku boru (f = 0,15 mm/obrót, v_c = 165 m/min, a_p = 0,1 mm) dla przypadku stabilnej pracy ostrza oraz w przypadku wystąpienia drgań

W przypadku zastosowania obrazu powierzchni obrobionej do identyfikacji śladów drgań wychodzi się z założenia, że powstające w układzie drgania zmieniają sygnał chropowatości powierzchni obserwowany w jej obrazie (rys. 6). Wykorzystano dane obrazowe, aby na ich podstawie wyznaczyć wartość wskaźnikową (cechy obrazu), którą następnie można skorelować z występującymi w układzie drganiami.

Przebadano grupę cech obrazu zależnych od czasu, częstotliwości oraz czasowo-częstotliwościowych. Przykładowo, w grupie czynników czasowych wyznaczono wzrost amplitudy drgań oraz pojawienie się okresowości w przebiegu. W metodach częstotliwościowych obserwowano przebieg wybranych pojedynczych składowych oraz pasm widma. Ze względu na małą zależność wyżej wymienionych cech obrazu z pojawieniem się drgań poszukiwano metod ściślej związanych z analizą obrazu. Ostatecznie zdecydowano się na cztery cechy:

– złożoność obrazu powierzchni, która w procentach określa rozpięcie/rozwinięcie obrazu powierzchni ponad obrazem nominalnym,
– głębokość najniższego wgłębienia profilu obrazu, która określa zakres głębokich cieni w obrazie,
– średnie kwadratowe pochylenie profilu obrazu, które określa w jaki sposób cienie przechodzą w jasności,
– wymiar fraktalny profilu obrazu, który określa rozwinięcie przestrzeni poziomów jasności.

Zestawione na rysunku 6 wartości cech obrazu, w funkcji odcinka pomiarowego oraz drgań układu, wykazują istotną zależność. Cecha pierwsza – złożoność obrazu największą wartość osiągnęła dla okresu przejściowego, a najmniejszą dla obszaru występowania drgań. Ma to istotne znaczenie, gdyż podczas procesu skrawania nagła zmiana złożoności powierzchni, gdy drgania jeszcze nie występują, może sugerować, że one w niedługim czasie nastąpią. Takie cechy jak zwiększenie się głębokich cieni, czy nagłe przejścia od jasnych do ciemnych przestrzeni w obrazie pozwala na odróżnienie obrazu drgań od obrazu powierzchni odniesienia. Zestawiony jako ostatni na rysunku 6 wymiar fraktalny, wyznaczony metodą pudełkową, podobnie jak parametr pierwszy opisuje wypełnienie przestrzeni poziomów jasności obrazu. Parametr ten wrażliwy jest na każde, nawet niewielkie zakłócenie przestrzeni, stąd duży rozrzut wartości i trudność w wyznaczeniu wartości odniesienia. Jednocześnie obserwowano, że o ile duże wartości parametru nie są wystarczające w ocenie występowania drgań układu, o tyle małe wartości parametru (bliskie jedności) przesądzają o tym, że układ znajduje się w stabilnych warunkach pracy.



Rys. 6. Obrazy powierzchni obrobionej zebrane w powiększeniu 0,8 mm × 1,05 mm dla stali hartowanej EN 41Cr4 toczonej ostrzami z polikrystalicznego azotku boru (f = 0,15 mm/obrót, v_c = 165 m/min, a_p = 0,1 mm) dla przypadku drgań układu oraz zestawienie w czasie wartości czterech cech obrazu powierzchni przydatnych w identyfikacji drgań

Do estymacji drgań układu zastosowano klasyfikator minimalno-odległościowy. W przypadku sprawdzania odległości do najbliższego sąsiada, czyli w przypadku zastosowania klasyfikatora 1-NN, wszystkie powierzchnie testowe, które zostały zarejestrowane podczas drgań układu zostały rozpoznane prawidłowo. Natomiast zdarzały się przypadki rozpoznawania powierzchni przejściowych jako powierzchni z widocznymi śladami drgań układu i powierzchni stabilnych jako przejściowych lub z drganiami (30% wszystkich powierzchni testowych).

W przypadku zastosowania klasyfikatora 3-NN sprawdzono trzech najbliższych sąsiadów i w tym przypadku nie wszystkie powierzchnie przejściowe i bez drgań zostały właściwie sklasyfikowane. Odsetek niepoprawnie sklasyfikowanych powierzchni wynosił poniżej 10% i dotyczył głównie przypadków, w których powierzchnie bez drgań były rozpoznawane jako przejściowe, a powierzchnie przejściowe jako te, w których następowały drgania. Na wynik klasyfikacji wpływ miał także materiał obrabiany, gdyż wszystkie wzorce wyznaczone zostały dla stali hartowanej EN 41Cr4 (i dla tej stali klasyfikator pracował poprawnie), natomiast mylnie rozpoznane przypadki dotyczyły drgań dla stali EN 42CrMo4.

5. WNIOSKI

Narzędzia z polikrystalicznego azotku boru są coraz częściej stosowane ze względu na szeroki zakres ich stosowania. Przy skrawaniu materiałów w stanie utwardzonym w zakresie twardości większej niż 40HRC na topografię powierzchni obrobionej w największym stopniu wpływa stabilność obróbki.

Zestawione pomiary powierzchni obrobionej różniące się twardością i materiałem ujawniły różnice w zakresie tworzenia mikropowierzchni. Obserwowano boczne płynięcie materiału. Dla mniejszych twardości większe było rozwinięcie powierzchni ze względu na chropowatość krawędzi skrawającej ostrza, co sprzyjało rysowaniu i bruzdowaniu.

LITERATURA

[1] MARCHELEK K., *Dynamika obrabiarek.* WNT, Warszawa, 1991.
[2] ŻUREK K., *Reduction of vibration by use of mechatronic systems*. Elektronika: konstrukcje, technologie, zastosowania, 45/8-9, 2004, 197-198.
[3] TOMKÓW J., *Wibrostabilność obrabiarek. Komputerowe wspomaganie obliczeń i badań doświadczalnych.* WNT, Warszawa, 1997.
[4] PARUS A., POWALKA B., MARCHELEK K., DOMEK S., HOFFMANN M., *Active vibration control in milling flexible workpieces.* Journal of Vibration and Control (on-line access), 2012.
[5] GRZESIK W. *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych.* WNT, Warszawa, 2010.

THE ANALYSIS OF THE MACHINING SYSTEM WITH THE APPLICATION OF INFORMATION CONTAINED IN THE MACHINED SURFACE

The comparable analysis of machined surface after the stable and unstable turning process was presented. Combinations were carried out for annealed and hardened steels. This paper includes also the methodology of application of machined surface image for automatic vibration detection.

Key words: image of machined surface, vibration identification

2. ZUŻYCIE I TRWAŁOŚĆ OSTRZY

BADANIE ZUŻYCIA WIERTEŁ ZE STALI HS 2-5-1 PRZY WIERCENIU STALI KONSTRUKCYJNYCH

Jan JAWORSKI, Rafał KLUZ[1]

1. WPROWADZENIE

Przy organizacji procesów skrawania w zautomatyzowanym systemie wytwarzania najbardziej złożone problemy pojawiają się przy ocenie wydajności i niezawodności obróbki. Wysokie wymagania dotyczące jakości obrabianych części determinują uszkodzenia technologiczne będące głównym obiektem badań w teorii niezawodności systemu technologicznego [7,8]. Podczas eksploatacji system technologiczny podlega oddziaływaniom cieplnym i mechanicznym, które powodują uszkodzenia i zmieniają wartości parametrów jego stanu wyjściowego. Przy eksploatacji narzędzi objawy zużycia ostrza prowadzą często do jego uszkodzenia. W poradnikach podane są wprawdzie dopuszczalne wskaźniki zużycia, przy których należy dokonać wymiany narzędzia, lecz mogą się one zasadniczo różnić od tych, przy których następuje pełne wykorzystanie jego możliwości skrawnych [4].

Dominującym czynnikiem mającym wpływ na optymalne warunki eksploatacji narzędzia (mającego wymagane parametry wyjściowe) są uszkodzenia spowodowane zużyciem jego powierzchni. W związku z tym, jako kryterium wyjściowe do jego oceny powinien być wybrany taki wskaźnik zużycia, który będzie [1,3,9]:

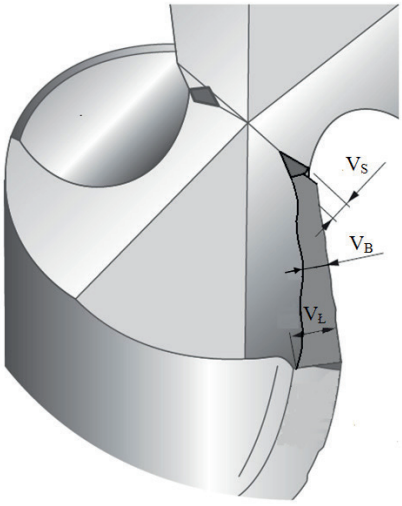
– jednoznacznie, w każdej sytuacji, przedstawiał zmianę geometrii i właściwości materiału narzędzia wynikłe ze zużywania się ostrza,
– monotonicznie wzrastał w okresie normalnego zużycia,
– umożliwiał realizację dokładnych pomiarów.

W związku z tym dla zapewnienia niezawodności diagnozowania konieczne jest przede wszystkim zbadanie stanu narzędzia w konkretnych warunkach jego eksploatacji i określenia, który wskaźnik może służyć za kryterium jego oceny [2,7].

[1] Katedra Technologii Maszyn i Inżynierii Produkcji Politechniki Rzeszowskiej, ul. W. Pola 2, 35-959 Rzeszów.

2. CEL BADAŃ

Ogólne zależności zużycia wierteł przy obróbce otworów w próbkach z żeliwa sferoidalnego GG50 wiertłami ze stali szybkotnącej HS 2-5-1 opisano w pracy [6]. Obserwacje zużycia prowadzano na wszystkich elementach części skrawającej wiertła. Ocenę stopnia zużycia dokonywano według maksymalnych liniowych wielkości na rozpatrywanych powierzchniach. Wykazano, że podczas eksploatacji wierteł z różnymi parametrami skrawania, utrata ich właściwości skrawnych następuje dla różnych wartości wskaźników zużycia. Podczas wiercenia z dużymi prędkościami skrawania i małymi posuwami, stępienie narzędzi następuje w obszarze przyspieszonego ich zużycia. Przy zwiększeniu posuwu i zmniejszeniu prędkości skrawania szybko postępujące zużycie powierzchni przyłożenia wierzchołków VB_w nie powoduje utraty właściwości skrawnych, lecz jedynie zwiększa się zużycie wierzchołków VB_{wo}. Przy eksploatacji wierteł z małymi prędkościami skrawania i dużymi posuwami przyspieszone zużycie wierzchołków VB_{wo} powoduje utratę ich właściwości skrawnych. Zużycie wiertła ma miejsce na głównych powierzchniach przyłożenia, wierzchołku i na pomocniczych powierzchniach przyłożenia (łysinkach). W literaturze przedmiotu brak jest jednak informacji dotyczącej takiego miejsca zużycia wiertła przy obróbce stali, które można przyjąć, jako kryterium jego stępienia. Dlatego celem badań było określenie, które z kontrolowanych miejsc zużycia wiertła ze stali HS 2-5-1 może stanowić takie kryterium. Na rysunku 1 przedstawiono kontrolowane podczas badań miejsce zużycia wiertła przy obróbce stali C45.



Rys. 1. Miejsca zużycia kontrolowane podczas prowadzonych badań

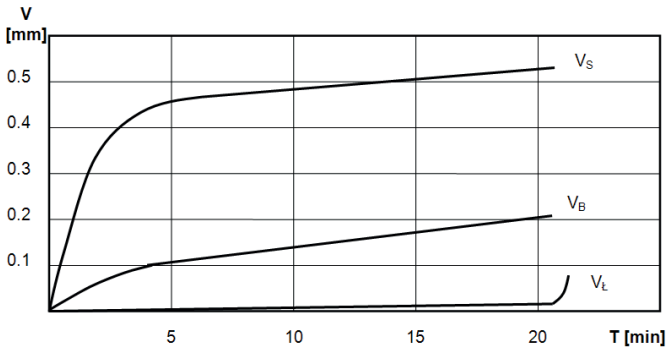
3. METODYKA BADAŃ

W celu określenia zużycia wierteł podczas ich eksploatacji przeprowadzono serię badań trwałościowych wierteł Φ10 wykonanych ze stali szybkotnącej HS 2-5-1, przy stałych parametrach skrawania, w czasie jednego przyjętego okresu trwałości. Badania prowadzono podczas obróbki otworów na próbkach ze stali C45 o Rm = 600 MPa. Badania trwałości przeprowadzano na wiertarce kolumnowej PK 203. Badania prowadzono przy następujących parametrach: v_c = 40 m/min i f = 0,06 mm/obr oraz v_c = 20 m/min i f = 0,2 mm/obr, zapewniających trwałość ostrza $T_c \approx 20$ min. Podczas obróbki, z wymienionymi parametrami skrawania, badano po 10 wierteł, co pozwoliło uzyskać statystyczne zależności wartości oczekiwanych dla kontrolowanych parametrów zużycia wierteł.

W celu określenia wpływu naniesionej powłoki TiN na zużycie wiertła przeprowadzono dodatkowo serię badań trwałościowych na specjalnie przygotowanych wiertłach Φ10 mm, na które naniesiono powłokę TiN o grubości 0,008 mm. Badania przeprowadzono przy parametrach: v_c = 20 m/min i f = 0,2 mm/obr.

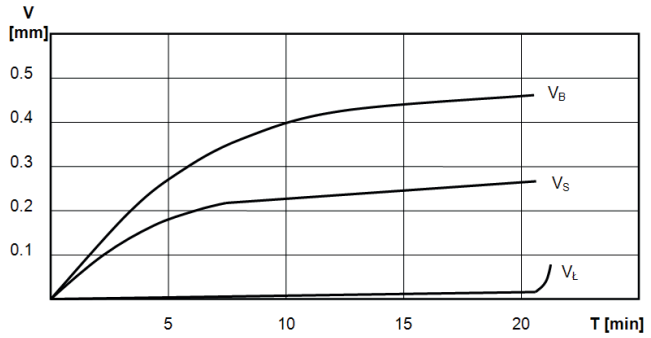
4. WYNIKI BADAŃ I ICH ANALIZA

Kontrolowane miejsce zużycia wierteł ze stali HS 2-5-1 przy obróbce stali C45 o Rm = 600 MPa przedstawiono na rysunkach 2 i 3.



Rys. 2. Dynamika zużycia kontrolowanych miejsc wiertła przy obróbce stali C45 z parametrami skrawania v_c = 40 m/min i f = 0,06 mm/obr

Z rysunków 2 i 3 wynika, że przy obróbce stali C45 zużycie wierteł ze stali HS 2-5-1 występuje na powierzchni przyłożenia V_B przy obu parametrach skrawania. W okresie dotarcia wierteł intensywnie zużywa się przejściowa krawędź skrawająca (ścin), a zużycie pomocniczych powierzchni przyłożenia (łysinek) jest prawie niezauważalne, aż do momentu, kiedy rozpoczyna się katastrofalne zużycie wiertła. Zużycie na łysinkach V_L mierzono poprzez pomiar średnicy wiertła na wierzchołkach.



Rys. 3. Dynamika zużycia kontrolowanych miejsc wiertła przy obróbce stali C45 z parametrami skrawania v_c = 20 m/min i f = 0,2 mm/obr

W przypadku eksploatacji wiertła aż do utraty jego skrawności (katastrofalnego zużycia) żadne z kontrolowanych miejsc zużycia nie może być przyjęte jako kryterium stępienia, ponieważ nie spełnia stawianych mu wymagań:
– nie przedstawia jednoznacznie zmiany geometrii i właściwości materiału narzędzia wynikłych ze zużywania się ostrza,
– nie wzrasta monotonicznie w strefie normalnego zużycia,
– nie pozwala na wykonanie dokładnych pomiarów.

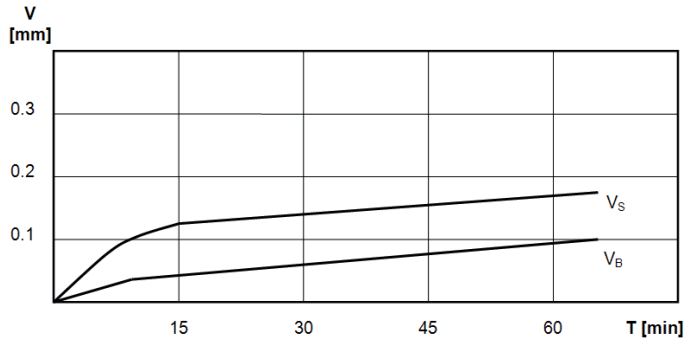
Zużycie zarówno na powierzchni przyłożenia V_B jak i na przejściowej krawędzi skrawającej monotonicznie wzrasta w okresie normalnego zużycia, jednak żadne z nich nie odzwierciedla początku jego katastrofalnego zużycia a ich wartości w tym momencie są różne przy różnych parametrach skrawania. Na rysunku 2 widać, że zużycie na powierzchni przyłożenia (V_B) przy v_c = 40 m/min i f = 0,6 mm/obr wynosi 0,2 mm a przy v_c = 20 m/min i f = 0,2 mm/obr wynosi 0,5 mm (rys. 3).

Zużycie łysinek $V_Ł$ nie odzwierciedla normalnego zużycia wiertła, dlatego brak jest w przypadku obróbki stali takiego miejsca, jak miało to miejsce w przypadku obróbki żeliwa (zużycie wierzchołków V_{Bo} [6]), którego pomiar mógł być przyjęty jako kryterium stępienia wiertła, aż do utraty jego skrawności.

Na rysunku 4 przedstawiono dynamikę zużycia wierteł ze stali HS 2-5-1 z naniesioną powłoką TiN przy wierceniu stali C45 z parametrami v_c = 20 m/min i f = 0,2 mm/obr.

Z przedstawionych wyników badań wynika, że zużycie wierteł z naniesioną powłoką TiN przebiega podobnie jak i wierteł bez pokrycia, jednakże intensywność zużycia kontrolowanych miejsc jest mniejsza, co powoduje wzrost trwałości ostrza. Naniesienie powłoki TiN nie zmienia zatem miejsc zużycia lecz tylko powoduje zmniejszenie intensywności zużycia.

Z przeprowadzonych badań wynika, że specyfika zużycia wierteł ze stali HS 2-5-1 przy obróbce stali polega na przede wszystkim na zużywaniu się powierzchni przyłożenia, a utrata jego skrawności (katastrofalne zużycie) następuje nieoczekiwanie na



Rys. 4. Dynamika zużycia kontrolowanych miejsc wiertła z powłoką TiN przy obróbce stali C45 z parametrami skrawania v_c = 20 m/min i f = 0.2 mm/obr

powierzchni łysinek V_L. Aby zapobiec takiemu nieoczekiwanemu zużyciu konieczne jest poznanie, na podstawie przeprowadzonych badań, wartości dopuszczalnego zużycia na powierzchni przyłożenia wiertła, na którą to wartość powinien być ustawiony system diagnozowania wymiany wiertła. Często w warunkach produkcyjnych przyjmuje się jako oznakę początku katastrofalnego zużycia wiertła tak zwane „skrzypienie wiertła". Ten charakterystyczny sygnał dźwiękowy może być tylko związany ze zmianą procesów zachodzących w miejscu styku krawędzi skrawających wiertła z powierzchnią wierconego otworu. W miejscu styku powierzchni łysinek z powierzchnią wierconego otworu zachodzą takie same procesy jak podczas zgrzewania tarciowego dla realizacji którego niezbędne są odpowiednie naciski, prędkość i czas. Ich wartości są tego samego rzędu, jak i w przypadku wierconego otworu. Zachodzące więc w tych warunkach procesy prowadzą do katastrofalnego zużycia łysinek. Wiadomo powszechnie [5,7,9], że dopuszczalna wartość wskaźnika zużycia na powierzchni przyłożenia od której rozpoczyna się utrata skrawności wiertła zależy od warunków skrawania, a przede wszystkim od parametrów skrawania. Określenie tej dopuszczalnej wartości wskaźnika zużycia V_B przy której rozpoczyna się katastrofalne zużycie łysinek nie jest jednak możliwe. Można to wyjaśnić tym, że dla różnych wierteł różna jest wielkość deformacji wierconych otworów pod wpływem temperatury, prowadząca do ich katastrofalnego zużycia oraz tym, że zależności pomiędzy wskaźnikami zużycia powierzchni przyłożenia a wielkością deformacji wierconych otworów pod wpływem temperatury skrawania są bardzo złożone.

5. PODSUMOWANIE

Otrzymane wyniki badań zużycia wierteł ze stali HS 2-5-1 nie mogą być wykorzystane w systemie diagnozowania przy wierceniu konstrukcyjnych stali węglowych, ponieważ żaden z kontrolowanych parametrów nie spełnia stawianych mu wymagań, tzn. nie opisuje jednoznacznie zmiany geometrii i właściwości

materiału narzędzia podczas zużywania się ostrza oraz nie charakteryzuje się monotonicznym wzrostem w okresie normalnego zużycia.

Utrata właściwości skrawnych wierteł ze stali szybkotnących jest związana ze wzrostem temperatury w części skrawającej, powodującym utratę jej twardości. Przy wierceniu stali temperatura może wzrastać jedynie wskutek wzmocnienia źródła ciepła na powierzchni przyłożenia, od którego w strefie normalnego zużycia nagrzewają się powierzchnie przyłożenia pomocnicze (łysinki). Mimo iż na ogół wartość wskaźnika zużycia łysinek jest bardzo mała, to mimo wszystko staje się początkiem katastrofalnego zużycia wiertła. Naniesienie powłoki TiN nie zmienia kontrolowanych miejsc zużycia a tylko zmniejsza intensywność zużycia na powierzchni przyłożenia, co powoduje wzrost trwałości wiertła.

LITERATURA

[1] CZECHOWSKI K., PROFESKA-FILIP I., FEDACZYŃSKI A., *PVD coatings on ceramic materials cutting inserted*. Surface Engineering 2, 2005, 19–24 (in Polish).
[2] JAWORSKI J., *Application possibility of tools made of low- alloy high- speed steels in the planned housing.* Archives of Foundry vol.6, No.19, 2006 413–424 (in Polish).
[3] JAWORSKI J., *Development tendency of cutting tool materials*. Przegląd Mechaniczny, nr 11, 2005 (in Polish).
[4] JAWORSKI J., *Management quality of tools in the planned housing casting*. Archives of Foundry vol.6, No.19, 2006, 413–424 (in Polish).
[5] JAWORSKI J., *Tendencje rozwoju materiałów narzędzi skrawających*. Przegląd Mechaniczny, nr 11 2005.
[6] JAWORSKI J., KLUZ R., *Badanie zużycia wierteł z niskostopowej stali szybkotnącej HS 2-5-1*. Mechanik, nr 8–9, 2012.
[7] SINOPALNIKOW W.A., GRIGORIEW S.N., *Reliability and diagnosis of technological systems*. MGU STANKIN, Moskwa, 2003.
[8] STARKOW W.K. *Machining stability and quality controlling in automatized company*. Moskwa Maszinostrojenie , 1989 (in Russian).
[9] STARKOW W.K.. *Machining. Controlling of stability and quality systems in automatized company*. Moskwa, Maszinostrojenie, 1989.

INVESTIGATIO OF DRILLS WEAR MADE FROM HS 2-5-1 STEEL AT CONSTRUCTIONAL STEEL

The article presents results of abrasive rear research of drills made of low alloyed high – speed steel HS 2-5-1 during drilling of holes in the samples made of C 45 steel. The results of research shoos that till the moment of accelerated near locations can not be assumed as abatement criterion.

Key words: drilling, tool life

OCENA TRWAŁOŚCI NARZĘDZIA W MIKROFREZOWANIU ORAZ JEJ WPŁYW NA POWIERZCHNIĘ OBROBIONĄ

Marcin MATUSZAK, Bartosz POWAŁKA, Paweł KOCHMAŃSKI[1]

1. WPROWADZENIE

Zużywanie się narzędzia może negatywnie wpływać na jakość obrobionej powierzchni, dotyczy to skrawania zarówno w skali mikro jak i makro. Proces mikroskrawania nie został jeszcze tak dobrze poznany jak frezowanie w skali makro. Wiadomo jednak, że podczas modelowania oraz badania mikroobróbki muszą zostać uwzględnione zjawiska, które mogą zostać pominięte w skali makro [2,3,5,6]. Wysoka wartość promienia zaokrąglenia ostrza narzędzia w stosunku do grubości warstwy skrawanej oraz związane z nią zjawisko tzw. minimalnej grubości warstwy skrawanej [2], które występują w mikroobróbce, może prowadzić do ugniatania materiału obrabianego [3].

Podstawowym zagadnieniem zarówno dla frezowania w skali mikro oraz frezowania w skali makro jest określenie czasu przez jaki może pracować narzędzie bez wpływu na powierzchnię obrabianą. Przez wpływ na powierzchnię obrabianą można rozumieć zarówno strukturę geometryczną powierzchni jak i jej strukturę wewnętrzną. Producenci narzędzi skrawających starają się unikać otwartego podawania ich trwałości. Co więcej dla najmniejszych rozmiarów mikrofrezów producenci unikają również podawania zalecanych parametrów obróbki.

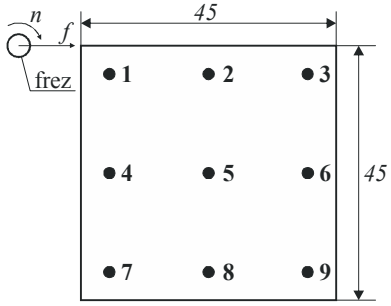
Bardzo małe wymiary mikrofreza uniemożliwiają wykonanie klasycznego pomiaru jego zużycia za pomocą mikroskopu optycznego. Z tego powodu postanowiono oszacować trwałość narzędzia na podstawie stanu powierzchni po obróbce. W tym celu dokonano pomiaru struktury geometrycznej oraz twardości powierzchni obrobionej po frezowaniu, podczas którego następowało stopniowe zużywanie się narzędzia.

[1] Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny w Szczecinie, al. Piastów 17, 70-310 Szczecin.

2. BADANIA DOŚWIADCZALNE

2.1. PLAN EKSPERYMENTU

Przeprowadzono eksperyment polegający na frezowaniu powierzchni o wymiarach 45x45 mm ze stali C45, powierzchnia materiału była po wcześniejszym szlifowaniu. Badania doświadczalne wykonano na prototypowej mikrofrezarce zbudowanej w Zachodniopomorskim Uniwersytecie Technologicznym w Szczecinie [1,4]. Frezowanie przeprowadzono frezem *Kyocera 2FESM020-060*-04 o średnicy 2 mm. Narzędzie jest jednolitym narzędziem z węglika spiekanego pokrywanego warstwą ochronną, której skład jest tajemnicą handlową producenta. Średnica narzędzia jak na mikroobróbkę jest dość wysoka, zdecydowano się jednak wykorzystać narzędzie o tak dużej średnicy, ponieważ producent podaje dla niego zalecane parametry obróbki. Obróbka była prowadzona w kierunku od punktu 1 do 3 (rys. 1) kolejnymi wierszami.



Rys. 1. Schemat przebiegu frezowania: n – kierunek obrotów, f – posuw, 1–9 – punkty pomiarowe

Przed obróbką dokonano pomiaru twardości Vickersa HV 30 próbki, aby sprawdzić czy obróbka na nią wpłynie. Pomiaru dokonano twardościomierzem *Leco LV 700 AT*, w dziewięciu punktach (rys. 1) rozmieszczonych równomiernie na powierzchni próbki. Wyniki pomiarów twardości przedstawiono w tab. 1. Próbka cechowała się niewielkim losowym rozrzutem wartości twardości.

Obróbkę przeprowadzono dla frezowania współbieżnego, dla następujących parametrów:

- szerokość frezowania a_e = 1 mm,
- głębokość skrawania a_p = 100 μm,
- posuw na ostrze f_z = 8,8 μm,
- prędkość obrotowa narzędzia n = 8 000 obr/min,
- prędkość skrawania v_c = 50 m/min.

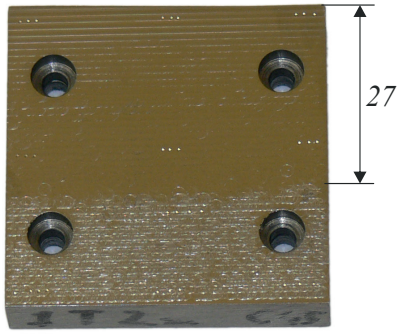
Powyższe parametry obróbki są parametrami zalecanymi przez producenta narzędzia.

Tabela 1. Wyniki pomiarów twardości przed obróbką

Nr punktu	Twardość HV 30
1	202,3
2	197,1
3	210
4	210,8
5	204,6
6	194,5
7	210
8	204,9
9	208,4
Średnia	**204**
Odchylenie standardowe	5,9

2.2. WYNIKI BADAŃ

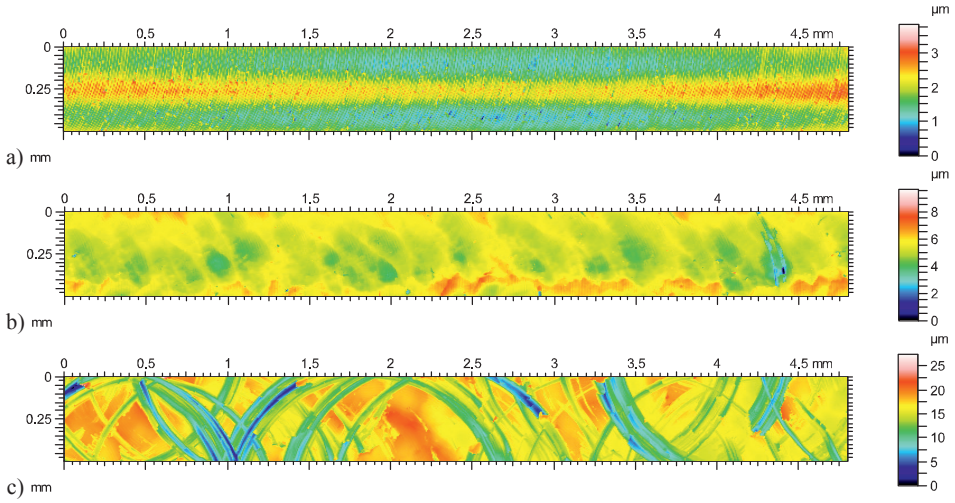
Widok płytki po obróbce przedstawiono na rys. 2. Widoczny jest wyraźny spadek jakości powierzchni obrobionej po frezowaniu w kolejnych przejściach ok. 27 mm na szerokości próbki. Uwzględniając szerokość płytki oraz szerokość frezowania, która wynosiła 1 mm można stwierdzić, że stępienie narzędzia nastąpiło po długości frezowania ok. 1200 mm.



Rys. 2. Widok próbki po frezowaniu

Optyczna obserwacja powierzchni jest subiektywna, dlatego postanowiono dokonać pomiaru topografii powierzchni w celu określenia jej chropowatości. Pomiaru dokonano za pomocą mikroskopu konfokalnego AltiSurf 520. Ze względu na małą odległość pokonywaną przez narzędzie frezujące w materiale pomiędzy punktami 1-2-3, 4-5-6 oraz 7-8-9 i porównywalne wyniki w tych punktach, na rys. 3 zaprezentowano widok powierzchni dla punktów 1, 4 oraz 7.

Najlepszą jakość ma powierzchnia nr 1 (rys. 3a), widoczne są wyraźne ślady wynikające z posuwu na ostrze narzędzia, różnica między wartością minimalną a maksymalną nie przekracza 4 µm. Na powierzchni nr 4 (rys. 3b) ze względu na zużywanie się narzędzia nie można zaobserwować śladów wynikających z posuwu na ostrze narzędzia a różnica między wartością minimalną a maksymalną wynosi ponad 8 µm. Powierzchnia nr 7 (rys. 3c) ma najgorszą jakość. Wyraźnie widoczne są bruzdy spowodowane prawdopodobnie narostem. Różnica między wartością minimalną a maksymalną w tym przypadku przekracza 25 µm.



Rys. 3. Topografia powierzchni frezowanej w punktach: a) 1, b) 4, c) 7

Z powierzchni wybrano również profile, alby określić najpowszechniej stosowany przez konstruktorów parametr *Ra*, czyli średnią arytmetyczną bezwzględnych wartości rzędnych wewnątrz odcinka elementarnego. Profile dla punktów 1, 4 i 7 przedstawiono na rys. 4. Analogicznie jak przy ocenie topografii powierzchni najlepszą jakość ma profil z punktu nr 1 (rys. 4a), a najgorszą profil z punktu nr 7 (rys. 4c).

Z profili oraz powierzchni wyznaczono parametry odpowiednio *Ra* i *Sa* za pomocą oprogramowania AltiMap. Do wyznaczania profilu chropowatości zastosowano filtr Gaussa 0,8 mm.

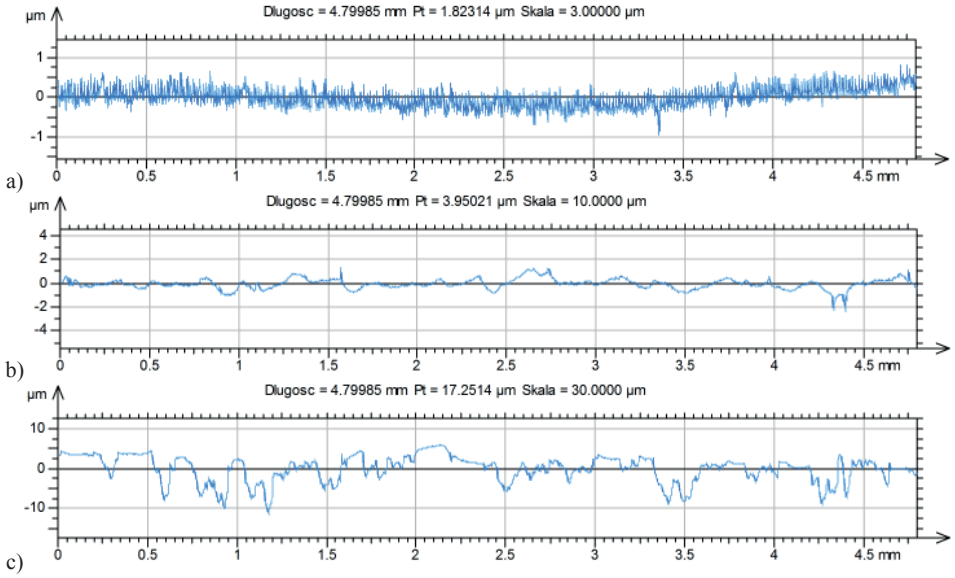
Średnia arytmetyczna bezwzględnych wartości rzędnych wewnątrz odcinka elementarnego (*Ra*) została wyznaczona z zależności:

$$R_a = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}|y_i| \tag{1}$$

gdzie:

n – liczba punktów pomiarowych,

y_i – wysokość profilu chropowatości w i-tym punkcie pomiarowym.



Rys. 4. Profile powierzchni frezowanej w punktach: a) 1, b) 4, c) 7

Po rozszerzeniu zależności (1) o parametry opisujące powierzchnię można wyznaczyć średnią arytmetyczną bezwzględnych wartości rzędnych powierzchni, która jest określoną zależnością:

$$S_a = \frac{1}{m \cdot n} \sum_{j=1}^{m} \sum_{i=1}^{n} \left| z_{ij} \right| \tag{2}$$

gdzie:
n – liczba wierszy punktów pomiarowych,
m – kolumn punktów pomiarowych,
z_{ij} – punkt pomiarowy znajdujący się w i-tym wierszu i j-tej kolumnie.

Wyznaczone parametry chropowatości przedstawiono w tab. 2. Widoczny jest wyraźny wzrost wartości chropowatości zarówno dla profilu, jak i dla powierzchni, wraz z postępującym zużyciem narzędzia.

Dla każdego z punktów przedstawionych na rys. 1. wykonano po obróbce po trzy pomiary twardości Vivkersa HV 30. Analogicznie jak przed obróbką, pomiary wykonano za pomocą twardościomierza *Leco LV 700 AT*. Widoczny jest wzrost twardości materiału wraz ze zużywaniem się narzędzia. Ponadto dla ostatnich punktów pomiarowych wykonanie pomiaru twardości było utrudnione ze względu na kiepską jakość powierzchni. Świadczy o tym wysoka wartość odchylenia standardowego dla punktów 7 i 9.

Tabela 2. Parametry chropowatości po obróbce

Nr punktu	Ra	Sa
1	0,15	0,34
2	0,1	0,15
3	0,07	0,23
4	0,32	0,45
5	0,26	0,43
6	0,33	0,66
7	2,1	2,65
8	1,82	2,52
9	2,28	2,54

Tabela 3. Wyniki pomiarów twardości po obróbce

Nr punktu	Twardość HV 30	Odchylenie standardowe
1	200	2,0
2	201	1,2
3	202	0,9
4	207	2,4
5	205	2,0
6	206	0,4
7	216	11,0
8	215	1,6
9	225	6,0

3. PODSUMOWANIE

Chropowatość zmierzona zarówno dla całej powierzchni (*Sa*) jak dla profilu (*Ra*) rośnie wraz z postępującym zużyciem narzędzia. Dla ostatnich punktów pomiarowych (7-9) wartości parametrów chropowatości oraz nierówności powierzchni widocznych zarówno na profilu jak i na topografii są niedopuszczalnie wysokie. Różnie w wysokości przekraczają 20 μm, co stanowi 20% głębokości skrawania, która wynosiła 100 μm.

Widoczny jest wzrost twardości materiału obrabianego wraz ze zużywaniem się narzędzia. Utwardzenie następuje na tyle głęboko, że można je zaobserwować podczas pomiaru twardości Vickersa (nie jest konieczny pomiar mikrotwardości).

Wyniki uzyskane zarówno z pomiarów chropowatości, jak i pomiarów twardości pokrywają się. Co więcej ocena optyczna obrobionej próbki daje podobne wnioski. Z parametrami zalecanymi przez producenta narzędzie umożliwia uzyskanie długości frezowania ok. 1200 mm bez wyraźnie widocznego negatywnego wpływu na powierzchnię obrobioną.

LITERATURA

[1] BROEL-PLATER B., WASZCZUK P., KOBYŁKIEWICZ A., *System diagnostyki procesu mikroskrawania.* W: Napędy i sterowanie, 6, 2011, 32–35.
[2] DUCOBU F., FILIPPI E., RIVIÈRE-LORPHÈVRE E., *Chip Formation and Minimum Chip Thickness in Micro-milling*,.W: Proceedings of the 12th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations, 2009, 339–346.
[3] KAI LIU, SHREYES N. MELKOTE, *Finite element analysis of the influence of tool edge radius on size effect in orthogonal micro-cutting process*, W: International Journal of Mechanical Sciences*,* 49, 2007, 650–660
[4] MATUSZAK M., WASZCZUK P., *Experimental sensor system implementation for selected micromilling-related parameters.* W: Zeszyty Naukowe Akademii Morskiej w Szczecinie, 31, 103, 2012, 134–139.
[5] WOON K.S., RAHMAN M., FANG F.Z., NEO K.S., LIU K.: *Investigations of tool edge radius effect in micromachining: A FEM simulation approach*. W: Journal of materials processing technology, 195, 2008, 204–211.
[6] YUAN Z. J., ZHOU M., DONG S*, Effect of diamond tool sharpness on minimum cutting thickness and cutting surface integrity ultraprecision machining.* W: Journal of Materials Processing Technology, 62(4), 1996, 327–330.

MICRO-MILLING TOOL DURABILITY EVALUATION AND ITS IMPACT ON MACHINED SURFACE

The paper presents an attempt to explain influence of the tool wear on a surface hardness and quality in the micro-milling process. Due to a high tool cutting edge radius compared to the thickness of material to be removed in the micro-milling ploughing can occur. Higher ploughing participation, which is a result of a tool wear can cause increase of machined surface hardness. Moreover tool wear can affect surface quality. Evaluation of tool durability is based on machined surface hardness and quality.

Key words: micro-machining, tool durability, ploughing, surface quality

ANALIZA WPŁYWU INHIBITORÓW WZROSTU NA TRWAŁOŚĆ OSTRZY SKRAWAJĄCYCH Z NANOWĘGLIKÓW SPIEKANYCH WYTWARZANYCH METODĄ PPS

Piotr SIWAK, Maciej Jan KUPCZYK[1]

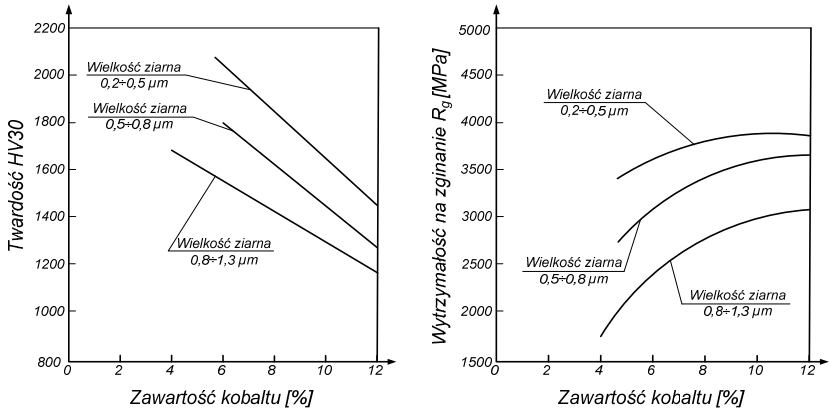
1. WSTĘP

Węgliki spiekane typu WC-Co są powszechnie stosowane na ostrza skrawające oraz różne elementy części maszyn. Głównym składnikiem węglików spiekanych jest węglik wolframu WC. Metalem wiążącym jest najczęściej kobalt Co. Wybór kobaltu nie jest przypadkowy. Odznacza się on bowiem dużą wytrzymałością za zginanie, bardzo dobrze przewodzi ciepło, ma wysoką temperaturę topnienia 1764 K oraz co istotne ma bardzo dobrą zwilżalność z węglikami. Węgliki typu WC-Co wykazują dużą odporność na działanie wysokiej temperatury. Do temperatury 1273 K nie tracą znacznie swej twardości i odporności na ścieranie. Zastosowanie jako dodatku do węglika typu WC-Co węglika tytanu (TiC), istotnie zwiększa jego odporność na ścieranie kosztem natomiast zmniejszenia ciągliwości. Dodatek węglika tytanu pozwala ponadto na znaczne zmniejszenie skłonności węglików spiekanych do zużycia adhezyjnego podczas obróbki niektórych gatunków stali. Nowsze gatunki węglików spiekanych oprócz dodatku TiC zawierają również węglik tantalu (TaC) i węglik niobu (NbC). Dodatek węglika tantalu zwiększa twardość, a zarazem wytrzymałość na zginanie w wysokiej temperaturze skrawania. Dodatkowo podczas procesów spiekania zachodzi niekorzystny rozrost ziaren. Można to ograniczyć poprzez zastosowanie dodatków w postaci inhibitorów wzrostu takich jak węglik tantalu i niobu oraz węglik chromu Cr_3C_2 [1,2,7].

Rozmiar ziarna WC obok zawartości kobaltu ma olbrzymi wpływ na właściwości ostrzy z węglików spiekanych, a szczególnie na ich wytrzymałość na zginanie i twardość (rys. 1).

Jednym ze sposobów modyfikacji właściwości węglików spiekanych jest zmniejszenie rozmiaru ziaren, co pozwala na znaczny wzrost właściwości mechanicznych. Gdy średnica cząstek WC jest większa niż 1,5 μm (1500 nm) obserwuje się wzrost wytrzymałości na zginanie i spadek twardości ostrza z węglika

[1] Politechnika Poznańska, Instytut Technologii Mechanicznej, ul. Piotrowo 3, 60-965 Poznań.



Rys. 1. Wpływ zawartości kobaltu i wielkość ziarna WC na: a) twardość *HV30*, b) wytrzymałość na zginanie R_g, węglików spiekanych typu WC-Co (opracowano na podstawie [1,2])

spiekanego oraz wzrost rozmiarów ziaren węglika wolframu. Gdy natomiast średnica ziaren WC jest mniejsza niż 1,5 μm (1500 nm) widoczny jest jednoczesny wzrost wytrzymałości na zginanie i twardości ostrza z węglika spiekanego, tym większy, im ziarno WC jest mniejsze. Dodatkowe zastosowanie inhibitorów wzrostu TaC-NbC oraz Cr_3C_2 pozwala na ograniczenie i zahamowanie wzrostu ziaren oraz na podniesienie temperatury procesu spiekania [1,2,7,10].

W pracy przedstawiono wyniki porównawczych badań zużycia i trwałości nanowęglików spiekanych bez i z inhibitorami wzrostu w postaci TaC-NbC oraz Cr_3C_2.

2. METODYKA BADAŃ

2.1. PROCES PRZYGOTOWANIA I WYTWARZANIA PŁYTEK Z NANOWĘGLIKÓW SPIEKANYCH

W badaniach zastosowano mieszaniny nanoproszków proszków WC-5% wag. Co o czystości 99,9% oraz inhibitora wzrostu TaC-NbC o czystości 99,6% w ilościach 0,5%, 2,5% i 4,5% wag. oraz Cr_3C_2 o czystości 99,9% w ilościach 0,3%, 0,6%, 0,9% wag. Proszki zostały wyprodukowane i dostarczone przez firmę Inframat Advanced Materials, USA (rys. 2).

Proces mieszania nanoproszków WC-5Co wraz z inhibitorami TaC-NbC i Cr_3C_2 został przeprowadzony w młynie kulowym typu Classic ZXT 20.

W przedstawianych badaniach dotyczących spiekania nanoproszków WC-5% wag. Co oraz inhibitorów wzrostu TaC-NbC oraz Cr_3C_2 zastosowano metodę zwaną impulsowo-plazmowym spiekaniem (PPS – *Pulse Plasma Sintering*), która została opracowana przez Zespół Wydziału Inżynierii Materiałowej Politechniki Warszawskiej (rys. 5) [9,12,15].

a)

Inframat® Advanced Materials™

Tungsten Carbide-Cobalt WC-5%Co

Nano Composite Powder

Catalog # 74N-062705
Lot # IMCMC49WCC5
Purity 99.9% (metal basis)
WC grain size 40-80 nm, wet chemically synthesized, WC & Co molecularly mixed, agglomerated, flowable powder, for press-and-sintering
Net Wt. kg

www.advancedmaterials.us
151 Progress Drive
Manchester CT 06042
tel: (860) 432-3177
fax: (860) 432-3722

b)

Inframat® Advanced Materials™

Tantalum Carbide-Niobum Carbide

(80:20) Powder (TaC-NbC)

Catalog # 7341R-0680
Lot #
Purity 99.6% (metal basis)
average particle size (APS) 2-5 µm,
Ta 71.0 ±1.5%, Nb 20.6 ±1.0%, total
C 7.2 ±0.5%, free C ≤0.15%, O <0.2%
Net Wt. kg

www.advancedmaterials.us
151 Progress Drive
Manchester CT 06042
tel: (860) 432-3177
fax: (860) 432-3722

c)

Inframat® Advanced Materials™

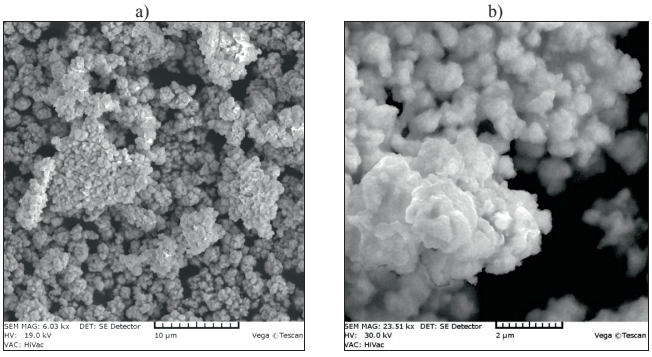
Chromium Carbide

(Cr_3C_2) Powder

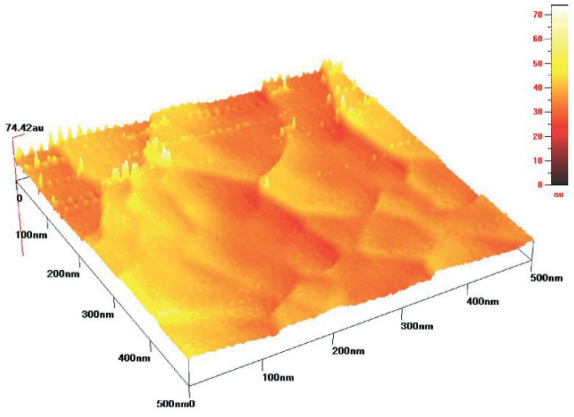
Catalog # 24R-0601
Lot # IAM6129CRC
Purity 99.9% (metal basis)
average particle **size (APS) <6 µm**, total
C ?12.5%, free C <0.3%, O <0.2%
Net Wt. kg

www.advancedmaterials.us
151 Progress Drive
Manchester CT 06042
tel: (860) 432-3177
fax: (860) 432-3722

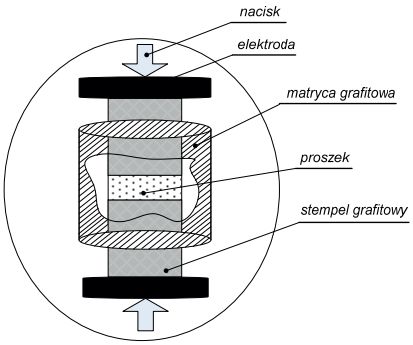
Rys. 2. Charakterystyka otrzymanych od producenta proszków z węglika wolframu i kobaltu WC-Co, dodatku w postaci węglików tantalu i niobu TaC-NbC oraz węglika chromu Cr_3C_2



Rys. 3. Obrazy SE aglomeratów składających się z ziaren nanoproszków WC-Co wykonane przy powiększeniach wynoszących około: a) x6000, b) x23000 [6]

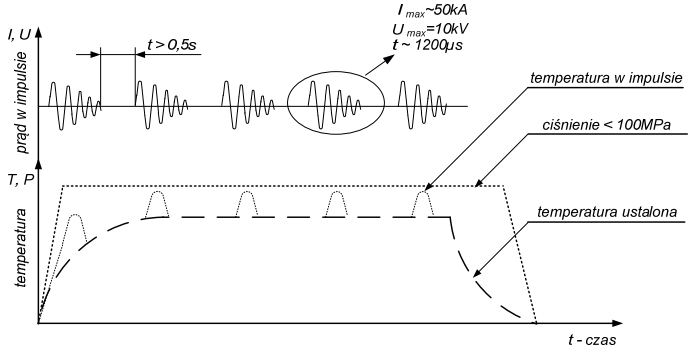


Rys. 4. Zdjęcie aglomeratów ziaren nanoproszków WC-Co wykonane na mikroskopie AFM- 3D



Rys. 5. Widok matrycy grafitowej oraz spiekanego proszku (opracowanie na podstawie [9,12])

Metoda ta polega na tym, że do spiekanego proszku, który umieszczony jest w matrycy między dwoma stemplami doprowadzana jest energia elektryczna z baterii kondensatorów o pojemności 200 μF i ładowanej do napięcia wynoszącego maksymalnie 10 kV [11,14]. Użycie kondensatorów jako źródła energii elektrycznej pozwala na otrzymanie okresowo powtarzanych impulsów prądu o czasie trwania wynoszącym kilkaset milisekund [11,14]. Ten właśnie impulsowy charakter dostarczania energii w celu konsolidacji proszku powoduje, że temperatura w czasie przepływu prądu impulsowego jest wyższa niż ustalona temperatura spiekania. Na rysunku 6 przedstawiono w sposób schematyczny zmiany temperatury w czasie spiekania proszku w procesie PPS.



Rys. 6. Schemat grzania proszku w procesie spiekania impulsowo-plazmowego PPS (opracowano na podstawie [9,11,12])

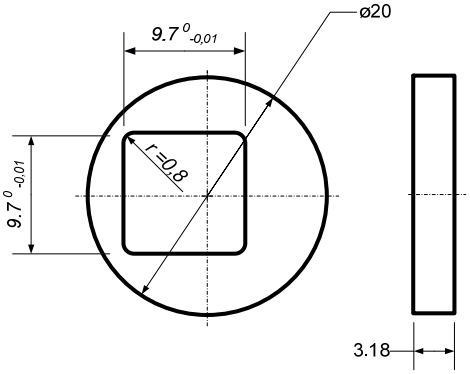
W badaniach zastosowano płytki skrawające z:
- nanowęglików spiekanych typu WC-5Co,
- nanowęglików spiekanych typu WC-5% wag. Co z dodatkiem TaC-NbC w ilości 0,5, 2,5, 4,5% wag.,
- nanowęglików spiekanych typu WC-5% wag. Co z dodatkiem Cr_3C_2 w ilości 0,3, 0,6, 0,9%wag.

W tabeli 1 zamieszczono charakterystykę składu chemicznego materiałów płytek skrawających zastosowanych w badaniach.

Tabela 1. Charakterystyka materiałów płytek skrawających

Rodzaj próbki	Skład chemiczny w [% wag.]			
	WC	Co	TaC-NbC	Cr_3C_2
Nanowęgliki spiekane typu WC-5Co	95	5	–	–
Nanowęgliki spiekane typu WC-Co z dodatkiem TaC-NbC	91	4,5	4,5	–
	92	5,5	2,5	–
	93,5	6	0,5	–
Nanowęgliki spiekane typu WC-Co z dodatkiem Cr_3C_2	94,145	4,955	–	0,9
	94,430	4,970	–	0,6
	94,715	4,985	–	0,3

Nanowęgliki spiekane typu WC-Co wraz z inhibitorami wzrostu były spiekane w temperaturze wynoszącej ok. 1530 K i czasie spiekania wynoszącym 300 s. Próbki były wytwarzane w postaci krążków o średnicy 20 mm. Następnie przy zastosowaniu elektrodrążarki drutowej wycinano prostopadłościenne płytki skrawające z nanowęglików spiekanych o wymiarach 9,7x9,7 mm o promieniu naroża r_ε = 0,8 mm (rys. 7). Wycięte płytki następnie w wyniku szlifowania powierzchni natarcia uzyskały grubość 3,18 mm (rys. 8).



Rys. 7. Widok wyciętej prostopadłościennej płytki z nanowęglika spiekanego

Tak przygotowane płytki zostały poddane badaniom zużycia i trwałości w procesie toczenia wzdłużnego na tokarce konwencjonalnej typu TKC 140.

Podczas badań zużycia i trwałości zastosowano następujące warunki obróbki:

– prędkość skrawania: v_c = 120 [m/min],

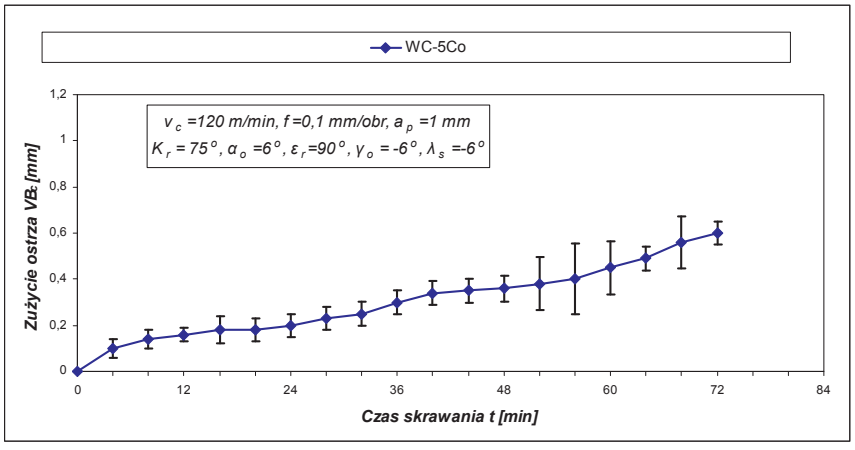


Rys. 8. Widok stanowiska badawczego wraz z szlifierką typu MVM LA 500

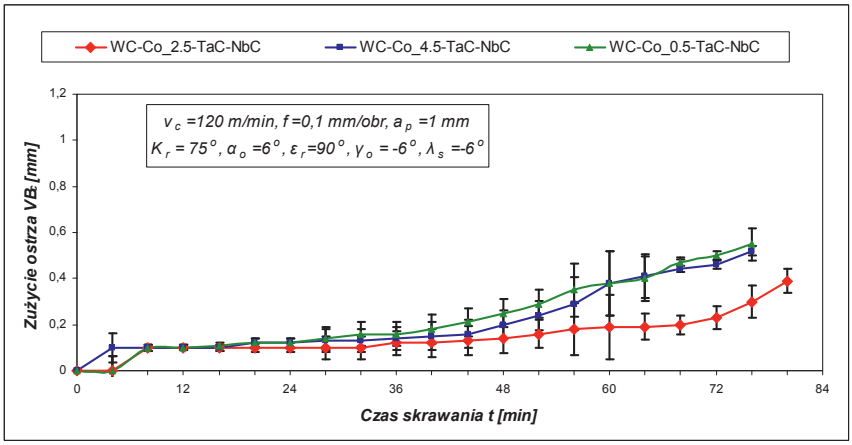
– posuw $f = 0{,}1$ [mm/obr],
– głębokość skrawania $a_p = 1$ [mm],
– materiał obrabiany stal austenityczna kwasoodporna wg PN 1H18N9T (1.4541 wg PN-EN).

3. WYNIKI BADAŃ

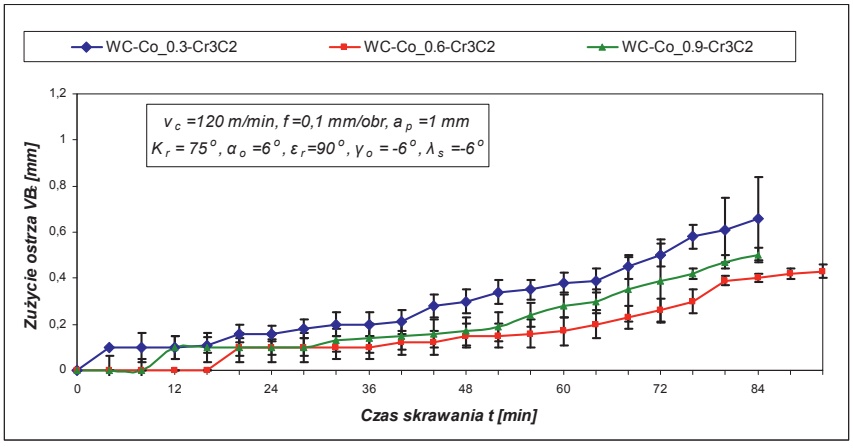
Graficzną interpretację wyników pomiarów zużycia płytek z nanowęglików spiekanych typu WC-5Co wraz z inhibitorami wzrostu WC-5Co+TaC-NbC i WC-5Co+Cr_3C_2 przy obróbce stali austenitycznej kwasoodpornej EN 1.4541 przestawiono na rys. 9–11. Wartości VB_c są średnimi wartościami zużycia z czterech naroży każdej z badanych płytek.



Rys. 9. Wykres zużycia ostrzy skrawających z nanowęglików spiekanych typu WC-5Co



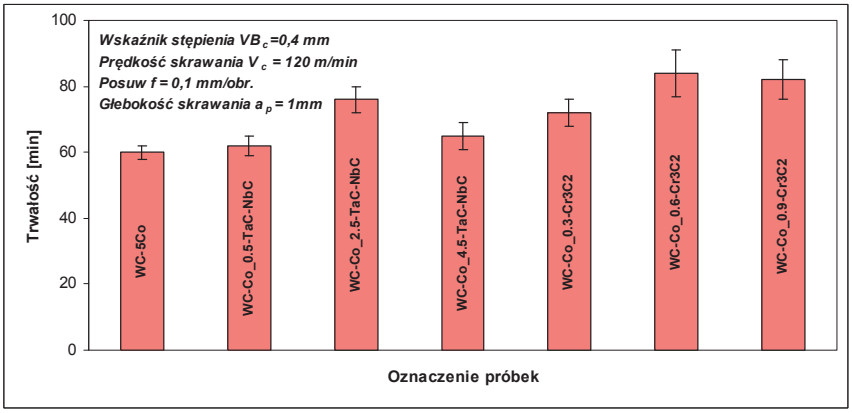
Rys. 10. Wykres zużycia ostrzy skrawających z nanowęglików spiekanych typu WC-Co_2.5-TaC-NbC, WC-Co_4.5-TaC-NbC, WC-Co_0.5-TaC-NbC wytwarzanych metodą PPS



Rys. 11. Wykres zużycia ostrzy skrawających z nanowęglików spiekanych typu WC-Co_0.3-Cr_3C_2, WC-Co_0.6-Cr_3C_2, WC-Co_0.9-Cr_3C_2 wytwarzanych metodą PPS

Na podstawie wyników badań zużycia określono trwałość ostrzy skrawających dla wskaźnika stępienia VB_c = 0,4 mm (rys. 12).

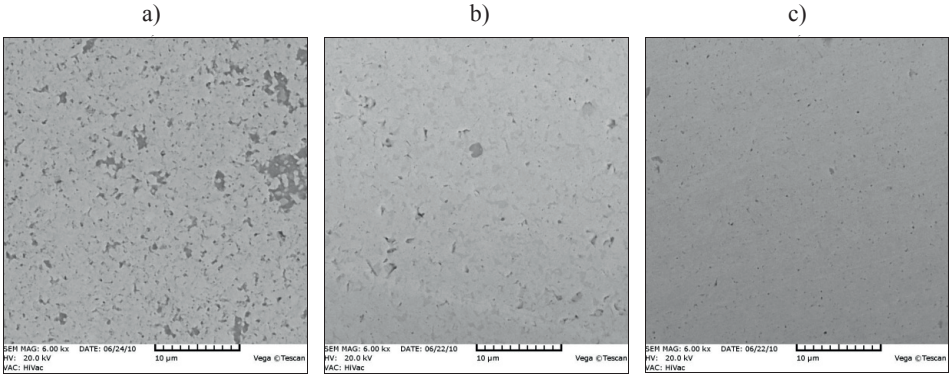
W celu interpretacji wyników badań zużycia i trwałości ostrzy skrawających z nanowęglików spiekanych przeprowadzono pomiary twardości na twardościomierzu Vickersa typu cyfrowego FV-700. Wykonano obrazy BSE zgładów wykonane na mikroskopie skaningowym typu Vega TESCAN.



Rys. 12. Wyniki badań trwałości ostrzy skrawających z nanowęglików spiekanych typu WC-5Co, WC-Co+TaC-NbC oraz WC-Co+Cr_3C_2 wytwarzanych metodą PPS

Tabela 2. Charakterystyka materiałów płytek skrawających oraz wyniki pomiarów twardości [8]

Rodzaj próbki	Skład chemiczny w [% wag.]				Twardość [HV 30]
	WC	Co	TaC-NbC	Cr_3C_2	
Nanowęgliki spiekane typu WC-5Co	95	5	–	–	1900
Nanowęgliki spiekane typu WC-Co z dodatkiem TaC-NbC	91	4,5	4,5	–	1920
	92	5,5	2,5	–	1993
	93,5	6	0,5	–	1910
Nanowęgliki spiekane typu WC-Co z dodatkiem Cr_3C_2	94,145	4,955	–	0,9	2055
	94,430	4,970	–	0,6	2298
	94,715	4,985	–	0,3	1987



Rys. 13. Obrazy zgładów BSE nanowęglików spiekanych typu: a) WC-5Co, b) WC-Co+TaC-NbC, c) WC-Co+Cr_3C_2 wytworzonych metodą Pulse Plasma Sintering

4. WNIOSKI

Podsumowując przedstawione w opracowaniu wyniki badań dotyczące analizy wpływu inhibitorów wzrostu na zużycie i trwałość nanowęglików spiekanych typu WC-5Co, WC-Co+TaC-NbC oraz Cr_3C_2 wytworzonych metodą PPS (*Pulse Plasma Sintering)* należy stwierdzić, że:

– wpływ inhibitorów wzrostu w postaci TaC-NbC w ilości 2,5% wag. ma istotny wpływ na trwałość ostrzy skrawających z nanowęglików spiekanych. Stwierdzono, że zwiększa on trwałość płytek o ok. 20% w porównaniu z płytkami z nanowęglików spiekanych bez tego dodatku,
– dodatek w postaci Cr_3C_2 w ilości 0,6%wag. najkorzystniej wpływa na zwiększenie trwałości ostrzy skrawających z nanowęglików spiekanych ponieważ trwałość wzrasta do ok. 35% w porównaniu do płytek z nanowęglików spiekanych bez tego dodatku podczas obróbki stali austenitycznej kwasoodpornej,
– nanowęgliki spiekane typu WC-Co+TaC-NbC oraz WC-Co+Cr_3C_2 mają większą twardość (ok. 2000 HV 30) w porównaniu z nanowęglikami węglikami typu WC-5Co (1900 HV 30).

PODZIĘKOWANIA

Autorzy pracy składają podziękowanie za finansowe wsparcie Ministerstwa Nauki i Szkolnictwa Wyższego udzielone na realizację projektu badawczego Nr N N503 147734 (decyzja nr: 1477/B/T02/2008/34) oraz prof. A. Michalskiemu i dr. M. Rosińskiemu z Politechniki Warszawskiej za pomoc przy wytwarzaniu płytek.

LITERATURA

[1] CICHOSZ P., *Narzędzia skrawające*. Wydawnictwo Naukowo Techniczne, Warszawa 2006.
[2] DOBRZAŃSKI A., *Podstawy nauki o materiałach i metaloznawstwo. Materiały inżynierskie z podstawami projektowania materiałowego*. WNT, Warszawa 2002.
[3] GRZESIK W., Podstawy skrawania materiałów metalowych. WNT, Warszawa 1998.
[4] GROZA J.R., ZAVALIANGOS A., Mater. Sci. Eng. A287, 2000, 171.Geguzin J.E., Fizyka spiekania, Nauka, Moskwa, 1984.
[5] JAROSZEWICZ J., MICHALSKI A., J. Europ. Ceram. Soc. 26, 2006, 247–2430.
[6] KUPCZYK M., *Ostrza skrawające z twardymi i supertwardymi powłokami. Wytwarzanie – Badanie – Eksploatacja*. Wyd. Politechniki Poznańskiej, Poznań, 2005.
[7] KUPCZYK M., *Wytwarzanie eksploatacja narzędzi skrawających z powłokami przeciwzużyciowymi.* Wyd. Politechniki Poznańskiej, Poznań, 2009.
[8] KUPCZYK M. J., MICHALSKI A., ŻUREK J., ROSIŃSKI M., SIWAK P., Raport z projektu badawczego MNiSW pt. *„Badania właściwości technologicznych i eksploatacyjnych ostrzy skrawających z nanowęglików spiekanych wytworzonych przy użyciu plazmy impulsowej”,* Poznań, 2011.

[9] MAZIARZ W., LEJKOWSKA M., MICHALSKI A., DUTKIEWICZ J., Journal of Microscopy, 224, 2006, 42–45.
[10] MICHALSKI A., SIEMIASZKO D., International Journal of Refractory Metals & Hard Materials, 25, 2007, 153–158.
[11] MICHALSKI A., SIEMIASZKO D., ROSIŃSKI M., JAROSZEWICZ J., Inżynieria Materiałowa, 5, 2005, 327–329.
[12] MICHALSKI A., ROSIŃSKI M., SIEMIASZKO D., JAROSZEWICZ J., KURZYDŁOWSKI K. J., Solid State Phenomena, 114, 2006, 239–244.
[13] NOWACKI J., *Spiekanie metale i kompozyty z osnową metaliczną*. Warszawa, WNT, 2005.
[14] ROSIŃSKI M., MICHALSKI A., Solid State Phenomena, 114, 2006, 233–238.
[15] SIWAK P., *Badania właściwości technologicznych i eksploatacyjnych ostrzy skrawających z nanowęglików wytworzonych przy użyciu plazmy impulsowej* (maszynopis, 214 stron), Poznań 2012.
[16] WYSIECKI M., *Nowoczesne materiały narzędziowe*. Warszawa, WNT, 1997.

ANALYSIS OF THE COMPONENTS ON DURABILITY OF CUTTING EDGES WITH NANONOCARBIDES PRODUCED BY PPS

The article presents the results of growth inhibitors were introduced to TaC-NbC and Cr_3C_2, wear and durability of cutting edge with a sintered nanocarbides WC-5% wg.Co. produce by PPS (Pulse Plasma Sintering) method, developed at the section of Materials Science and Engineering Warsaw University of Technology. The researches includes different amount growth inhibitors. The composite (nannocrystaline cemented carbides) obtained by sintering of a powder grains with a diameter from 50nm. Researches nanocarbides with the addition of growth inhibitors were characterized by a greater hardness and by significantly greater resistance to wear than without these additions.

Key words: indexable insert, sintered nanocarbides, PPS method

BADANIA TRWAŁOŚCI NANOWĘGLIKÓW SPIEKANYCH TYPU WC-5Co+TaC-NbC WYTWORZONYCH PRZY UŻYCIU PLAZMY IMPULSOWEJ

Piotr SIWAK, Maciej Jan KUPCZYK[1]

1. WSTĘP

Tworząc koncepcję badań ostrzy skrawających z nanowęglików spiekanych, kierowano się m.in. tym, że w literaturze [5,7,9,10] ukazują się coraz liczniejsze przykłady stosowania nanomateriałów narzędziowych wskazujące na to, że posiadają one często dużo lepsze właściwości użytkowe niż konwencjonalne materiały narzędziowe. Duże zainteresowanie nanomateriałami narzędziowymi wynika z faktu, że coraz częściej stosuje się nowe materiały konstrukcyjne o podwyższonych właściwościach mechanicznych, zwiększonej odporności na zużycie w warunkach tarcia, jak też na oddziaływanie wysokiej temperatury i czynników korozyjno-erozyjnych. Tendencja ta wynika ze stale rosnących wymagań eksploatacyjnych maszyn i urządzeń. Nowe tworzywa konstrukcyjne, charakteryzujące się korzystnymi właściwościami użytkowymi, sprawiają jednak wiele poważnych problemów podczas ich obróbki. Skrawanie ich pociąga za sobą wysokie koszty, będące rezultatem małej wydajności obróbki oraz intensywnego zużycia narzędzi skrawających [4,5,13].

2. METODYKA BADAŃ

2.1. PROCES PRZYGOTOWANIA I WYTWARZANIA PŁYTEK Z NANOWĘGLIKÓW SPIEKANYCH

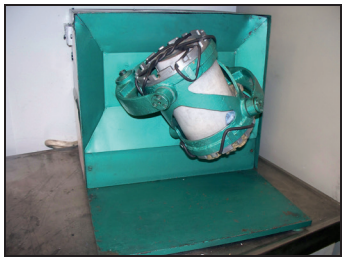
W badaniach zastosowano mieszaniny nanoproszków proszków WC-5% wag. Co o czystości 99,9% oraz dodatku w postaci TaC-NbC o czystości 99,6% w ilościach 0,5%, 2,5% i 4,5% wag. Proszki zostały wyprodukowane i dostarczone przez firmę Inframat Advanced Materials, USA (rys.1).

[1] Politechnika Poznańska, Instytut Technologii Mechanicznej, ul. Piotrowo 3, 60-965 Poznań.



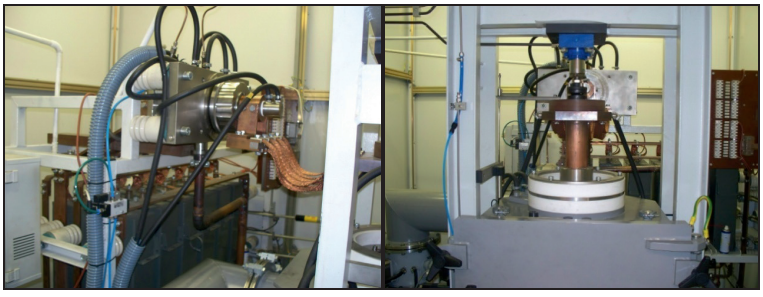
Rys. 1. Opakowania z nanoproszkami WC-Co oraz TaC-NbC

Proces mieszania nanoproszków WC-5Co wraz z dodatkiem TaC-NbC został przeprowadzony w młynie kulowym, który przedstawiono na rys. 2.



Rys. 2. Młyn kulowy typu Classic ZXT 20

W przedstawianych badaniach dotyczących spiekania nanoproszków WC-5% wag. Co+TaC-NbC zastosowano metodę zwaną impulsowo-plazmowym spiekaniem (PPS – *Pulse Plasma Sintering*), która została opracowana przez Zespół Wydziału Inżynierii Materiałowej Politechniki Warszawskiej (rys. 3) [3,4,10].



Rys. 3. Zdjęcia elementów urządzenia PPS do spiekania nanokrystalicznych proszków

2.2. RODZAJE PŁYTEK ZASTOSOWANYCH W BADANIACH PORÓWNAWCZYCH

W badaniach zastosowano płytki skrawające z:
- nanowęglików spiekanych typu WC-5Co+TaC-NbC,
- standardowych (konwencjonalnych) węglików spiekanych gatunku H10S, H20S, H15X uzyskanych w wyniku izostatycznego prasowania na gorąco.

W tabeli 1 zamieszczono charakterystykę płytek skrawających pod względem składu chemicznego oraz podano uzyskane wyniki badań gęstości i zagęszczenia względnego konwencjonalnych węglików spiekanych i nanowęglików spiekanych.

Tabela 1. Charakterystyka materiałów płytek skrawających [4]

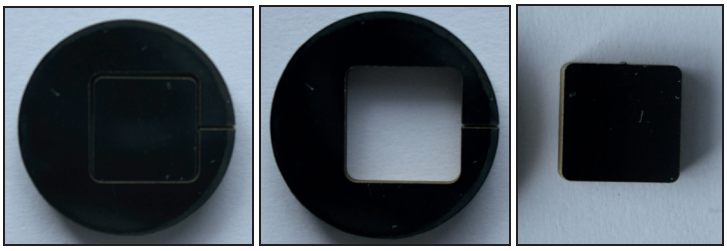
Rodzaj próbki	Skład chemiczny w [% wag.]			Gęstość [g/cm^3]	Zagęszczenie względne [%]
	WC	Co	TaC-NbC		
Nanowęgliki spiekane typu WC-5Co+TaC-NbC	91	4,5	4,5	15,3	100
	92	5,5	2,5		
	93,5	6	0,5		
Konwencjonalne węgliki spiekane	91	4,5	4,5	14,8	97,3
	92	5,5	2,5		
	93,5	6	0,5		

Tabela 2. Oznaczenia płytek z nanowęglików spiekanych i parametry procesu ich spiekania metodą PPS [4]

L.p.	Oznaczenie próbek	Zawartość TaC-NbC [%wag.]	Parametry procesu spiekania *PPS*	
			Temperatura [K]	Czas [s]
1	WC-5Co_2.1-TaC-NbC	0,5	1410	200
2	WC-5Co_2.2-TaC-NbC	2,5		500
3	WC-5Co_2.3-TaC-NbC	4,5		350
4	WC-5Co_2.4-TaC-NbC	0,5	1470	200
5	WC-5Co_2.5-TaC-NbC	2,5		500
6	WC-5Co_2.6-TaC-NbC	4,5		350
7	WC-5Co_2.7-TaC-NbC	0,5	1530	200
8	WC-5Co_2.8-TaC-NbC	2,5		500
9	WC-5Co_2.9-TaC-NbC	4,5		350

Nanowęgliki spiekane typu WC-5Co+TaC-NbC spiekane były z proszków o średniej średnicy ziaren wnoszącej ok. 50 nm.

Z walcowych próbek o średnicy 20 mm przy zastosowaniu elektrodrążarki drutowej wycinano prostopadłościenne płytki skrawające z nanowęglików spiekanych o wymiarach 9,7 x 9,7 mm o promieniu naroża r_ε = 0,8 mm (rys. 4). Wycięte płytki następnie w wyniku szlifowania powierzchni natarcia uzyskały grubość 3,18 mm.



Rys. 4. Widok prostopadłościennej płytki z nanowęglika spiekanego

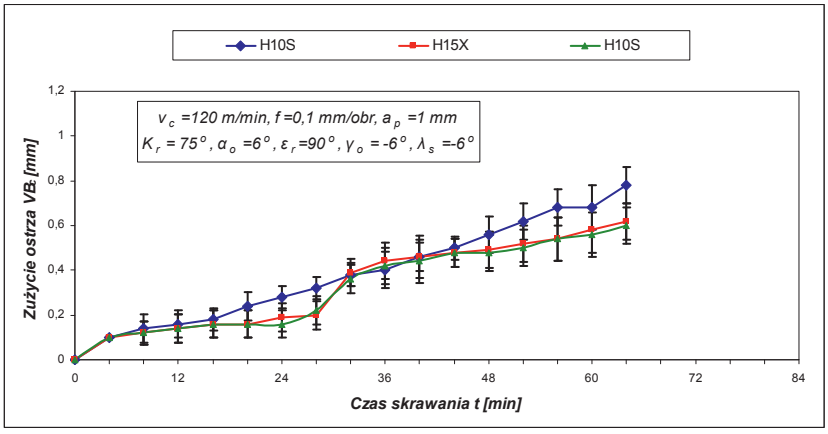
Tak przygotowane płytki zostały poddane badaniom zużycia i trwałości w procesie toczenia wzdłużnego na tokarce konwencjonalnej typu TKC 140.

Podczas badań zużycia i trwałości zastosowano następujące warunki obróbki:

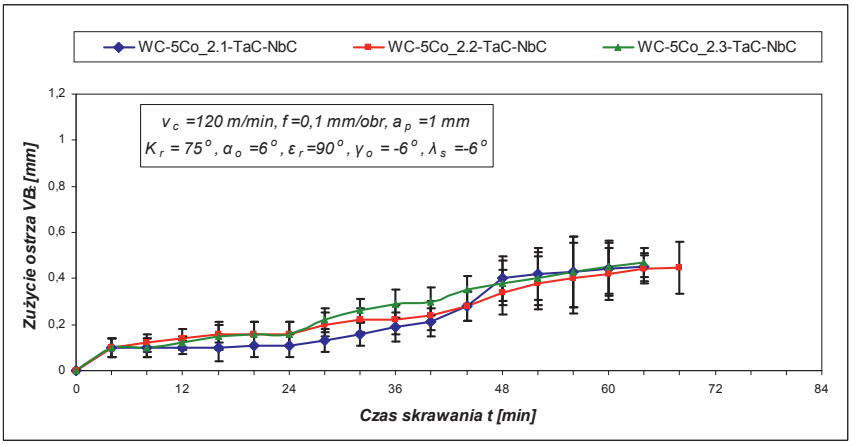
– prędkość skrawania v_c = 120 [m/min.],
– posuw f = 0,1 [mm/obr.],
– głębokość skrawania a_p = 1 [mm],
– materiał obrabiany stal austenityczna kwasoodporna wg PN 1H18N9T (1.4541 wg PN-EN).

3. WYNIKI BADAŃ

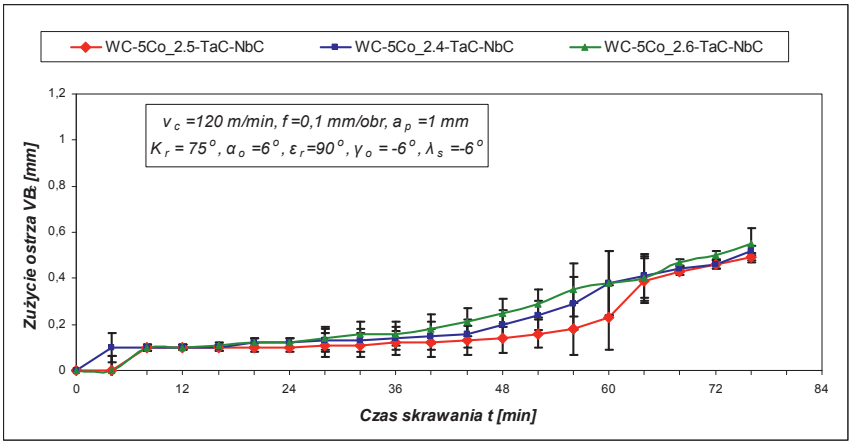
Graficzną interpretację wyników pomiarów zużycia płytek z nanowęglików spiekanych z dodatkiem proszków TaC-NbC oraz konwencjonalnych węglików spiekanych przy obróbce stali austenitycznej kwasoodpornej EN 1.4541 przestawiono na rys. 5–8. Wartości VB_c są średnimi wartościami tego wskaźnika zużycia z czterech naroży każdej z badanych płytek.



Rys. 5. Wykres zużycia ostrzy skrawających z konwencjonalnych węglików spiekanych typu H10S, H15X, H20S



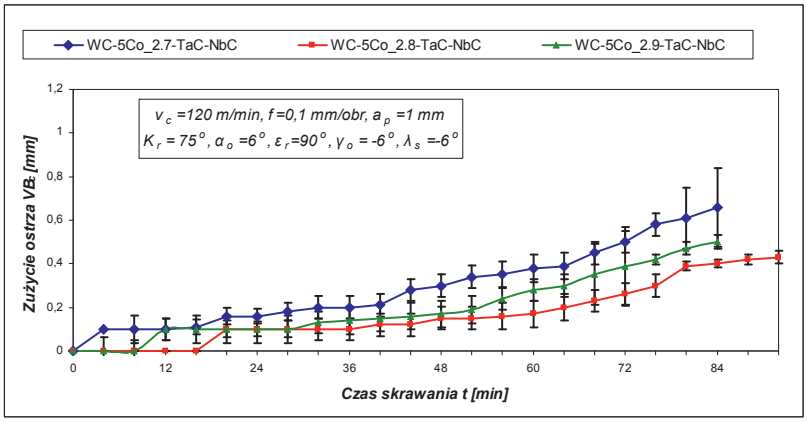
Rys. 6. Wykresy zużycia ostrzy skrawających z nanowęglików spiekanych typu WC-5Co_2. 1-TaC-NbC, WC-5Co_2.2-TaC-NbC, WC-5Co_2.3-TaC-NbC wytwarzanych metodą PPS



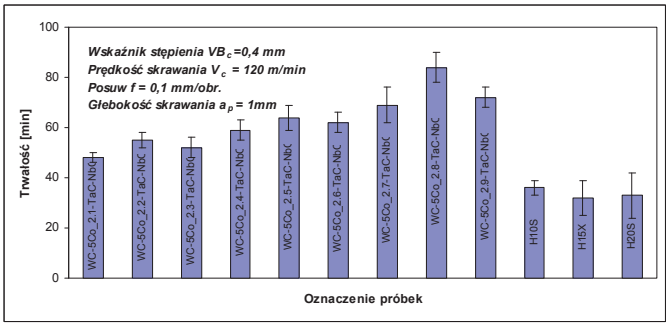
Rys. 7. Wykresy zużycia ostrzy skrawających z nanowęglików spiekanych typu WC-5Co_2. 5-TaC-NbC, WC-5Co_2.4-TaC-NbC, WC-5Co_2.6-TaC-NbC wytwarzanych metodą PPS

Na podstawie wyników badań zużycia określono trwałość ostrzy skrawających dla wskaźnika stępienia VB_c = 0,4 mm (rys. 9).

W celu interpretacji wyników badań zużycia i trwałości ostrzy skrawających płytki zostały poddane pomiarom twardości HV 30. Badania te przeprowadzono na twardościomierzu Vickersa typu cyfrowego FV-700 wspomaganego komputerowo sterowaniem ARS-90 oraz automatyczną głowicą pomiarową.



Rys. 8. Wykresy zużycia ostrzy skrawających z nanowęglików spiekanych typu WC-5Co_2. 7-TaC-NbC, WC-5Co_2.8-TaC-NbC, WC-5Co_2.9-TaC-NbC wytwarzanych metodą PPS



Rys. 9. Wyniki badań trwałości ostrzy skrawających z konwencjonalnych węglików spiekanych wytwarzanych metodą HP oraz nanowęglików spiekanych wytwarzanych metodą PPS

Tabela 3. Charakterystyka materiałów płytek skrawających oraz wyniki pomiarów twardości [4]

Próbka	Oznaczenie / typ	Skład chemiczny			Twardość [HV 30]
		WC [%]	Co [%]	TaC-NbC [%]	
Nanowęgliki spiekane	WC-5Co_2.1-TaC-NbC	94,5	5	0,5	1878
	WC-5Co_2.2-TaC-NbC	92,5	5	2,5	1919
	WC-5Co_2.3-TaC-NbC	90,5	5	4,5	1900
	WC-5Co_2.4-TaC-NbC	94,5	5	0,5	1923
	WC-5Co_2.5-TaC-NbC	92,5	5	2,5	1990
	WC-5Co_2.6-TaC-NbC	90,5	5	4,5	1987
	WC-5Co_2.7-TaC-NbC	94,5	5	0,5	1993
	WC-5Co_2.8-TaC-NbC	92,5	5	2,5	2296
	WC-5Co_2.9-TaC-NbC	90,5	5	4,5	2045
Węgliki spiekane	H15X	93,5	6	0,5	1550
	H10S	91	4,5	4,5	1650
	H20S	92	5,5	2,5	1550

4. WNIOSKI

Podsumowując przedstawione w opracowaniu wyniki badań dotyczące zużycia i trwałości nanowęglików spiekanych typu WC-5Co z dodatkiem TaC-NbC wytworzonych metodą PPS (*Pulse Plasma Sintering*) oraz katalogowych płytek z węglików spiekanych o podobnym składzie chemicznym należy stwierdzić, że:

– w porównaniu z płytkami katalogowymi, nanowęgliki wytworzone metodą PPS w temperaturze spiekania wynoszącej 1530 K i czasie wynoszącym 300 s charakteryzują się dwukrotnie większą trwałością oraz mniejszym zużyciem w procesie skrawania stali austenitycznych kwasoodpornych,
– nanowęgliki spiekane mają większą twardość (2296 HV 30) w porównaniu z węglikami katalogowymi (1650 HV 30).

PODZIĘKOWANIA

Autorzy pracy składają podziękowanie za finansowe wsparcie Ministerstwa Nauki i Szkolnictwa Wyższego udzielone na realizację projektu badawczego Nr N N503 147734 (decyzja nr: 1477/B/T02/2008/34) oraz prof. A. Michalskiemu i dr. M. Rosińskiemu z Politechniki Warszawskiej za pomoc przy wytwarzaniu płytek.

LITERATURA

[1] GROZA J.R., ZAVALIANGOS A., Adv. Mater. Sci. 5, 2003, 24.
[2] GROZA J.R., ZAVALIANGOS A., Mater. Sci. Eng. A287, 2000, 171.Geguzin J.E., Fizyka spiekania, Nauka, Moskwa, 1984.
[3] JAROSZEWICZ J., MICHALSKI A. J. Europ. Ceram. Soc. 26, 2006, 247–2430.
[4] KUPCZYK M. J., MICHALSKI A., ŻUREK J., ROSIŃSKI M., SIWAK P., Raport z projektu badawczego MNiSW pt. *„Badania właściwości technologicznych i eksploatacyjnych ostrzy skrawających z nanowęglików spiekanych wytworzonych przy użyciu plazmy impulsowej”* Poznań, 2011.
[5] KUPCZYK M., *Wytwarzanie eksploatacja narzędzi skrawających z powłokami przeciwzużyciowymi*. Wyd. Politechniki Poznańskiej, Poznań, 2009.
[6] LENEL F.V., JOM. 1955, 158.
[7] MAZIARZ W., MICHALSKI A., KURTYKA P., DUTKIEWICZ J., Rev. Adv. Mater. Sci. 8, 2004, 18–163.
[8] MAZIARZ W., LEJKOWSKA M., MICHALSKI A., DUTKIEWICZ J., Journal of Microscopy, 224, 2006, 42–45.
[9] MICHALSKI A., SIEMIASZKO D., International Journal of Refractory Metals & Hard Materials 25, 2007, 153–158.
[10] MICHALSKI A., SIEMIASZKO D., ROSIŃSKI M., JAROSZEWICZ J., Inżynieria Materiałowa, 5, 2005, 327–329.
[11] MICHALSKI A., ROSIŃSKI M., SIEMIASZKO D., JAROSZEWICZ J., KURZYDŁOWSKI K. J., Solid State Phenomena, 114, 2006, 239–244.
[12] ROSIŃSKI M., MICHALSKI A., Solid State Phenomena, 114, 2006, 233–238.

[13] SIWAK P., *Badania właściwości technologicznych i eksploatacyjnych ostrzy skrawających z nanowęglików wytworzonych przy użyciu plazmy impulsowej* (maszynopis, 214 stron), Poznań 2012.
[14] TAYLOR G.F., US Patent No. 1896 854, Feb. 7, 1933.
[15] WYSIECKI M., *Nowoczesne materiały narzędziowe*. Warszawa, WNT, 1997.

RESEARCHES DURABILITY OF NANOCARBIDES TYPE WC-5CO+TAC-NBC PRODUCED BY PULSE PLASMA METHOD

The article presents the results of wear and durability of cutting tool (multi-fluted inserts) with a sintered nanocarbides WC-5% wg.Co+TaC-NbC. The plates were sintered by the pulsed plasma. Studies have shown that nanocrystalline cemented carbides with an average grain size of 50 nm produced by the PPS because of the much higher hardness (2300 HV30) than standard carbide with the same chemical composition the hardness of 1650 HV30, are characterized by significantly greater resistance to wear, in the cutting process of austenitic stainless steel EN 1.4541 steel.

Key words: indexable insert, sintered nanocarbides, PPS method

BADANIA TRWAŁOŚCI PŁYTEK SKRAWAJĄCYCH TYPU WIPER

Wojciech STACHURSKI, Stanisław MIDERA[1]

1. WSTĘP

Wzrost wydajności i obniżenie kosztów wytwarzania przy jednoczesnym uzyskaniu wysokiej jakości produktów, to jedno z najważniejszych zadań stawianych przy opracowywaniu nowych technologii i środków produkcji. Mając to na uwadze firmy narzędziowe stale udoskonalają swoje produkty zmieniając materiały narzędziowe, oferując nowe powłoki na ostrza oraz modyfikując geometrię ostrzy płytek skrawających. Umożliwia to zwiększenie parametrów skrawania, które w liniowy sposób wpływają na wydajność obróbki [7].

Jednym z takich rozwiązań są płytki ostrzowe dogładzające z geometrią naroża typu Wiper [2,3,4,6,9]. W płytkach tego typu zmodyfikowano tradycyjne naroże promieniowe tak, że fragmenty krawędzi bezpośrednio kształtujące powierzchnię obrabianą mają znacznie większy promień zaokrąglenia lub są prostoliniowe. Dzięki temu, zwiększając dwukrotnie posuw, można uzyskiwać wartości niektórych parametrów chropowatości jak przy skrawaniu płytką tradycyjną.

Jednocześnie, zachowanie tego samego posuwu pozwala, według danych producentów [9], na dwukrotne zmniejszenie chropowatości obrobionej powierzchni. W efekcie tego w wielu przypadkach istnieje możliwość eliminacji kosztownych procesów obróbki ściernej. Według danych producentów narzędzi, oprócz poprawienia jakości powierzchni uzyskuje się także odchyłki okrągłości przedmiotu obrabianego porównywane ze szlifowaniem.

Należy także pamiętać, że istotnym czynnikiem wpływającym na chropowatość powierzchni obrobionej jest postępujące w czasie zużycie ostrza, zwłaszcza to pojawiające się na powierzchni przyłożenia [5,6]. Powoduje ono stopniowe pogarszanie się jakości powierzchni obrobionej, w szczególności jej chropowatości, wzrost temperatury skrawania, sił skrawania itp. W praktyce, jako wskaźnik charakterystyczny zużycia, przyjmowany jest więc wskaźnik zużycia na powierzchni przyłożenia *VB*, a jego zmiany dają pogląd o zdolnościach skrawnych ostrza.

W związku z powyższym istotne jest sprawdzenie w jakim stopniu zużycie narzędzia wpływa na chropowatość powierzchni obrobionej, w zależności od

[1] Politechnika Łódzka, Instytut Obrabiarek i TBM, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź.

rodzaju użytej płytki skrawającej i parametrów skrawania. W Instytucie Obrabiarek i TBM Politechniki Łódzkiej przeprowadzono próby toczenia płytkami skrawającymi typu Wiper oraz, dla porównania, płytkami o narożu promieniowym.

Poniżej przedstawiono badania trwałości płytek skrawających typu Wiper oraz wpływu zużycia na chropowatość powierzchni obrobionej dla wybranych warunków obróbki.

2. WARUNKI BADAŃ EKSPERYMENTALNYCH

Badania eksperymentalne podzielono na dwie części: wstępną i zasadniczą.

W części wstępnej rejestrowano wartości parametru chropowatości *Ra* uzyskane podczas toczenia wzdłużnego płytkami skrawającymi o tradycyjnej geometrii oraz płytkami typu Wiper.

Próbki były wykonane ze stali węglowej do ulepszania cieplnego C45 w stanie normalizowanym (twardość 17–19 HRC). Toczenie przeprowadzono na tokarce numerycznej Haas SL10. Jako narzędzia użyto składanego noża tokarskiego do toczenia zewnętrznego firmy Sandvik (PTGNR 2020 K16 – wg norm ISO) [9]. W układzie narzędzia kąt przystawienia wynosi $\kappa_r = 91°$, zaś kąt przyłożenia $\alpha_n = 0°$. W oprawce mocowano dwa rodzaje płytek skrawających wykonanych z węglików spiekanych GC4215 z obszaru zastosowania P15–P20 [9]. Dla każdego rodzaju zastosowano dwie płytki o różnych promieniach naroża r_ε:

– płytki o tradycyjnej geometrii
  a) TNMG 16 04 04 PF ($r_\varepsilon = 0{,}4$ mm),
  b) TNMG 16 04 08 PF ($r_\varepsilon = 0{,}8$ mm),
– płytki dogładzające o geometrii Wiper
  a) TNMX 16 04 04 WF ($r_\varepsilon = 0{,}4$ mm),
  b) TNMX 16 04 08 WF ($r_\varepsilon = 0{,}8$ mm).

Badania realizowano dla parametrów zestawionych w tabeli 1. Parametry zostały wybrane na podstawie wcześniejszych prac prowadzonych przez autorów oraz danych producenta [8–11]. Zastosowano także dwie prędkości skrawania spoza zakresu zalecanego przez firmę Sandvik ($v_{c1} = 600$; $v_{c5} = 300$).

Badania prowadzono z udziałem cieczy obróbkowej w trybie obfitym (WM – ang. Wet Machining) oraz bez udziału cieczy obróbkowej (DM – ang. Dry Machining). Jako konwencjonalną ciecz obróbkową zastosowano emulsję Blasocut firmy Blaser Swisslube dostarczaną w strefę obróbki z wydatkiem 5 l/min.

Do oceny chropowatości użyto profilometru T8000 firmy Hommelwerke. Do porównywania zastosowano parametr chropowatości *Ra*, powszechnie stosowany do opisu chropowatości w warunkach przemysłowych [1]. Odcinek pomiarowy L_t wynosił 4,8 mm i składał się z 6 odcinków elementarnych $L_c = 0{,}8$ mm. Dla każdej mierzonej powierzchni wykonano trzy pomiary. Wartość średnia z tych pomiarów była podawana jako wartość parametru chropowatości mierzonej próbki.

Tabela1. Parametry skrawania we wstępnej części badań

prędkość skrawania v_c [m/min]	v_{c1}= 600; v_{c2}= 550; v_{c3}= 475; v_{c4}= 415; v_{c5}= 300
posuw f [mm/obr]	f_1 = 0,1; f_2 = 0,2; f_3 = 0,3
głębokość skrawania a_p [mm]	a_p = 1
długość drogi skrawania l [mm]	l = 20

Nr próby	Parametry	Nr próby	Parametry	Nr próby	Parametry
1	v_{c1} f_1 a_p	6	v_{c3} f_1 a_p	11	v_{c3} f_3 a_p
2	v_{c1} f_3 a_p	7	v_{c3} f_2 a_p	12	v_{c5} f_1 a_p
3	v_{c2} f_1 a_p	8	v_{c3} f_3 a_p	13	v_{c5} f_3 a_p
4	v_{c2} f_2 a_p	9	v_{c4} f_1 a_p		
5	v_{c2} f_3 a_p	10	v_{c4} f_2 a_p		

Tabela2. Warunki obróbki w zasadniczej części badań

prędkość skrawania v_c [m/min]	v_{c1} = 600; v_{c4} = 415
posuw f [mm/obr]	f_1 = 0,1
głębokość skrawania a_p [mm]	a_p = 1
bez udziału cieczy obróbkowej	

Nr próby	Parametry	Rodzaj parametrów	Rodzaj płytki
1’	v_{c1} f_1 a_p	na podstawie badań wstępnych	TNMX 16 04 08 WF
2’	v_{c1} f_1 a_p		TNMG 16 04 08 PF
3’	v_{c4} f_1 a_p	zalecane przez producenta	TNMX 16 04 08 WF
4’	v_{c4} f_1 a_p		TNMG 16 04 08 PF

Na podstawie zebranych wyników wskazano warunki obróbki zapewniające uzyskanie najmniejszej chropowatości (tabela 2 – nr próby 1’ i 2’) dla każdego rodzaju płytki skrawającej, a następnie przeprowadzono z ich udziałem zasadniczą część badań. Dla porównania badano te same płytki z zastosowaniem parametrów optymalnych, wskazanych przez producenta (tabela 2 – nr próby 3’ i 4’).

W części zasadniczej wykonano próby trwałościowe mierząc jednocześnie zużycie narzędzia i chropowatość powierzchni obrobionej. Dominującą rodzajem zużycia było zużycie mechaniczne ścierne objawiające się głównie starciem na powierzchni przyłożenia. Jako wskaźnik zużycia ostrza przyjęto największą szerokość

pasma starcia na tej powierzchni – $VB_{B\ max}$. Geometryczne kryterium stępienia przyjęto na poziomie 0,5 mm [4,6] i po przekroczeniu tej wartości przerywano obróbkę.

Pomiary wskaźnika zużycia wykonano przy pomocy mikroskopu warsztatowego MWDc z odczytem cyfrowym. Wartość działki elementarnej mikroskopu $w_e = 0{,}001$ mm.

3. BADANIA WSTĘPNE

Wyniki pomiarów chropowatości *Ra* próbek toczonych podczas badań wstępnych przedstawiono w tabeli 3.

Tabela 3. Badania wstępne – parametr chropowatości powierzchni *Ra*

Nr próby	*Ra* [μm]							
	WM				DM			
	TNMG 0,4	TNMX 0,4	TNMG 0,8	TNMX 0,8	TNMG 0,4	TNMX 0,4	TNMG 0,8	TNMX 0,8
1	0,68	0,41	0,40	0,23	0,73	0,27	0,39	0,22
2	5,76	1,11	2,36	0,67	6,04	1,35	2,48	0,62
3	0,92	0,31	0,50	0,24	0,92	0,41	0,49	0,33
4	2,95	0,45	1,20	0,30	3,01	0,47	1,24	0,36
5	6,89	1,32	2,64	0,67	7,07	1,31	2,69	0,56
6	0,98	0,36	0,56	0,26	0,94	0,44	0,58	0,36
7	2,88	0,48	1,20	0,36	2,98	0,62	1,25	0,34
8	7,12	1,36	2,70	0,63	6,82	1,21	2,62	0,52
9	1,01	0,29	0,51	0,24	0,98	0,38	0,49	0,33
10	3,12	0,50	1,21	0,37	3,03	0,63	1,25	0,38
11	6,91	1,62	2,92	0,59	7,08	1,54	2,87	0,56
12	0,68	0,52	0,46	0,33	0,71	0,44	0,48	0,27
13	5,34	1,21	2,88	0,72	5,47	1,23	3,01	0,49

Na podstawie wyników prezentowanych w tabeli 3 można stwierdzić, że użycie ostrzy Wiper pozwala na około trzykrotne zmniejszenie chropowatości *Ra*, w porównaniu do obróbki tradycyjnymi ostrzami. Warto zauważyć, że chropowatość ta jest w niektórych przypadkach, nawet 5-krotnie mniejsza od porównywanej. Zasada ta ma zastosowanie zarówno dla toczenia „na mokro" jak i „na sucho".

Porównując chropowatości uzyskane dla płytek TNMG o tym samym promieniu naroża i dla tych samych parametrach skrawania, nie zauważono znaczącego wpływu rodzaju zastosowanej strategii chłodzenia i smarowania na wartość *Ra*.

W skrajnym przypadku różnica ta wynosi około 5%. Jednak zwiększenie promienia naroża przy tych samych warunkach podawania cieczy obróbkowej obróbki zmniejsza wartości *Ra* w granicach 48–164% w zależności od zastosowanych parametrów skrawania.

Porównując chropowatości uzyskane dla płytek TNMX (Wiper) o tym samym promieniu naroża i dla tych samych parametrów skrawania stwierdzono, że wpływ strategii dostarczania cieczy obróbkowej jest znaczący i powoduje zmianę *Ra* średnio o 20–35%. W skrajnym przypadku różnica wynosi 93%. Zwiększenie promienia naroża przy tych samych warunkach podawania cieczy obróbkowej obróbki zmniejsza wartości *Ra* w granicach 23–175% w zależności od zastosowanych parametrów skrawania.

Zwiększanie posuwu *f*, przy stałej prędkości skrawania v_c powoduje znaczący wzrost wartości parametru chropowatości *Ra* dla wszystkich warunków obróbki, bez względu na rodzaj użytej płytki skrawającej. W przypadku obróbki „na mokro" różnice wartości *Ra* miedzy kolejnymi próbami skrawania dochodzą do 290%. W przypadku obróbki „na sucho" różnice wartości *Ra* miedzy kolejnymi próbami skrawania są mniejsze i nie przekraczają 220%.

W tabeli 3 wyróżniono przypadki, dla, których uzyskano najmniejsze wartości *Ra*. Okazało się, że biorąc pod uwagę rodzaj płytek skrawających najmniejszą chropowatość otrzymywano dla promienia naroża r_ε = 0,8 mm tocząc z prędkością skrawania v_{c1} = 600 m/min i posuwem f_1 = 0,1 mm/obr (próba 1). Odnosi się to zarówno do prób z udziałem cieczy obróbkowej, jak i bez jej udziału, bowiem różnice wartości parametru *Ra* pomiędzy nimi są pomijalnie małe. Do badań zasadniczych wybrano więc płytki TNMG i TNMX o promieniu naroża r_ε = 0,8 mm w warunkach toczenia bez udziału cieczy obróbkowej (tabela 2). Dla celów porównawczych przeprowadzono badania z użyciem parametrów skrawania zalecanych przez producenta – v_{c1} = 415 m/min i f_1 = 0,1 mm/obr.

4. BADANIA ZASADNICZE

Wyniki pomiarów zużycia $VB_{B\,max}$ oraz chropowatości *Ra* uzyskanych podczas badań zasadniczych przedstawiono w tabeli 4. Na podstawie tych danych sporządzono wykres przebiegów krzywych zużycia ostrzy skrawających (rys. 1) oraz wykres zmian wartości *Ra* w trakcie obróbki (rys. 2).

Przebiegi krzywych zużycia, przedstawione na rys. 1 w postaci krzywych Lorentza, prezentują pełny charakter zużycia podzielony na trzy etapy (fazy) [4,5,6]. Odcinki krzywych należące do fazy normalnej pracy narzędzia stanowią 85–95% całkowitego czasu skrawania. Zwiększenie prędkości skrawania nie doprowadziło do wyeliminowania fazy docierania, jednak spowodowało wzrost intensywności zużycia.

Na podstawie rys. 1 ustalono, że trwałość ostrzy skrawających przy v_{c1} = 600 m/min jest dużo mniejsza niż przy v_{c4} = 415 m/min. Dla płytek TNMX (Wiper)

Tabela 4. Badania zasadnicze – parametry $VB_{B\,max}$ i Ra

v_{c1} = 600 m/min						v_{c4} = 415 m/min					
TNMX 0,8 Próba nr 1’			TNMG 0,8 Próba nr 2’			TNMX 0,8 Próba nr 3’			TNMG 0,8 Próba nr 4’		
czas t [s]	VB_{Bmax} [mm]	Ra [µm]	czas t [s]	VB_{Bmax} [mm]	Ra [µm]	czas t [s]	VB_{Bmax} [mm]	Ra [µm]	czas t [s]	VB_{Bmax} [mm]	Ra [µm]
0	0,000		0	0,000		0	0,000		0	0,000	
20	0,075	0,32	20	0,050	0,40	75	0,070	0,29	108	0,035	0,61
40	0,080	0,35	40	0,055	0,42	148	0,090	0,33	213	0,050	0,76
60	0,090	0,37	60	0,065	0,43	220	0,100	0,41	418	0,100	0,89
90	0,100	0,40	115	0,100	0,60	290	0,125	0,45	518	0,110	0,95
120	0,120	0,40	173	0,115	0,75	359	0,130	0,46	616	0,120	1,05
180	0,145	0,76	288	0,150	0,78	426	0,140	0,49	805	0,120	1,18
240	0,150	1,10	349	0,170	0,89	492	0,145	0,75	896	0,120	1,30
295	0,160	1,10	411	0,190	1,04	618	0,150	1,03	985	0,120	1,41
350	0,170	1,19	474	0,410	1,26	738	0,150	1,04	1072	0,120	1,50
402	0,250	1,27	535	0,780	1,46	852	0,175	1,08	1320	0,160	1,57
420	0,800	1,30				960	0,210	1,16	1398	0,175	1,60
						1012	0,220	1,24	1548	0,180	1,64
						1062	0,255	1,29	1618	0,190	1,67
						1111	0,275	1,34	1685	0,205	1,69
						1159	0,300	1,35	1749	0,235	1,81
						1205	0,335	1,37	1812	0,310	1,83
						1293	0,560	1,39	1874	0,600	1,88

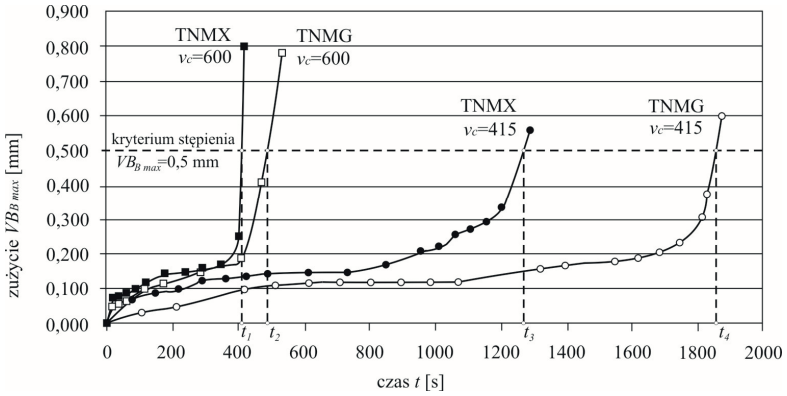
czas do osiągnięcia stępienia kryterialnego wynosi odpowiednio t_1 = 425 sekund oraz t_3 = 1265 sekund. W przypadku płytek tradycyjnych czasy wynoszą t_2 = 570 sekund i t_4 = 1845 sekund. Zatem dla obu płytek czas obróbki przy większej prędkości skrawania jest około 3-krotnie krótszy niż dla prób z mniejszą prędkością.

Warto zauważyć, że przy stałej prędkości skrawania, trwałość płytek z narożem promieniowym jest większa. Dla v_{c1} = 600 m/min o 34%, zaś dla v_{c4} = 415 m/min o 45%.

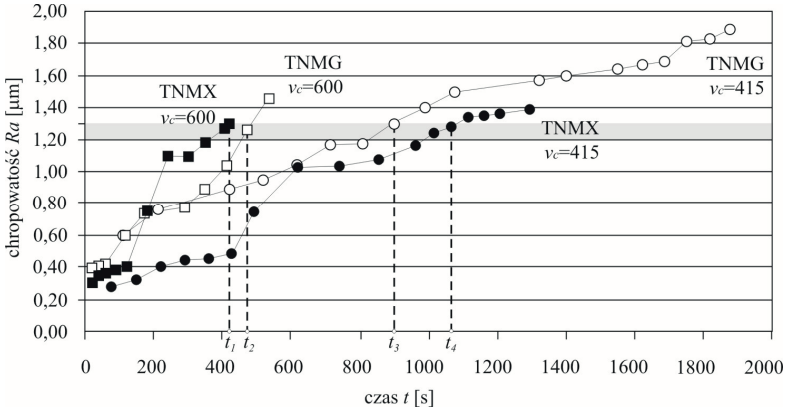
Na podstawie rys. 2 można stwierdzić, że chropowatość powierzchni obrobionej rośnie wraz ze wzrostem zużycia narzędzia. Najmniejsze wartości Ra w całym okresie trwałości uzyskiwano dla płytki Wiper przy prędkości skrawania równej 415 m/min. Dla porównania wartości Ra dla płytki o narożu promieniowym były, przy tej prędkości, większe o 20–85%, przy czym różnica ta malała wraz ze wzrostem czasu obróbki.

Porównując przebieg zmian chropowatości przy v_{c4} = 415 m/min zaobserwowano, że do około 170 sekundy wartości Ra dla płytki TNMX były mniejsze od tych uzyskiwanych dla płytki TNMG. Po upływie tego czasu obróbka płytką z narożem promieniowym dawała lepsze rezultaty.

Przyjęto, że technologicznym kryterium stępienia będzie osiągnięcie Ra na poziomie 8 klasy chropowatości. Poziom ten zaznaczono na rys. 2 jako szary obszar



Rys. 1. Przebiegi wskaźnika zużycia $VB_{B\,max}$ w czasie



Rys. 2. Zmiany parametru chropowatości *Ra* w czasie

pomiędzy *Ra* = 1,20–1,30 µm. Dla płytki TNMX przy prędkości v_{c4} = 415 m/min czas ten był najdłuższy i wynosił t_4 = 1062 sekund. Dla porównania przy tej samej prędkości skrawania płytka TNMG osiągnęła trwałość t_3 = 896 sekund, czyli o 26% gorszy. Dla prędkości mniejszej różnice te były większe i wynosiły dla TNMX – t_1 = 420 sekund (60%), a dla TNMG – t_1 = 474 sekund (55%).

5. WNIOSKI

Na podstawie prezentowanych powyżej wyników można stwierdzić, że zastosowanie parametrów skrawania, innych niż zalecane przez producenta, powoduje zmniejszenie okresu trwałości ostrza. Dotyczy to zarówno geometrycznego (zużycie *VB*), jak i technologicznego kryterium stępienia (chropowatość *Ra*).

Prawidłowość tę należy jednak traktować jako określoną wstępnie, prowadząc dalsze badania dla innych warunków obróbki.

Analizując wyniki uzyskane dla parametrów zalecanych, tj. dla v_{c4} = 415 m/min trzeba zauważyć, że płytka o narożu promieniowym ma dłuższy okres trwałości, jednak biorąc pod uwagę technologiczne kryterium stępienia użycie płytki Wiper jest w pełni uzasadnione. Należy jednocześnie pamiętać, że wartości parametru *Ra* w końcowym okresie trwałości są mniejsze o 10–15% od tych uzyskanych przez płytki tradycyjne, podczas gdy w pierwszej fazie obróbki były nawet 2-krotnie mniejsze.

LITERATURA

[1] ADAMCZAK S., *Pomiary geometryczne powierzchni. Zarysy kształtu, falistość i chropowatość*. Warszawa, WNT, 2008.
[2] CICHOSZ P., *Kształtowanie warstwy wierzchniej przedmiotów obrabianych ostrzami typu Wiper,* W: Obróbka skrawaniem, wysoka produktywność. Wrocław, Wydawnictwo PWr, 2007, 199–204.
[3] CICHOSZ P., *Ekonomiczne aspekty doboru narzędzi skrawających do zadania produkcyjnego*. W: Mechanik, nr 10, 2004, 642-647.
[4] CICHOSZ P., *Narzędzia skrawające*. Warszawa, WNT, 2006.
[5] DMOCHOWSKI J., *Podstawy obróbki skrawaniem*. Warszawa, PWN, 1983.
[6] GRZESIK W., *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych*. Warszawa, WNT, 2010.
[7] KACZMAREK J., *Podstawy obróbki wiórowej, ściernej i erozyjnej*. Warszawa, WNT, 1970.
[8] KRUSZYŃSKI B., STACHURSKI W., ZGÓRNIAK P., *Wpływ warunków obróbki podczas toczenia ostrzami typu Wiper na jakość powierzchni obrobionej i siły skrawania*. W: Inżynieria Maszyn 15(4), 2010, 7-19.
[9] SANDVIK, Katalog główny, www.sandvik.com/pl.
[10] STACHURSKI W., MIDERA S., *Wyznaczanie zależności matematycznej do obliczeń i analizy chropowatości powstałej w procesie toczenia*, W: Mechanik, nr 3, 2013, 204-210.
[11] STACHURSKI W., KRUSZYŃSKI B., MIDERA S., *Influence of cutting conditions in turning with wiper type inserts on surface roughness and cutting forces*. W: Mechanics and Mechanical Engineering", vol. 16, nr 1, 2012, 25-32.

WEAR RESISTANCE INVESTIGATIONS OF WIPER CUTTING INSERTS.

In the paper results concerning wear resistance of Wiper cutting inserts for selected cutting conditions are presented. In the first stage of investigation recommended by manufacturer of inserts cutting parameters have been tested. Moreover out of recommended range cutting parameters were tested too. On the base of results obtained from first stage of researches, where the smallest values of roughness parameters had been noticed, cutting parameters have been selected for wear resistance investigations. In the second stage of investigation flank wear land VB_B parameters and surface roughness parameters of the machined surface of the work piece were measured. Influence of applied cutting parameters on wear resistance of cutting tool has been described.

Key words: turning, Wiper insert, tool wear, tool life, surface roughness

WIZYJNE STANOWISKO OPTYCZNE DO OBSERWACJI ZUŻYCIA OSTRZY W GŁOWICY FREZOWEJ

Łukasz ŻURAWSKI, Borys STORCH[1]

1. WPROWADZENIE

W procesie technologicznym ważną rolę spełnia narzędzie skrawające, które jest ciągle unowocześniane i doskonalone dla zapewnienia wysokiej dokładności wytwarzanych części maszyn.

Do kształtowania powierzchni płaskich stosowane są narzędzia składane, a ich rozwój powoduje wypieranie innych odmiany obróbki.

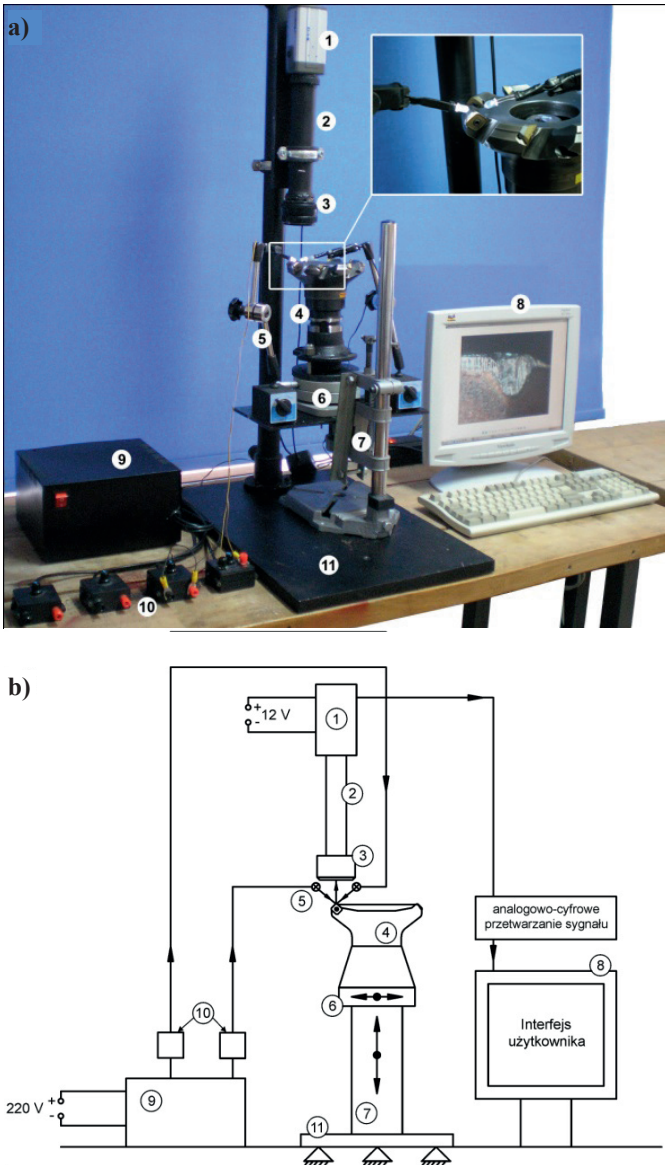
Jedną z odmian obróbki powierzchni jest frezowanie walcowo-czołowe wykorzystujące wieloostrzowe głowice frezowe uzbrojone w płytki wymienne z ostrzami o zdefiniowanej geometrii. Pojawiła się nowa konstrukcja geometryczna płytek wymiennych z tak zwaną krawędzią dogładzającą b_s i jej w pracy poświęcono główną uwagę na monitorowaniu zużycia ostrzy [1].

2. STANOWISKO BADAWCZE

Analiza literaturowa i własne badania wstępne skłoniły do opracowania i zbudowania stanowiska badawczego przeznaczonego do monitorowania zużycia ostrza [1].

Dla skonstruowania układu wykorzystano kamerę CCD (1), umożliwiającą otrzymanie odpowiedniego powiększenia powierzchni zużycia na ostrzu. Stosowane powiększenia uzyskiwano za pomocą, własnej konstrukcji stanowiska wyposażone w tuleje dystansowe (2) oraz obiektywy (3). Powierzchnię zużycia ostrza oświetlano z użyciem dwóch diod typu LED (5), które miały zbliżone charakterystyki, umożliwiające uzyskanie kierunkowej fali świetlnej. Diody te ustawione były tak, aby wiązka światła padała pod znanym kątem elewacji wzdłuż powierzchni dogładzającej A_{bs} zużycia ostrza [1,2].

[1] Politechnika Koszalińska, ul. Racławicka 15-17, 75-620 Koszalin.



Rys. 1. Budowa stanowiska do obserwacji zużycia ostrza: a) widok ogólny; b) schemat ideowy [1]

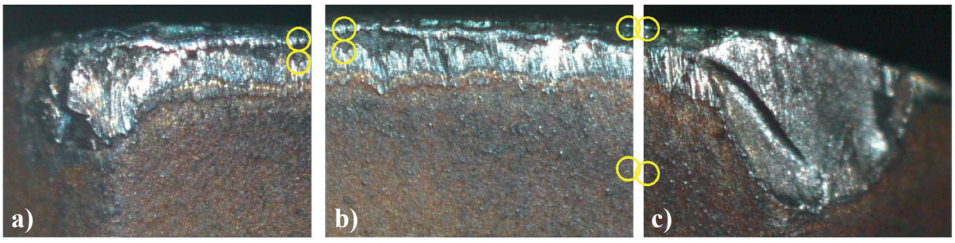
Do precyzyjnego pozycjonowania wysokością w kierunku *Z* zastosowano stojak wiertarski (7) do którego zamontowano stolik krzyżowy ze śrubą mikrometryczną, umożliwiający przesuw w kierunku X-Y (6). Aby diody LED miały stałe zasilanie napięciem *U* i posiadały zbliżoną jasność świecenia podłączono je oddzielnie do stabilizatorów regulowanych potencjometrem obrotowym (10).

Zasilanie prądowe zapewniał transformator toroidalny (9). Rejestracja i zapis danych pomiarowych odbywał się za pomocą komputera PC (8) z zainstalowaną kartą akwizycji oraz interfejsu opracowanego w środowisku LabView. Układ optyczny i sterowniczy zamontowano na stalowej płycie (11). Na rysunku 1 przedstawiono stanowisko pomiarowe do monitorowania ostrza skrawającego [1-2].

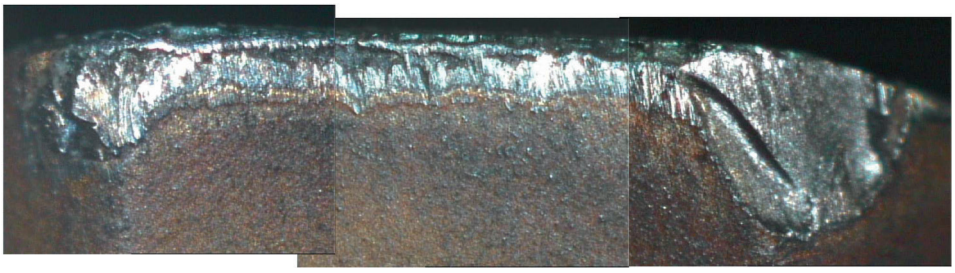
3. WYNIKI BADAŃ

Akwizycję obrazów cyfrowych przeprowadzano dla kilku nakładających się części obserwowanej powierzchni (rys. 2). W przypadku obrazu zużycia ostrza na przejściowej pomocniczej krawędzi przyłożenia b_s wykonywano dla niej trzy obrazy cyfrowe w okolicy wierzchołka naroża $r_{\varepsilon 1}$ i $r_{\varepsilon 2}$ oraz dla powierzchni dogładzającej A_{bs}.

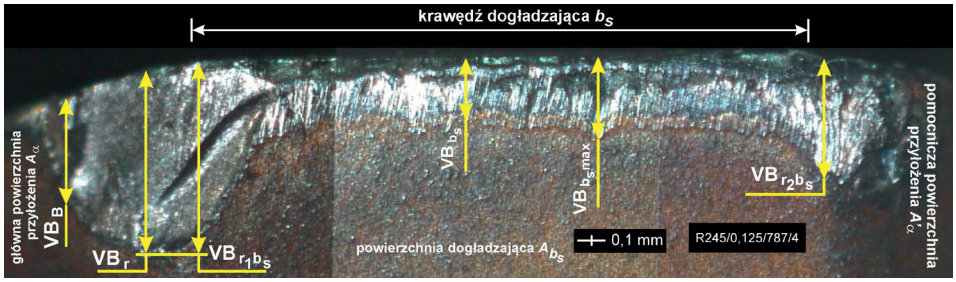
Po wczytaniu nakładających się fragmentów obrazów cyfrowych ostrza, przeprowadzano z wykorzystaniem techniki komputerowej złożenie, aby widoczny był jego pełny obraz. W tym celu do specjalnie utworzonej ramki o wymiarach 820x210 mm wczytywano kolejne części obrazu cyfrowego ostrza. Wykorzystując dostępną funkcję przeźroczystości poszukiwano takich samych punktów na dwóch kolejnych obrazach i dopasowywano je cyfrowo [1].



Rys. 2. Trzy kolejne fragmenty zużycia ostrza a), b), c) na pomocniczej powierzchni przyłożenia po frezowaniu



Rys. 3. Złożony obraz zużycia na pomocniczej powierzchni przyłożenia ostrza po frezowaniu



Rys. 4. Złożony, wykadrowany i odwrócony cyfrowy obraz zużycia na pomocniczej powierzchni przyłożenia ostrza po frezowaniu

Po scaleniu (rys. 3), wykadrowano obraz usuwając białe pola i obrócono horyzontalnie, aby główna krawędź skrawająca znajdowała się po lewej stronie, dostosowując obraz zużytego ostrza do pozycji jakie zajmuje podczas frezowania (rys. 4). Zachowano warunki odpowiedniego powiększenia, dla uzyskania dobrej rozdzielczości i jakości obrazu cyfrowego. Wyniki tych połączeń, pokazano na obrazach z wyraźnym przenikaniem poziomów jasności.
Na każdy połączony obraz ostrza naniesiono skalę jednostki elementarnej 0,1 mm. Pozwoliło to na wyznaczanie wielkości zużycia ostrza przy określonym powiększeniu obrazu.
Opracowano indywidualną sygnaturę dla identyfikacji ostrza, w której kolejno oznaczono: symbol głowicy, posuw na ostrze, drogę skrawania dla jednego ostrza i nr płytki wymiennej – np. R245/0,04/307/1 [1].

4. PODSUMOWANIE

1. Pozyskanie cyfrowych reprezentacji śladów wytarcia w okolicach naroży ostrzy, pozwoliły na ujawnienie aktywnie pracujących liczby ostrzy oddzielnie, w kolejnych obrotach głowicy frezowej, które pozostawiają swój ślad na powierzchni obrobionej.
2. Z danych uzyskanych z obrazów cyfrowych otrzymujemy pełne spektrum informacji i dotyczy ono nie tylko śladów zużycia, ale także utleniania, wpływu temperatury, odkształceń plastycznych, narostu, pola wytarcia na ostrzu. Otrzymane obrazy można wykorzystać jako kryteria do prognozowania zużycia ostrzy.
3. Dane z obrazu cyfrowego można wykorzystać do wyznaczenia pola powierzchni wytarcia, a następnie określić maksimum wysokości starcia na ostrzu przyjmowane za kryterium. Takie założenie sprowadza się do tego, że z charakteru kwalitatywne dane można wykorzystać w oszacowaniu charakteru kwantytatywnego do prognozowania zużycia ostrzy.

LITERATURA

[1] ŻURAWSKI Ł., *Analiza topografii powierzchni kształtowanych z użyciem wieloostrzowych narzędzi frezerskich z ostrzami o zróżnicowanym ukształtowaniu*, Rozprawa doktorska, Koszalin, 2013.
[2] ŻURAWSKI Ł., *Techniki optyczne w metrologii zużycia ostrza i chropowatości powierzchni po frezowaniu.* III Szkoła Obróbki Skrawaniem – Zaawansowana technika, Bydgoszcz, 2009.

VISION SYSTEM SET-UP FOR TOOL WEAR EVALUATION IN FACE MILLING CUTTER

This thesis describes the construction of the optical set-up for recording digital representations of images of the use of tool minor flank in face milling cutter. The methodology of acquisition and merging of digital images, including large resolution and magnification. Employing digital optical arrangements combined with computer image processing and analysis will allow rapid data analysis and evaluation. Experimental set-up interacting with a machine tool, presented in this thesis, may be competitive for the currently used systems for monitoring tool wear.

Key words: milling, monitoring, tool wear

3. TECHNOLOGICZNA WARSTWA WIERZCHNIA

WPŁYW ORIENTACJI OSI FREZU TOROIDALNEGO NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI W OBRÓBCE 5-OSIOWEJ

Jan BUREK, Łukasz ŻYŁKA, Michał GDULA, Marcin PŁODZIEŃ[1]

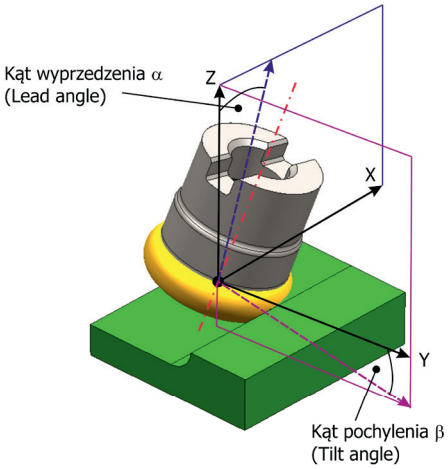
1. WPROWADZENIE

Rozwój przemysłu energetycznego, lotniczego oraz motoryzacyjnego generuje nowe wyzwania technologiczne, związane z coraz większą złożonością i skomplikowaniem geometrycznym wyrobów. Obróbka szybkościowa HSM *(High Speed Machining)* realizowana na 5-osiowych centrach obróbkowych jest obecnie szeroko stosowana do wytwarzania części o przestrzennie złożonych powierzchniach.

Ponadto rozwój komputerowych technik wspomagania projektowania oraz wytwarzania stwarza dodatkowe możliwości modelowania i obróbki części o złożonych kształtach, czego przykładem jest np. łopatka turbiny. Głównie dotyczy to systemów CAD/CAM oraz obrabiarek CNC umożliwiających obróbkę tego typu złożonych części [3].

Jednym z problemów jaki występuje przy zastosowaniu symultanicznego 5-osiowego frezowania czołowego jest dobranie optymalnej orientacji osi narzędzia w stosunku do wektora normalnego obrabianej powierzchni poprzez programowanie kątów wyprzedzenia (*Lead angle*) oraz pochylenia (*Tilt angle*) (rys. 1) [1–6]. Wpływ powyższych kątów na proces obróbki ma zasadnicze znaczenie. Nieprawidłowa orientacja osi narzędzia może spowodować zmniejszenie wydajności obróbki i obniżenie jakości powierzchni z powodu m.in. występowania niekorzystnego rozkładu sił skrawania, drgań narzędzia itp. [5].

[1] Politechnika Rzeszowska, Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa, Katedra Technik Wytwarzania i Automatyzacji, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów.

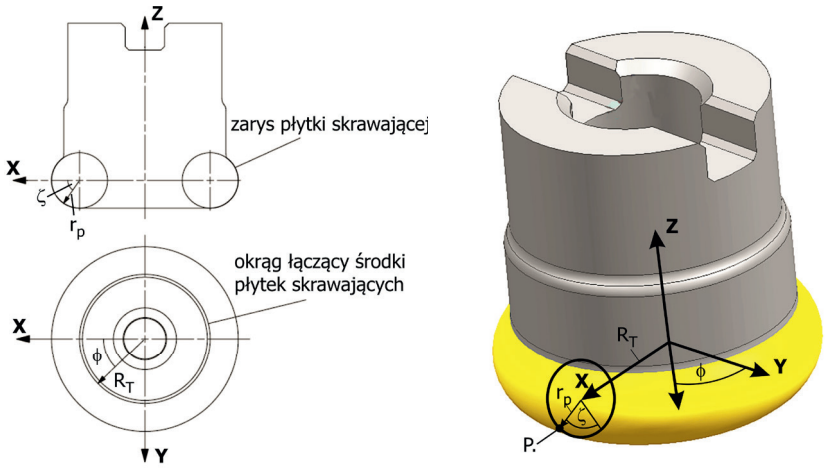


Rys. 1. Kąty: wyprzedzenia (*Lead angle*) oraz pochylenia (*Tilt angle*)

2. ORIENTACJA OSI NARZĘDZIA

2.1. GEOMETRYCZNE CECHY FREZU TOROIDALNEGO

Frezy toroidalne są coraz powszechniej stosowane w praktyce przemysłowej. Zastosowanie to wynika z charakterystycznej geometrii frezu toroidalnego oraz wykorzystania okrągłych płytek skrawających [4]. Geometria frezu toroidalnego jest określona promieniem płytki skrawającej r_p, która usytuowana jest w odległości promienia R_T od osi narzędzia (rys. 2) [1].



Rys. 2. Parametry frezu toroidalnego

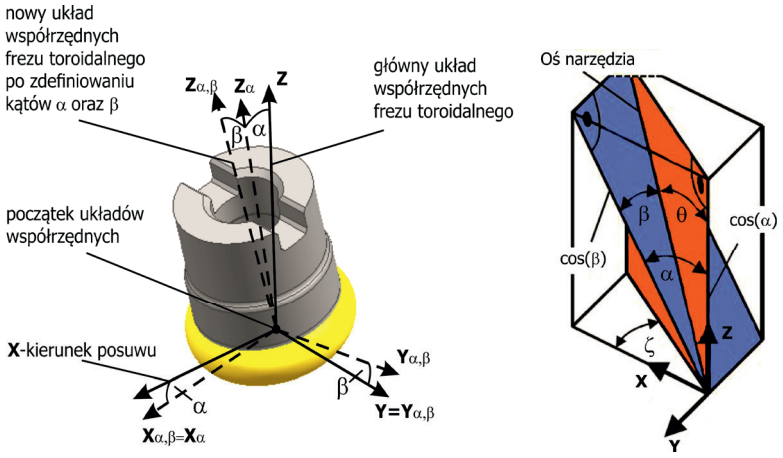
Przyjmując parametry ς, ϕ jako wartości stałe, punkt $P = p(\varsigma,\phi)$ na powierzchni obrotowej torusa frezu toroidalnego opisuje równanie parametryczne (1)

$$p(\varsigma,\phi) = (R_T + r_p \cos\varsigma)\cos\phi X + (R_T + r_p \cos\varsigma)\sin\phi Y - r_p \sin\varsigma Z \tag{1}$$

gdzie: ζ, ϕ oraz R_T, r_p są parametrami opisującymi geometrię torusa.

2.2. OKREŚLENIE ORIENTACJI OSI FREZU TOROIDALNEGO

Strategia pozycjonowania narzędzia z określeniem kąta wyprzedzenia α oraz pochylenia jego osi β jest obecnie najczęściej stosowaną metodą orientowania narzędzia w obróbce 5–osiowej [6]. Orientacja osi narzędzia określana jest względem wektora normalnego powierzchni w rozpatrywanym punkcie poprzez definiowanie wartości kątów α i/lub β będącymi 5–osiowymi parametrami pozycjonowania narzędzia. Parametry te jednoznacznie określają punkt styku między narzędziem a powierzchnią obrabianą i mają kluczowe znaczenie dla ostatecznego rezultatu procesu skrawania. Pokazana na rys. 3 orientacja osi frezu toroidalnego określona jest przez dwa kąty: kąt wyprzedzenia α (w kierunku posuwu w osi X) oraz pochylenia β (w kierunku prostopadłym do kierunku posuwu w osi Y).



Rys. 3. Układy współrzędnych opisujące orientację osi frezu toroidalnego oraz zależności trygonometryczne kątów α i β

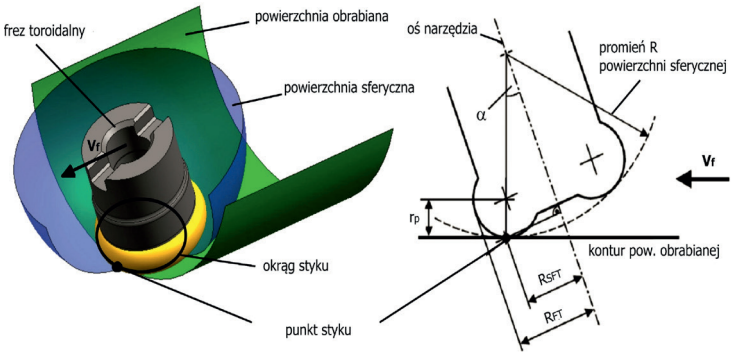
Zależności trygonometryczne kątów α i β można opisać równaniami (2) i (3) [1].

$$\alpha = \arcsin\left(\sin(\theta)\cdot\frac{\cos(\zeta)}{\sqrt{\sin(\theta)^2\cdot\cos(\zeta)^2+\cos(\theta)^2}}\right) \tag{2}$$

$$\beta = \arccos\left(\sqrt{\sin(\theta)^2\cdot\cos(\zeta)^2+\cos(\theta)^2}\right) \tag{3}$$

Przyjmuje się, że maksymalny promień frezu toroidalnego można przybliżyć powierzchnią sferyczną o promieniu R, która pozostaje styczna w szukanym punkcie styku z powierzchnią obrabianą.

Przykład wklęsłej powierzchni obrabianej oraz model powierzchni sferycznej przybliżającej zakres pracy frezu toroidalnego, na której oparty jest promień frezu toroidalnego R_{SFT} tworzący okrąg styku i przechodzący przez punkt styku ostrza narzędzia z powierzchnią obrabianą przedstawiono na rys. 4.



Rys. 4. Model powierzchni sferycznej i zobrazowanie punktu styku [1]

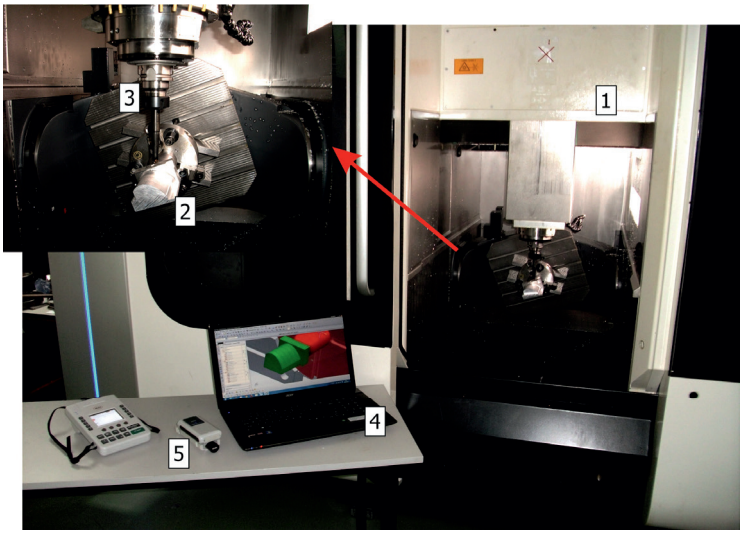
3. BADANIA DOŚWIADCZALNE

Badania doświadczalne przeprowadzono na 5-osiowym centrum obróbkowym HSC 55 linear firmy DMG (rys. 5). Wykonano obróbkę trzech modeli testowych odzwierciedlających powierzchnię wypukłą pióra łopatki turbiny. Do pomiaru chropowatości wykorzystano profilometr warsztatowy MAHRSurf M300, którym wykonano pomiar parametru R_a poszczególnych regionów testowych.

3.1. WARUNKI BADAŃ

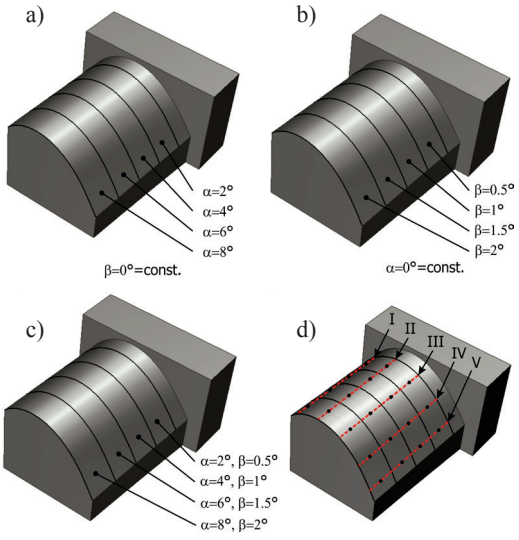
Badania doświadczalne prowadzono podczas wykończeniowego symultanicznego 5-osiowego frezowania czołowego frezem toroidalnym powierzchni krzywoliniowej na trzech modelach testowych. Warunki prowadzonych badań były następujące:
- narzędzie: frez toroidalny R300–012A16L–07L firmy Sandvik Coromant,
- materiał obrabiany: stop aluminium AW–2017A.

Parametry technologiczne procesu skrawania przyjęto jako stałe dla każdej z obrabianych powierzchni:
- posuw na ostrze f_z = 0,08 mm/ostrze,
- odległości między ścieżkami narzędzia 1 mm,
- szybkość skrawania v_c = 335 m/min.



Rys. 5. Stanowisko badawcze: 1 – centrum obróbkowe HSC 55 linear, 2 – model testowy, 3 – frez toroidalny, 4 – komputer z oprogramowaniem CAD/CAM, 5 – profilometr MAHRSurf M300

Zmieniano kąty wyprzedzenia α oraz pochylenia β, które przyporządkowano do poszczególnych regionów testowych. Pomiary chropowatości poszczególnych powierzchni testowych wykonywano w pięciu seriach w punktach na liniach pomiarowych (rys. 6).

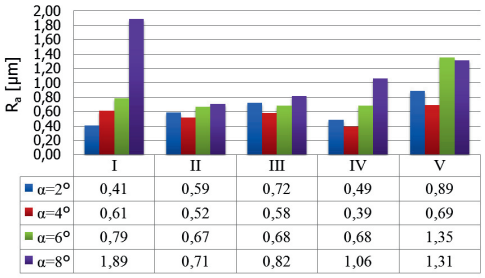


Rys. 6. Badane wartości kątów: a) kąta wyprzedzenia, b) kąta pochylenia, c) kątów wyprzedzenia i pochylenia, d) linie oraz punkty pomiarowe

3.2. WYNIKI BADAŃ

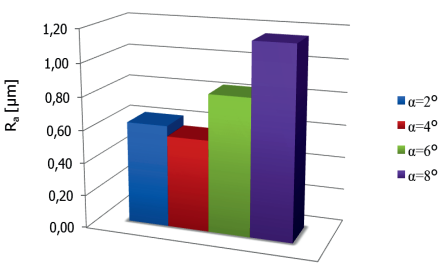
Po przeprowadzeniu obróbki wykończeniowej powierzchni testowych dokonano pomiaru ich chropowatości. Wyniki pomiarów przedstawiono na rys. 7–9.

a)



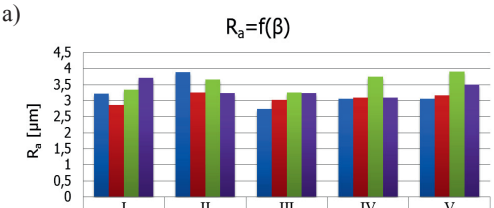
	I	II	III	IV	V
α=2°	0,41	0,59	0,72	0,49	0,89
α=4°	0,61	0,52	0,58	0,39	0,69
α=6°	0,79	0,67	0,68	0,68	1,35
α=8°	1,89	0,71	0,82	1,06	1,31

b)



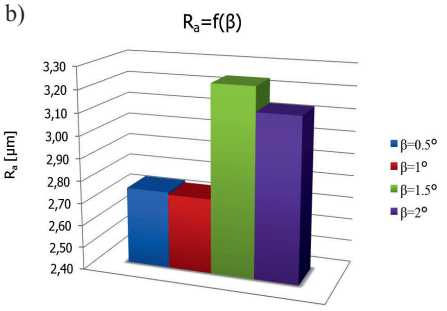
Rys. 7. Wpływ kąta wyprzedzenia α na chropowatość powierzchni; a) wyniki z pomiaru, b) obliczona średnia wartość parametru *Ra*

a)



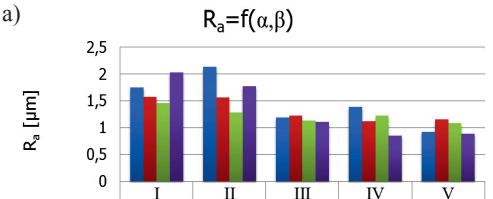
	I	II	III	IV	V
β=0.5°	3,22	3,89	2,74	3,06	3,06
β=1°	2,87	3,26	3,02	3,09	3,17
β=1.5°	3,35	3,67	3,25	3,75	3,91
β=2°	3,71	3,24	3,24	3,09	3,5

b)



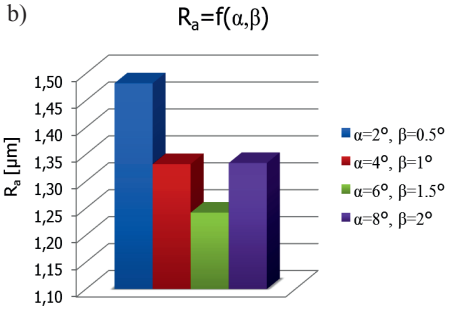
Rys. 8. Wpływ kąta pochylenia β na chropowatość powierzchni; a) wyniki z pomiaru, b) obliczona średnia wartość parametru R_a

a)



	I	II	III	IV	V
α=2°, β=0.5°	1,75	2,14	1,2	1,39	0,93
α=4°, β=1°	1,58	1,57	1,23	1,12	1,16
α=6°, β=1.5°	1,46	1,29	1,14	1,23	1,09
α=8°, β=2°	2,03	1,78	1,11	0,86	0,89

b)



Rys. 9. Wpływ kątów α i β na chropowatość powierzchni; a) wyniki z pomiaru, b) obliczona średnia wartość parametru R_a

Analizując wyniki uzyskane z pomiaru chropowatości pierwszego przedmiotu testowego można zauważyć, że parametr chropowatości *Ra* wzrasta wraz ze wzrostem wartości kąta wyprzedzenia α. Najmniejszą wartość parametru *Ra* otrzymano dla kąta wyprzedzenia $\alpha = 4°$, dla którego średnia wartość chropowatości wyniosła $Ra = 0{,}56$ μm.

W przypadku obróbki ze zmieniającym się wyłącznie kątem pochylenia nastąpiło znaczne pogorszenie chropowatości powierzchni, a średnia wartość parametru *Ra* zawierała się w przedziale $Ra = 2{,}75–3{,}13$ μm. Zwiększanie wartości kąta β powoduje dalsze pogorszenie chropowatości powierzchni. Rozrzut wartości *Ra* w analizowanych punktach pomiarowych świadczy, iż chropowatość powierzchni nie zależy w tym przypadku od promienia krzywizny powierzchni.

Analizując trzeci przedmiot testowy można zauważyć, że wraz ze wzrostem wartości obu kątów maleje wartość parametru *Ra*. Najkorzystniejszy wynik otrzymano dla trzeciego regionu testowego, w którym średnia wartość parametru $Ra = 1{,}24$ μm. Otrzymano znacznie lepszy wynik w stosunku do drugiego modelu testowego, lecz nadal gorszy w stosunku do pierwszego modelu testowego. Z wykresów i danych z rys. 9 wynika, iż największy wpływ na chropowatość powierzchni ma parametr kąta wyprzedzenia α.

4. WNIOSKI

Z przeprowadzonych badań oraz analizy otrzymanych wyników można wywnioskować, że 5–osiowe parametry kątów wyprzedzenia α oraz pochylenia β wywierają znaczny wpływ na chropowatość obrabianej powierzchni krzywoliniowej oraz na proces symultanicznego 5–osiowego frezowania. Zmiana kąta wyprzedzenia α w przyjętym zakresie badanych wartości korzystnie wpływa na chropowatość powierzchni. Ponadto jest on parametrem dominującym w przypadku nastawiania obu kątów w programowaniu obróbki 5-osiowej, który wpływa na polepszenie parametru *Ra*.

Na podstawie otrzymanego rozkładu parametru *Ra* w przyjętych punktach pomiarowych można stwierdzić, że chropowatość powierzchni zależy od promienia krzywizny obrabianej powierzchni dla zmian kąta wyprzedzenia α. W przypadku nastawiania wyłącznie kąta pochylenia β chropowatość powierzchni w mniejszym stopniu zależy od krzywizny powierzchni. Z powyższego wynika, że kąty α i β nie mogą być definiowane, jako wartości stałe odniesione do wektora normalnego powierzchni w procesie 5–osiowego frezowania czołowego. Dlatego też zasadnym jest dalsze badanie procesu 5–osiowego frezowania i określenie wartości kątów α i β optymalnych dla danego promienia krzywizny obrabianej powierzchni.

LITERATURA

[1] ALTMÜLLER S., *Simultanes fünfachsiges Fräsen von Freiformflächen aus Titan,* dissertation Fraunhofer IPT, 2001, 97–117.
[2] CAO L. X., GONG H., LIU J., *The offset approach of machining free form surface Part 2: Toroidal cutter in 5–axis NC machine tools,* Journal of Materials Processing Technology 184/2007, 6–11.
[3] GDULA M., ŻYŁKA W. M., *Wytwarzanie łopatek silnika lotniczego z wykorzystaniem zaawansowanych systemów CAD/CAM*, Kwartalnik techniczny – Obróbka metalu, 4/2012, 16–19.
[4] GILLES P., MONIES F., WALTER R., *Optimum orientation of a torus milling cutter: Method to balance the transversal cutting force*, International Journal of Machine Tools and Manufacture 47/2007, 2263-2272.
[5] OZTURK E., TUNC T., BUDAK E., *Investigation of lead and tilt angle effects in 5–axis ball–end milling processes,* International Journal of Machine Tools and Manufacture 49/2009, 1053–1062.
[6] WARKENTIN A., ISMAIL F., BEDI S., *Comparison between multi–point and other 5–axis tool positioning strategies,* International Journal of Machine Tools and Manufacture 40/2000, 185–128.

INFLUENCE OF THE TOROIDAL CUTTER AXE ORIENTATION ON THE SURFACE ROUGHNESS IN 5–AXIS MACHINING

There were presented the results of researches aim at determining the influence of the toroidal cutter axe orientation on the surface quality. The axe orientation of cutter tool was determined in the relation to the normal vector of the surface by programming lead and/or tilt angles. There was defined the influence of the tool axe orientation on machined surface roughness.

Key words: simultaneous milling, lead and tilt angles, tool orientation

MOŻLIWOŚCI ZWIĘKSZENIA DOKŁADNOŚCI, GŁADKOŚCI I WYDAJNOŚCI TOCZENIA I FREZOWANIA NARZĘDZIAMI Z OSTRZAMI CERAMICZNYMI

Kazimierz CZECHOWSKI, Jerzy STÓS, Iwona WRONSKA,
Andrzej CZERWIŃSKI, Daniel TOBOŁA[1]

1. WPROWADZENIE

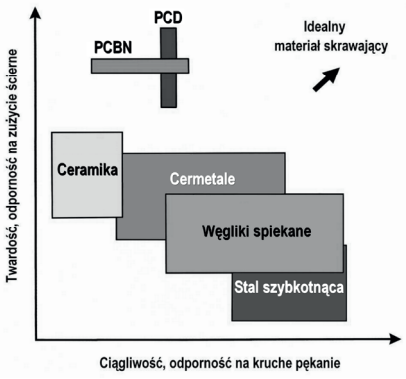
Najczęściej stosowanymi materiałami na narzędzia skrawające są węgliki spiekane (ok. 50% narzędzi) i stal szybkotnąca (ok. 40% narzędzi). Znaczenie węglików spiekanych utrzymuje się m.in. dzięki wprowadzaniu gatunków drobnoziarnistych, a stali szybkotnących m.in. ze względu na coraz ważniejszą rolę gatunków otrzymywanych na drodze metalurgii proszków. W przypadku obydwu tych materiałów narzędziowych bardzo duży wpływ na osiągi techniczne i efektywność ekonomiczną narzędzi wywierają nadal dynamicznie rozwijające się techniki nanoszenia powłok odpornych na zużywanie. Z ww. grupami materiałów narzędziowych w wielu przypadkach skutecznie konkuruje ceramika narzędziowa i materiały ceramiczne supertwarde (diament polikrystaliczny – PCD i regularny azotek boru – PCBN), które stosowane w ok. 10% narzędzi, umożliwiają prowadzenie obróbki wiórowej z dużymi prędkościami skrawania i w sposób bardziej ekologiczny (obróbka „na sucho" i „na twardo") [1-3].

Na podstawie uszeregowania materiałów sporządzonego przez J. Lantripa [1], przedstawionego w uproszczeniu na rysunku 1, można stwierdzić, że spośród wszystkich stosowanych materiałów narzędziowych ceramika jest materiałem o najmniejszej ciągliwości, a zatem najmniej odpornym na kruche pękanie (dotyczy to zwłaszcza ceramiki zawierającej głównie Al_2O_3); natomiast pod względem twardości na gorąco i odporności na zużycie ścierne ceramika narzędziowa ustępuje jedynie materiałom supertwardym.

Dla zwiększenia odporności na kruche pękanie w ceramice na bazie Al_2O_3 stosuje się różnego rodzaju dodatki, takie jak np. [4]:

– tlenek cyrkonu ZrO_2; materiał taki jest bardzo stabilny chemicznie, ale nie ma dobrej odporności na szok termiczny,

[1] Instytut Zaawansowanych Technologii Wytwarzania, ul. Wrocławska 37A, 30-011 Kraków.



Rys. 1. Uproszczone uszeregowanie materiałów narzędziowych w zależności od ich ciągliwości i twardości – na podstawie danych sporządzonych przez J/ Lantripa [1]

– węgliki TiC lub węglikoazotki Ti(C,N), poprawiające wytrzymałość i przewodność cieplną materiału,
– wzmocnienia wiskersami (ang. *whiskers*) węglika krzemu SiC, znacznie zwiększające wytrzymałość materiału i jego odporność na szok termiczny.

Inną grupą materiałów jest ceramika azotkowa Si_3N_4, która posiada wydłużone kryształy tworzące wzmocnienie materiału i tym samym zwiększające jego wytrzymałość; jednak brak stabilności chemicznej powoduje określone ograniczenia w zastosowaniu tego materiału. Odmianą ceramiki azotkowej jest SiAlON tj. roztwór stały Al_2O_3 w azotku krzemu; materiał ten łączy właściwości samo wzmacniającej sieci azotku krzemu z większą stabilnością chemiczną, ale jest mniej odporny na wahania temperatury [4].

Właściwości ceramiki narzędziowej można poprawić także poprzez nanoszenie powłok, np. metodą PVD; w tym przypadku powłoka obok spełniania podobnej roli jak w przypadku powłok nanoszonych na węgliki spiekane (wysoka odporność na zużywanie, izolacja termiczna, niski współczynnik tarcia), zmniejsza dodatkowo skłonność do powstawania pęknięć lub wykruszeń (co jest szczególnie istotne w obróbce przerywanej).

Zgodnie z normą ISO 513:2004 dotyczącą materiałów twardych na narzędzia skrawające takich, jak węgliki spiekane, ceramika, diament i azotek boru, można wyróżnić następujące grupy ceramiki narzędziowej:
– CA, zawierającą głównie Al_2O_3; stosowaną m.in. do obróbki wykończeniowej na sucho żeliwa i stali,
– CM, mieszaną na bazie Al_2O_3 z dodatkiem innych składników niż tlenki; przeznaczoną m.in. do wykończeniowego toczenia i frezowania żeliwa i stali w stanie utwardzonym,
– CN, azotkową zawierającą głównie Si_3N_4; do wysokowydajnej obróbki żeliwa szarego, obróbki żeliwa sferoidalnego i z grafitem wermikularnym oraz

obróbki superstopów na osnowie niklu. Odmianą ceramiki azotkowej jest także SiAlON; bardziej stabilny chemicznie niż Si_3N_4,
– CR, zawierającą głównie Al_2O_3, wzmocnioną np. włóknami węglika krzemu SiC (tzw. wiskersami); przeznaczoną do obróbki wykończeniowej z dużymi prędkościami skrawania, np. superstopów na osnowie niklu, a także do obróbki z udziałem cieczy chłodząco-smarujących,
– CC, z naniesioną powłoką, stosowaną np. przy gorszej skrawalności materiału obrabianego.

2. ZWIĘKSZANIE WYDAJNOŚCI I JAKOŚCI OBRÓBKI WIÓROWEJ PROWADZONEJ ZA POMOCĄ OSTRZY CERAMICZNYCH

Zwiększenie wydajności obróbki wiórowej jest m.in. związane ze stosowaniem wysokich prędkości skrawania (HSC – *High Speed Cutting*), co wiąże się z wydzielaniem dużych ilości ciepła w strefie skrawania, a to z kolei wymaga stosowania materiałów narzędziowych odpornych na wysoką temperaturę i zachowujących bardzo dużą twardość i odpowiednią wytrzymałość w tych wysokich temperaturach. Korzyści z zastosowania w obróbce HSC ceramiki narzędziowej zamiast węglików spiekanych WC–Co będą tym wyższe im stosowana będzie większa prędkość skrawania generująca więcej ciepła, gdyż ceramika jest odporna na wyższą temperaturę niż ww. węgliki spiekane; np. temperatura topnienia ceramiki Al_2O_3 to około 2050°C. Przy tym toczenie jest procesem, w którym łatwiej jest wykazać korzystny rezultat skrawania ceramiką niż przy frezowaniu, gdyż przy toczeniu ostrze płytki ceramicznej uczestniczy w skrawaniu w procesie ciągłym zwykle przez stosunkowo długi okres czasu, co powoduje generowanie wysokich temperatur przy których ostrza ceramiczne sprawdzają się lepiej niż węgliki spiekane. Podczas frezowania ostrze płytki ceramicznej uczestniczy w procesie skrawania cyklicznie co określony czas i w związku z tym potrzeba znacznie większej prędkości skrawania, aby wygenerować na ostrzu płytki tak samo wysoką temperaturę jak przy toczeniu; dlatego korzyści ze stosowania podczas frezowania ceramiki zamiast węglików spiekanych występują dopiero przy kilkukrotnie większej prędkości skrawania niż stosowana przy toczeniu [5, 6].

Rozważając możliwości dalszego zwiększenia wydajności w obróbce toczeniem i frezowaniem ostrzami ceramicznymi, należy brać pod uwagę specyfikę obróbki narzędziami z ceramiki. O ile w przypadku tradycyjnych materiałów narzędziowych: stali i węglików spiekanych, generowanie ciepła jest zwykle zjawiskiem zawsze niekorzystnym i należy się ciepła szybko pozbywać ze strefy skrawania, to w przypadku ceramiki narzędziowej sytuacja nierzadko wygląda inaczej. Generowana wysoka temperatura przed ostrzem ceramicznej płytki skrawającej, zmiękczając lub uplastyczniając materiał obrabiany, ułatwia jego usuwanie. Przykładowo temperatura generowana podczas skrawania stopu niklu, rzędu

1480°C, możliwa dla prawidłowej pracy ostrza z ceramiki, jest już niedopuszczalna dla ostrza z węglików spiekanych WC–Co, gdyż jest bliska temperatury topnienia kobaltu stanowiącego spoiwo; przy tych temperaturach ostrze z węglika spiekanego mięknie i deformuje się. Dla prawidłowej pracy ostrzami ceramicznymi istotne jest stosowanie odpowiednio wysokiej prędkości skrawania w połączeniu z wyważoną wartością posuwu, celem wytworzenia wysokiej temperatury w strefie skrawania z zapewnieniem rozchodzenia się ciepła do detalu bezpośrednio przed ostrzem skrawającym i usuwaniu go wraz z wiórem. Przy zbyt małej prędkości skrawania może następować nieprawidłowe rozchodzenie się ciepła do detalu, wzrost sil skrawania i w rezultacie awaryjne uszkodzenie płytki skrawającej. Z uwagi na występowanie wielu czynników określenie właściwych, odpowiednio dużych, prędkości skrawania w obróbce prowadzonej narzędziami ceramicznymi nie jest łatwe i często wymaga badań doświadczalnych. Jest jednakże ogólnie znana zasada, że podczas obróbki za pomocą ostrzy ceramicznych ciepło powinno być odprowadzane głównie z wiórem, co powoduje, że wióry nagrzewają się do koloru czerwonego lub białego; może to stanowić orientacyjną praktyczną informację, że dobrane zostały poprawne odpowiednio duże wartości prędkości skrawania [5, 6].

Jednym z najistotniejszych warunków zwiększania wydajności w obróbce ostrzami ceramicznymi, przy równoczesnym zapewnieniu właściwej jakości tej obróbki (dokładności i gładkości), jest zastosowanie układu obrabiarka–uchwyt–przedmiot–narzędzie (OUPN) o odpowiednio dużej sztywności. Istotne jest również dobranie właściwego do rodzaju obróbki (zgrubna, wykończeniowa) promienia naroża ostrza, zapewniającego ostrzu wystarczająco dużą wytrzymałość. W obróbce zgrubnej istotne jest także przyjęcie odpowiedniej strategii obróbki, uwzględniającej m.in. zmianę głębokości skrawania, tak aby krawędź skrawająca płytki ulegała zużywaniu w postaci wyżłobienia nie w jednym miejscu. Jeżeli obróbka wiórowa prowadzona jest z użyciem chłodziwa, to w obróbce narzędziami z ostrzami ceramicznymi powinno być ono podawane w taki sposób, aby zalewana była cała strefa skrawania i średnia temperatura płytki była na tym samym poziomie; celem uniknięcia szoków termicznych. W obróbce narzędziami ceramicznymi objętość płynu chłodzącego zwykle jest ważniejsza niż jego ciśnienie. Dla zapewnienia stałego obciążenia ostrzy i uniknięcia przedwczesnego ich uszkodzenia istotne jest zapewnienie odpowiednio dużej dokładności położenia ostrzy w głowicy frezarskiej [5, 7].

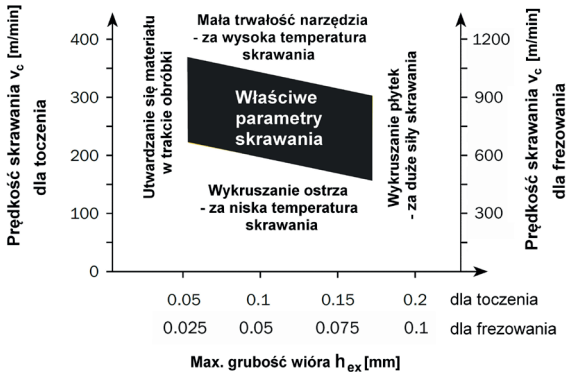
Narzędzia z ceramiki narzędziowej posiadają konkurencję ze strony materiałów ceramicznych supertwardych, jak PCBN i PCD; ceny tych narzędzi ciągle się obniżają, ich dostępność jest coraz szersza, a przy tym posiadają większą odporność na ścieranie i mogą być stosowane przy wyższych prędkościach skrawania. W wielu przypadkach ograniczeniem stosowania narzędzi supertwardych są jeszcze nadal względy ekonomiczne, a w przypadku PCD także to, że mogą być one używane tylko do obróbki materiałów nieżelaznych [6].

Przewiduje się w dalszym rozwoju narzędzi z ceramiki zwiększenie zakresu ich zastosowania i ich odporności na zużycie. Opracowane zostaną nowe kompozycje materiałów w oparciu o wysokiej czystości proszki ceramiczne (szczególnie Al_2O_3), a także dalsze zwiększanie umocnienia za pomocą wiskersów SiC. Optymalizacja przetwarzania proszków doprowadzi do wielkości ziarna jeszcze drobniejszego (poniżej 100 nm), co doprowadzi do krawędzi skrawających bardziej ostrych, o większej odporności na zużycie; wytrzymałość ostrzy zwiększana będzie poprzez m.in. zastosowanie materiałów kompozytowych. Przewiduje się również dalsze doskonalenie narzędzi z ceramiki z wykorzystaniem powłok [5, 6].

3. STOSOWANIE OSTRZY Z CERAMIKI W OBRÓBCE MATERIAŁÓW TRUDNOOBRABIALNYCH

Narzędzia z ostrzami ceramicznymi są stosowane w coraz większym stopniu m.in. w produkcji części dla przemysłu lotniczego z utwardzonych (starzonych) nadstopów żaroodpornych i/lub żarowytrzymałych na bazie niklu i kobaltu, takich jak np.: Inconel, Waspalloy i Hastelloy (zwanych także superstopami żaroodpornymi HRSA – *Heat Resistant Super Alloys*); również mają zastosowanie przy wykonywaniu elementów sprzętu medycznego ze stali nierdzewnej, tytanu i metali biozgodnych wykorzystywanych np. w implantach.

Do trudnej obróbki superstopów żaroodpornych HRSA stosowany jest SiAlON (materiał o dużej wytrzymałości mechanicznej i stabilności chemicznej, ale gorszej odporności na szoki termiczne) oraz Al_2O_3 wzmocniony wiskersami SiC (z materiałów ceramicznych na bazie tlenków najbardziej odporny na wstrząsy termiczne; twardy i posiadający ponadto bardzo wysoką wytrzymałość na rozciąganie). W obróbce tej prędkość skrawania powinna być tak dobrana, aby osiągnąć w strefie skrawania dostateczną temperaturę do uplastycznienia wióra, jednak nie może być za wysoka, aby nie zakłócić struktury ceramiki. Wartość posuwu powinna być dobrana pod kątem uzyskania wystarczająco dużej grubości wióra, aby materiał nie mógł ulec nadmiernemu utwardzeniu, ale nie może być za duża, aby wiór nie mógł powodować wykruszania krawędzi skrawającej. Większy posuw i większa głębokość skrawania wymagają zmniejszenia prędkości skrawania. Orientacyjne granice obszaru właściwych parametrów skrawania superstopów HRSA za pomocą ostrzy ceramicznych przedstawiono na rysunku 2. Frezowanie ceramiką superstopów HRSA odbywa się z 20÷30-krotnie większą prędkością skrawania niż w przypadku węglików spiekanych, co pomimo niższych posuwów (do ok. 0,1 mm/ostrze), zapewnia i tak wyższą wydajność. Ze względu na przerywany charakter obróbki frezowaniem i tym samym powstawanie mniejszej ilości ciepła niż w trakcie toczenia, podczas frezowania stosowane są prędkości skrawania rzędu v_c = 700÷1000 m/min, a przy toczeniu rzędu v_c = 200÷300 m/min. Podczas frezowania superstopów HRSA nie należy stosować chłodziwa.



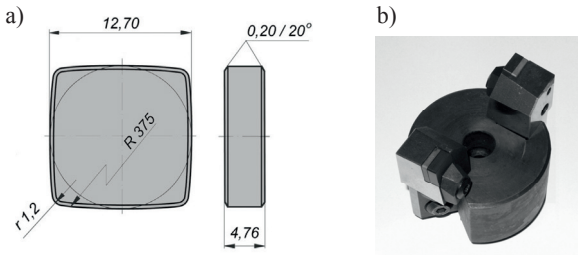
Rys. 2. Orientacyjny obszar właściwych parametrów obróbki (prędkości skrawania v_c i max. grubości wióra h_{ex}) superstopów żaroodpornych na bazie niklu i kobaltu za pomocą ostrzy z ceramiki SiAlON oraz Al_2O_3 wzmocnionej wiskersami SiC – na podstawie danych z lit. [4]

W obróbce superstopów HRSA maksymalne starcie na powierzchni przyłożenia płytki ceramicznej może wynosić VB = 0,6 mm. Płytki ceramiczne nie są jednak zalecane do obróbki wykończeniowej detali z superstopów HRSA z uwagi na uzyskiwanie niekorzystnego stanu warstwy wierzchniej materiału.

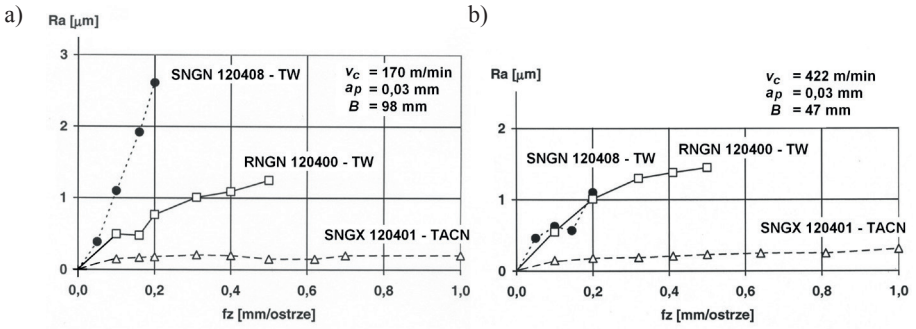
4. ROZWÓJ NARZĘDZI Z OSTRZAMI Z CERAMIKI W IZTW

W Instytucie Zaawansowanych Technologii Wytwarzania od wielu lat rozwijane są materiały ceramiczne i wykonywane są z nich narzędzia, głownie w postaci płytek wieloostrzowych. Dotyczy to zwłaszcza narzędzi do obróbki wykończeniowej stali i żeliw, w tym utwardzonych, a także do obróbki metali kolorowych.

Zwiększenie gładkości uzyskano za pomocą zastosowania specjalnej geometrii płytki skrawającej (rys. 3). Pozwoliło to przy frezowaniu stali stopowej 41Cr (40H) ulepszonej cieplnie do twardości 50 ± 2 HRC i żeliwa szarego EN-GJL-250 (Zl250) o twardości 197 ± 3 HB za pomocą płytki SNGX 120401 T02020 z ceramiki



Rys. 3. Płytka ceramiczna (a) do frezowania gładkościowego i głowica frezarska kasetowa (b) – IZTW



Rys. 4. Porównanie parametru chropowatości *Ra* uzyskanego po frezowaniu „na sucho”:
a) stali stopowej 41Cr (40H) ulepszonej cieplnie do twardości 50 ± 2 HRC,
b) żeliwa szarego EN-GJL-250 (Zl250) o twardości 197 ± 3 HB

mieszanej $Al_2O_3 + ZrO_2 + Ti (C, N)$ uzyskiwać po obróbce parametr chropowatości powierzchni *Ra* poniżej 0,3 μm (rys. 4). Płytkę mocowano w głowicy frezarskiej kasetowej zapewniającej kąty ostrza podczas skrawania: $\gamma_o = –6°$, $\alpha_o = 6°$, $\lambda_s = 0°$, $\kappa_r = 90°$. Stosowane parametry skrawania zamieszczono na rysunku.

W Instytucie rozwijana jest również technologia nanoszenia metodą PVD powłok na ceramikę narzędziową (głównie mieszaną na bazie Al_2O_3 z dodatkiem TiC), w tym powłok wielowarstwowych w skali mikro i nano. W tabeli 1 zamieszczono wyniki badań trwałości ostrzy płytek ceramicznych z różnymi powłokami i bez powłoki. Toczeniu tymi płytkami poddano stal narzędziową NC6 o składzie chemicznym: C 1,38%, Mn 0,6%, Si 0,25%, Cr 1,45%, V 0,18%, P i S do 0,03% (zbliżoną składem chemicznym do stali 1.2063), ulepszoną cieplnie do twardości 50 ±2 HRC. Płytkę SNGN 120408 T02020 mocowano w oprawce nożowej z zapewnieniem kątów ostrza: przyłożenia $\alpha_o = 6°$ i natarcia $\gamma_o = – 6°$. W obróbce „na sucho” stosowano parametry skrawania: $v_c = 150$ m/min, $f = 0,10$ mm/obr., $a_p = 0,5$ mm.

Tabela 1. Trwałości ostrzy płytek z ceramiki mieszanej powlekanych i bez powłoki

Płytka skrawająca		Liczba prób	Trwałość ostrza T [min]		
Podłoże	Powłoka		Wartość średnia	Odchylenie standardowe	Przedział ufności dla $\alpha = 0,10$
Al_2O_3 + TiC	bez powłoki	3	38,3	5,2	± 8,8
	TiN	3	49,2	3,8	± 6,4
	Ti-Zr-N/10x (TiN/ZrN)	3	64,3	8,8	± 14,8
	TiN/(TiAl)N/10x(TiN/(TiAl)N)	3	67,5	11,5	± 19,3
Uwaga: $VB_{B\,max} = 0,4$ mm, jako odpowiadające okresowi trwałości ostrza T					

Z przeprowadzonej analizy, obejmującej przy założeniu poziomu istotności $\alpha = 0{,}10$ sprawdzenie za pomocą testu t-Studenta hipotezy o równości średnich, wynika, że pod względem trwałości ostrza płytki ceramiczne ww. gatunku z powłokami wielowarstwowymi typu Ti-Zr-N/10x(TiN/ZrN) i TiN/(TiAl)N/10x(TiN/(TiAl)N) istotnie przewyższają płytki tego rodzaju powlekane warstwą TiN i bez powłoki. Również płytki z naniesioną powłoką TiN w sposób istotny przewyższają trwałością ostrzy płytki tego gatunku bez powłoki.

5. PODSUMOWANIE

W przeprowadzonych badaniach wykazano, że po naniesieniu powłok nastąpiła istotna poprawa trwałości ostrzy płytek z ceramiki mieszanej tlenkowo-węglikowej. Rezultaty badań i przeprowadzona analiza wybranych zastosowań płytek z ceramiki wskazują na jeszcze duże możliwości w zakresie rozwijania stosowania ceramiki narzędziowej w różnych obszarach wydajnej obróbki wiórowej.

LITERATURA

[1] LANTRIP J., *New Tools Needed. New cutting tool materials are required for new generation airframes*, CTE, 2008, August, s.72,74,76-78,80-82,84.
[2] LEGUTKO S., *Materiały narzędziowe w obróbce skrawaniem*, Mechanik, 2004, nr 12, s.835-841.
[3] OCZOŚ K.E., *Kierunki zwiększania produktywności procesów skrawania*, Mechanik, 2007, nr 5-6, s.325-348.
[4] *Ceramiczne materiały narzędziowe. Inteligentna i produktywna obróbka superstopów.* Materiały firmy Sandvik, 2010.
[5] *Successful application of ceramic inserts*. Modern Machine Shop, Chris Koepfer, Editor, 4/15/1999, http://www.mmsonline.com/articles/successful-application-of-ceramic-inserts.
[6] KUZIER F., *ADVANCED ARENA: Why Ceramic Cutting Tools?*. Advanced Ceramics, February 1, 2012, http://www.ceramicindustry.com/articles/92178-advanced-arena--why-ceramic-cutting-tools-.
[7] *Przewodnik po zastosowaniach: Superstopy żaroodporne*. Sandvik Coromant, 2010.

THE POSSIBILITIES OF INCREASING THE ACCURACY, SMOOTHNESS AND EFFICIENCY OF TURNING AND MILLING USING CERAMIC TOOLS

A summary is presented of the analysis of the problem of a further improvements in the accuracy, smoothness and efficiency of metal cutting by ceramic tools. The principal problems of high speed final finishing by turning and milling are stated. Some results of cutting and milling tests carried out at IZTW are reported. Prototype cutting tools for these operations are presented.

Key words: milling, rolling burnishing, sliding burnishing, accuracy, efficiency, surface geometric structure

BADANIA WPŁYWU WŁAŚCIWOŚCI CIECZY CHŁODZĄCO-SMARUJĄCYCH NA CECHY GEOMETRYCZNE WARSTWY WIERZCHNIEJ

Wojciech DOMAŃSKI[1], Tadeusz LEPPERT[2], Robert POLASIK[2]

1. WSTĘP

Stosowanie cieczy chłodząco-smarujących (CCS) jest najczęstszym sposobem wspomagania procesu skrawania, którego celem jest m.in. polepszenie warunków tribologicznych procesu, trwałości ostrza i jakości obrobionej powierzchni. Głównym zadaniem cieczy chłodząco-smarujących w procesie skrawania jest chłodzenie lub smarowanie strefy skrawania, co przyczynia się do zmniejszenia oporów skrawania, temperatury i tarcia między stykającymi się powierzchniami oraz odprowadzenie wiórów i pyłu z obszaru skrawania [1,2,5,9]. Działanie chłodzące cieczy obróbkowych jest istotne w zakresie wysokich prędkości skrawania, kiedy to utrudniony jest dostęp cieczy do strefy skrawania. Oddziaływanie cieczy chłodząco-smarującej na stan warstwy wierzchniej ukształtowanej w takich warunkach jest ograniczone [1, 13]. Tym niemniej przyczynia się do zredukowania odkształceń cieplnych obrabianego przedmiotu i zwiększenia dokładności oraz powtarzalności wymiarów. Natomiast smarowanie odgrywa ważną rolę w zakresie niskich prędkości skrawania, przeciwdziałając tarciu i powstawaniu narostu, co umożliwia zmniejszenie chropowatości obrobionej powierzchni. Funkcja ta jest istotna w przypadku skrawania stopów aluminium, stali nierdzewnych i innych trudnoskrawalnych materiałów, gdy intensywnie występuje narost lub przywieranie materiału skrawanego do ostrza [2,9].

Dobór optymalnej cieczy chłodząco-smarującej dla danego sposobu obróbki i materiału obrabianego jest zagadnieniem złożonym. Wymaga on, bowiem uwzględniania szeregu czynników technologicznych, takich jak: parametry skrawania, cechy materiału obrabianego i ostrza, a także wymaganą dokładność

[1] Centralny Instytut Ochrony Pracy – Państwowy Instytut Badawczy, ul. Czerniakowska 16, 00-701 Warszawa.

[2] Uniwersytet Technologiczno-Przyrodniczy, ul. Kordeckiego 20, 85-225 Bydgoszcz.

obróbki i właściwości warstwy wierzchniej oraz warunki kształtowania i odprowadzania wiórów z przestrzeni obróbkowej [1,5].

Postęp obróbki skrawaniem związany jest nierozerwalnie z doskonaleniem właściwości cieczy chłodząco-smarujących i metod ich podawania do strefy skrawania. W celu zmniejszenia szkodliwego oddziaływania konwencjonalnych CCS na środowisko naturalne i zdrowie pracowników, oleje mineralne i CCS na bazie olei mineralnych zastępowane są olejami roślinnymi takimi jak olej sojowy, palmowy, słonecznikowy, rzepakowy i inne [3,6,12]. Wprowadzane są specjalne dodatki smarnościowe w postaci związków siarki, lub fosforu, a także inne składniki w postaci wodnych wersenianowych roztworów kompleksów metali, np. miedzi Cu [9] lub stałych komponentów smarnościowych w postaci nanomateriałów/ nanocząstek- struktur chemicznych zawierających od kilkudziesięciu do kilkuset atomów (1-100 nm). Sporządzone z ich udziałem CCS nazywane są nanocieczami. Oddziaływanie smarujące nanocieczy zależy od morfologii, struktury nanocząstek i sposobu, w jaki ciecz doprowadzana jest do strefy skrawania a także od ich stężenia w cieczy. Nanocząstki umożliwiają zwiększenie zarówno prędkości skrawania i posuwu a także trwałości ostrza. [7,8,10,14].

Celem prezentowanej pracy było zbadanie wpływu właściwości koncentratów olejów emulgujących, dostarczonych przez firmę ARTEFAKT, na wybrane cechy struktury geometrycznej obrobionej powierzchni po toczeniu stali C45.

Badania przeprowadzone zostały w dwóch etapach:

– w pierwszym etapie zbadano wpływu właściwości trzech odmian olejów emulgujących na chropowatość powierzchni (ARTEsol, ARTEsol Ultra AL, ARTEsol Ultra EP),
– w drugim etapie określono wpływ dwóch zmodyfikowanych nanocząstkami olejów emulgujących (ATREsol Ag, ARTEsol Cu) na chropowatość powierzchni a uzyskane wyniki porównano z wynikami po toczeniu z olejem ARTEsol.

2. METODYKA BADAŃ

Badanie przeprowadzono na tokarce TUD 50 o mocy napędu głównego 6,7 kW. Toczono wzdłużnie wałki o średnicy ø150 mm ze stali konstrukcyjnej C45 – tab.1. Każdorazowo przed wykonaniem prób wałek był przetaczany do wymaganego wymiaru w celu wyeliminowania „bicia".

Dla realizacji badań wykonano specjalny, odizolowany układ podawania CCS, składający się z otwartego zbiornika wykonanego z tworzywa sztucznego, zanurzeniowej pompy, stanowiącej oryginalne wyposażenie obrabiarki i układu podającego ciecz do strefy skrawania. Emulsje, o stężeniu objętościowym 6%, wykonywano zgodnie z zaleceniami producenta.

Tabela 1. Skład chemiczny i właściwości stali X5CrNi18-10 i C45

Stężenie pierwiastków, %								
C	Si	Mn	P	S	N	Cr	Mo	Ni
0,42-0,50	0,17-0,37	0,5-0,8	≤ 0,04	≤ 0,04	–	≤ 0,30	≤ 0,10	≤0,30
Właściwości mechaniczne								
R_e, MPa			R_m, Mpa			A_5, %		*HB*
340			620			16		207

W badaniach stosowano nóż tokarski o symbolu: PEFANA MSSNR 2525-M12 z wymiennymi płytkami skrawającymi z węglików spiekanych gatunku, SNMG 120408 DSE BP30A. Płytki te zalecane są do szerokiego spektrum materiałów stalowych. W celu zminimalizowania wpływu zużycia ostrza na wyniki badań, dla każdego sposobu chłodzenia i smarowania stosowano nowe ostrze płytki skrawającej.

Badania cech struktury geometrycznej powierzchni przeprowadzono w oparciu o program statyczny zdeterminowany kompletny [11]. W celu wyczerpującego poznania oddziaływania właściwości badanych cieczy chłodząco-smarujących na wielkości wynikowe w badaniach uwzględniono szeroki zakres wartości technologicznych parametrów skrawania zalecanych przez normatywy technologiczne i producentów narzędzi zarówno dla toczenia wykończeniowego, średnio dokładnego i zgrubnego.

Przyjęto po 3 wartości dla prędkości skrawania (v_c = 67, 165, 203 m/min) i posuwu v_f= 0.08; 0,27; 0,47 mm/obr) oraz jedną dla głębokości skrawania a_p 1 mm.

W zakresie stosowanych parametrów skrawania, dla każdego z czynników badanych, przeprowadzono dziewięć prób, które w celu zwiększenia dokładności wyników powtórzono trzykrotnie.

Tabela 2 . Gatunki i właściwości olejów emulgujących stosowanych w badaniach

Właściwości	ARTEsol	ARTEsol Ultra AL	ARTEsol Ultra EP	ATREsol Ag	ARTEsol Cu
Gęstość w temp. 20°C g/cm^3	0,9	1,1	1,15	0,9	0,9
Lepkość kinetyczna w temp 40°C mm^2/s	270	105	35	270	270
Zawartość oleju mineralnego %	65	35	0	65	65
Zawartość nanocząstek Ag g/l				23	
Zawartość nanocząstek Cu g/l					23

Podczas toczenia stosowano 6% emulsję sporządzoną z podanych w tab. 2. olejów emulgujących firmy ARTEFAKT. Wymienione oleje są koncentratami oleju obróbkowego wykonanymi na bazie olejów mineralnych przeznaczonymi do sporządzania emulsji dla wszystkich rodzajów obróbki żeliwa, stali i metali kolorowych. Nie powodują powstawania nitrozoamin oraz nie zawierają związków chloru, boru i azotynu sodu.

Zastosowane nanocząstki miedzi i srebra o zawartości 99,9% Ag i Cu oraz wymiarach 40-60 nm wyprodukowane zostały przez firmę SkySpring Nanomaterial Inc.

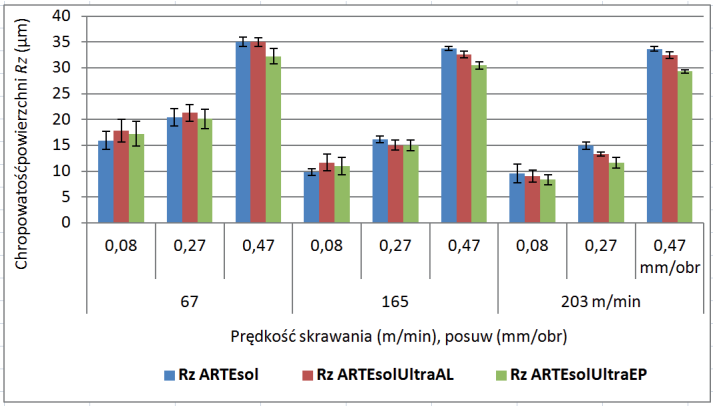
Pomiar parametrów chropowatości powierzchni *Rz* i *Ra* przeprowadzono na profilografometrze Hommel – Tester T2000, z zastosowaniem czujnika TK300 i filtra M1 DIN-4777 z następującymi parametrami: zakres pomiaru 20 μm, odcinek pomiarowy 4,8 mm, odcinek elementarny 0,80 mm, prędkość posuwu 0,50 mm/s. Zastosowano 3 krotne powtórzenia pomiarów mierzonych parametrów struktury geometrycznej powierzchni, na podstawie, których wyliczono ich średnie wartości oraz odchylenia standardowe.

3. WYNIKI BADAŃ I ICH ANALIZA

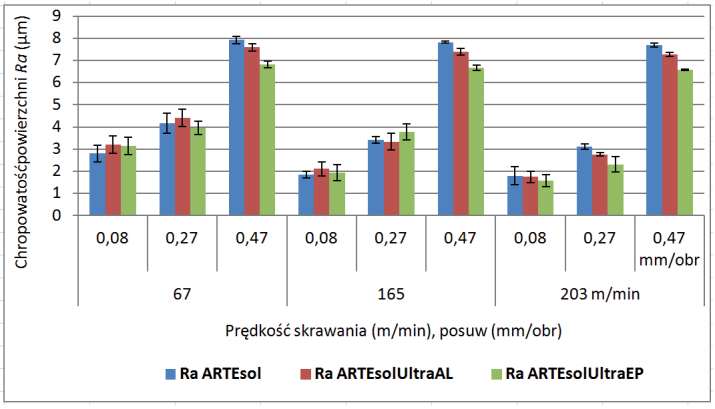
3.1. PIERWSZY ETAP BADAŃ

W pierwszym etapie badano wpływ następujących gatunków olejów emulgujących na chropowatość powierzchni:
- ARTEsol,
- ARTEsol Ultra AL,
- ARTEsol Ultra EP.

Wyniki pomiarów parametrów chropowatości *Rz i Ra* w postaci wykresów przedstawiających zależność chropowatości powierzchni od rodzaju emulsji pokazano na rysunkach 1 i 2. Wyniki pomiarów wykazały, że oddziaływanie emulsji sporządzonych z wymienionych gatunków olejów emulsyjnych zależy od stosowanych parametrów skrawania. Różnice wartości parametrów*, Rz i Ra* w zakresie stosowanych prędkości skrawania były nieznaczne po toczeniu z małym (0,08 mm/obr) i średnim (0,27 mm/obr) posuwem. Wartości tych parametrów chropowatości zawierały się w przedziale +/- odchylenie standardowe. Tym niemniej ich średnie wartości z tymi parametrami skrawania były nieznacznie mniejsze po toczeniu z emulsją z zawartością olejów emulsyjnych ARTEsol i ARTEsol Ultra EP niż po toczeniu z emulsją na bazie oleju ARTEsol Ultra AL. Istotne różnice wartości mierzonych parametrów chropowatości wystąpiły w całym zakresie wartości prędkości skrawania po toczeniu z posuwem 0,47 mm/obr. Zastosowanie emulsji z oleju ARTEsol Ultra AL i ARTEsol Ultra EP spowodowało istotne zmniejszenie wartości parametrów chropowatości w porównaniu do ich wartości po toczeniu z emulsją na bazie oleju ARTEsol, przy czym najmniejsze wartości parametrów chropowatości wystąpiły po toczeniu z emulsją ARTEsol Ultra EP. Zawarte w tym oleju komponenty EP potwierdziły korzystne ich oddziaływanie w warunkach występowania zwiększonych obciążeń ostrza. Występujące różnice między emulsją z olejem ARTEsol i ARTEsol Ultra EP w zakresie stosowanych prędkości skrawania wynosiły dla *Rz* od 8-13% a dla *Ra* do 14%. Natomiast zastosowanie emulsji z olejem ARTEsol Ultra AL spowodowało zmniejszenie wartości parametru *Ra* o około 5%.



Rys. 1. Wpływ gatunku oleju emulgującego, prędkości skrawania i posuwu na chropowatość powierzchni – parametr *Rz*

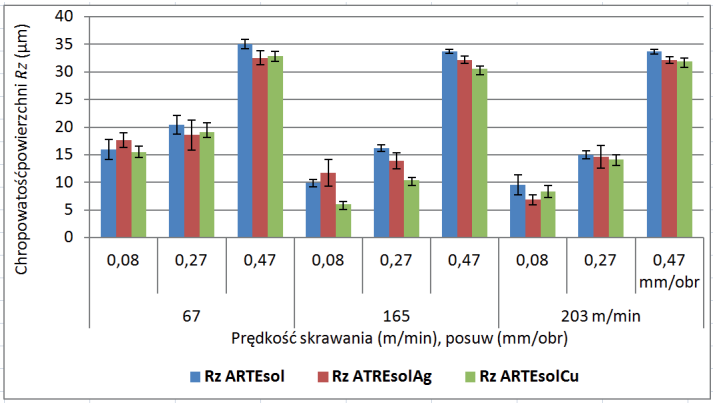


Rys. 2. Wpływ gatunku oleju emulgującego, prędkości skrawania i posuwu na chropowatość powierzchni – parametr *Ra*

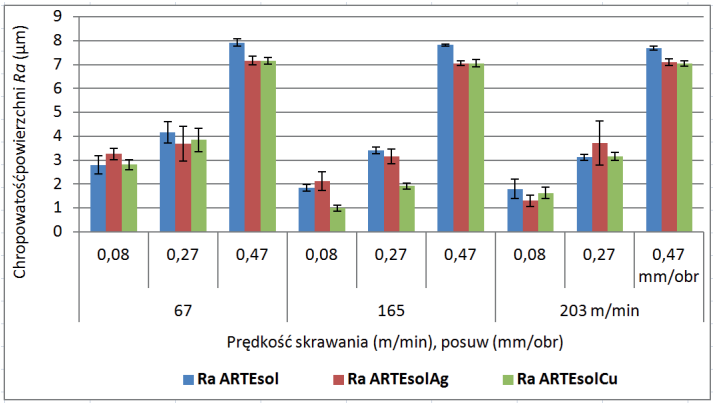
3.2. DRUGI ETAP BADAŃ

W drugim etapie badano wpływ dodatków w postaci nanocząstek srebra i miedzi zawartych w leju emulgującym ARTEsol. Olej ten według opinii producenta jest olejem o szerokim zakresie stosowania i najczęściej nabywanym przez użytkowników w przemyśle. Sporządzone emulsje oznaczono jako ARTEsol Ag i ARTEsol Cu.

Wyniki pomiarów mierzonych parametrów chropowatości *Rz i Ra* oraz wartości odchyleń standardowych dla toczonych powierzchni w warunkach chłodzenia i smarowania emulsjami sporządzonymi z wyżej wymienionych olejów emulsyjnych przedstawiają rysunki 3 i 4.



Rys. 3. Wpływ gatunku oleju emulgującego, prędkości skrawania i posuwu na chropowatość powierzchni – parametr *Rz*



Rys. 4. Wpływ gatunku oleju emulgującego, prędkości skrawania i posuwu na chropowatość powierzchni – parametr *Ra*

Zmodyfikowanie oleju emulgującego ARTEsol nanocząstkami Ag i Cu w nieznacznym stopniu wpłynęło na zmniejszenie wartości parametrów chropowatości toczonych powierzchni. W zakresie małych i średnich posuwów różnice wartości chropowatości powierzchni po toczeniu z emulsją na bazie oleju ARTEsol z nanocząstkami Ag i Cu mieściły się w przedziałach wyznaczonych przez odchylenia standardowe, bez wyraźnego trendu oddziaływania zróżnicowanych właściwości zmodyfikowanych emulsji. Większe oddziaływanie nanocząstek Ag i Cu wystąpiło w zakresie większych posuwów (0,27 i 0,47 mm/obr), kiedy to średnie wartości parametrów *Rz i Ra* po toczeniu z emulsją ARTEsol Ag i ARTEsol Cu były mniejsze niż po toczeniu z emulsją z udziałem oleju ARTEsol. Największe zmniejszenie parametru chropowatości powierzchni *Rz* i *Ra* (około 40%) wystąpiło po toczeniu z emulsją z nanocząstkami Cu i prędkością skrawania 165 m/min.

4. PODSUMOWANIE

Badania wykazały, że oddziaływanie zróżnicowanych właściwości emulsji sporządzonych na bazie olejów emulgujących dostarczonych przez ich producenta firmą ARTEFAKT zależy od stosowanych podczas toczenia wartości prędkości skrawania i posuwu.

Czynnikiem wpływającym w największym stopniu na zróżnicowanie wartości parametrów chropowatości powierzchni w zależności od właściwości chłodząco-smarujących stosowanych emulsji był posuw.

W zakresie małych i średnich posuwów (0,08 i 0,27 mm/obr) wpływ zróżnicowanych właściwości emulsji na chropowatość powierzchni był nieznaczny. Istotne różnice wartości chropowatości powierzchni wystąpiły w warunkach toczenia z posuwem 0,47 mm/obr. Przy tym posuwie największy wpływ na zmniejszenie chropowatości miało zastosowanie emulsji ARTEsol Ultra EP w porównaniu z pozostałymi emulsjami badanymi w pierwszym etapie badań.

Zmodyfikowanie oleju ARTEsol nanocząstkami Ag i Cu w nieznacznym stopniu przyczyniło się do zmniejszenia chropowatości powierzchni w przypadku toczenia z małym i średnim posuwem. Istotne zmniejszenie wartości parametrów chropowatości powierzchni wystąpiło w warunkach toczenia ze zwiększonym posuwem (0,47 mm/obr).

Nie stwierdzono znaczącego wpływu rodzaju materiału nanocząstek na chropowatość toczonych powierzchni.

Bardziej dokładne poznanie oddziaływania właściwości CCS zawierających nanocząstki wymaga przeprowadzenia pogłębionych badań, zarówno odnoszących się do samego procesu skrawania jak i cech ukształtowanej warstwy wierzchniej. Dotyczy to szczególnie właściwości i stężenia nanocząstek w oleju lub emulsji.

LITERATURA

[1] AVILA R.F., ABRAO A.M., *The effect of cutting fluids on the machining of hardened AISI 4340 steel.* J. of Materials Processing Technology, Elsevier, 2001, 119, 21-26.

[2] GRZESIK W., *Podstawy skrawania materiałów metalowych.* Warszawa, WNT,1998.

[3] JOHN J., BHATTACHARYA M., RAYNOR P. *Emulsions containing vegetable oils for cutting fluid application.* Colloids and Surfaces A: Physicochem. Eng. Aspects, 2004, 237, 141–150.

[4] KEBLINSKI P, PHILLPOT SR, CHOI SUS, EASTMANJA, *Mechanisms of heat flow in suspensions of nano-sized particles (nanofluids).* Int. J. Heat Mass Transf., 2002, 45:855–863.

[5] KLOCKE F., EISENBLAETTER G., *Dry Cutting.* Annals CIRP, 1997, 46(2), 519 – 526.

[6] LAWAL S.A., CHOUDHURY I.A., NUKMAN Y., *Application of vegetable oil-based metal working fluids in machining ferrous metals – a review.* Int. J, of Machine Tools & Manuf., Elsevier, 2012, 52 1–12.

[7] LEE C.G., HWANG Y.J., CHOI Y.M., LEE J.K., CHOI C., OH J.M., *A Study on the Tribological Characteristics of Graphite Nano Lubricants.* Int. J. Precision Eng. Manuf., 2009.10(1), 85–90.

[8] LEE J.H., HWANG K.S., JANG S.P., LEE B.H., KIM J.H., CHOI S., CHOI CJ., *Effective viscosities and thermal conductivities of aqueous nanofluids containing low volume concentrations of Al2O3 nanoparticles.* Int. J. Heat Mass Transf., 2008, 51, 2651–2656.
[9] MARZEC S., PYTKO S., *Tribologia procesów skrawania.* Nowe ciecze chłodząco smarujące. Akademia Górniczo Hutnicza, Kraków, 1999.
[10] MATTHEWA., KALAITZIDOU K., MELKOTE S., *An investigation of graphite noplatelets as lubricant in grinding.* Int. J. of Machine Tools & Manufacture, Elsevier, 2009, 49, 966–970.
[11] POLAŃSKI Z., *Metody optymalizacji w technologii maszyn,* Warszawa, PWN, 1977.
[12] OJOLO S.J., AMUDA M.O.H., OGUNMOLA, O.Y., ONONIWU, C.U., *Experimental determination of the effect of some straight biological oils on cutting force during cylindrical turning.* Materia (Rio J.), 2008, 13 (4), Rio de Janeiro.
[13] SREEJITH P.S., NGOI B.K.A., *Dry machining: Machining of the future.* J. of Materials Processing Technology, 2000, 101, 287-291.
[14] WANG W., LIU K., JIAO M., *Thermal and non-Newtonian analysis on mixed liquid–solid lubrication.* Tribology Int., 2007, 40, 1067–1074.
[15] LOPEZ DE LACALLE L.N., ANGULO C., LAMIKIZ A., SANCHEZ J.A., *Experimental and numerical investigation of the effect of spray cutting fluids in high speed milling*. J. of Materials Processing Technology, 172, 2006, 11–15.

INVESTIGATIONS OF THE EFFECT OF CUTTING LIQUIDS PROPERTIES ON SURFACE ROUGHNESS

Cutting liquids containing nanoparticles have been the subject of many scientific investigations because of their advantageous machining properties. The article presents the outcomes of the research of modified emulsified oils containing Ag and Cu nanoparticles.

Key words: turning, cooling and lubricating liquids, nanoparticles, surface roughness

WYBRANE ASPEKTY MODYFIKACJI STRUKTURY GEOMETRYCZNEJ POWIERZCHNI PO FREZOWANIU ZA POMOCĄ NAGNIATANIA TOCZNEGO I ŚLIZGOWEGO

Janusz KALISZ, Andrzej CZERWIŃSKI, Łukasz JANCZEWSKI, Kazimierz CZECHOWSKI, Waldemar POLOWSKI, Daniel TOBOŁA[1]

1. WPROWADZENIE

Wraz z rozwojem techniki, zarówno maszynom i ich częściom stawiane są coraz wyższe wymagania w zakresie ich właściwości użytkowych, a zwłaszcza niezawodności, dokładności i trwałości. Jedną z głównych cech jakości technologicznej części maszyn jest ich odporność na zużywanie się, która najczęściej determinowana jest właściwościami ich warstwy wierzchniej (WW). Odpowiednie właściwości WW części maszyn kształtowane są najczęściej w procesach obróbki mechanicznej, często poprzedzonej obróbką cieplną lub cieplno-chemiczną. Istotny wpływ na odporność na zużywanie się współpracujących części maszyn mają m.in. chropowatość ich powierzchni oraz twardość WW.

Jedną z metod obróbki wykończeniowej, która umożliwia otrzymanie WW o korzystnych właściwościach użytkowych, jest obróbka nagniataniem, polegająca na miejscowym odkształcaniu plastycznym na zimno materiału przedmiotu wskutek siłowego oraz kinetycznego współdziałania narzędzia z powierzchnią obrabianą. Nagniatanie jest powierzchniową obróbką bezwiórową, w której zgniot ograniczony jest tylko do WW; nie występuje w całym przekroju części. Nagniatanie najczęściej stosowane jest jako obróbka gładkościowa, której głównym celem jest zmniejszenie nierówności powierzchni po obróbce poprzedzającej (najczęściej wiórowej), a umocnienie WW jest dodatkową jej zaletą; może być także stosowane jako Obróbka przede wszystkim umacniająca, powodująca istotną zmianę właściwości fizycznych w WW materiału (zwłaszcza twardości) i co za tym idzie wzrost odporności na zużycie ścierne i zmęczeniowe. Zwiększenie dokładności wymiarowej i poprawa kształtu przedmiotu nagniatanego mogą być praktycznie osiągane tylko w zakresie odkształceń plastycznych nierówności

[1] Instytut Zaawansowanych Technologii Wytwarzania, ul. Wrocławska 37a, 30-011 Kraków.

powierzchni i zależą w dużym stopniu od dokładności obróbki poprzedzającej nagniatanie (wiórowej lub ściernej).

Element roboczy narzędzia nagniatającego ma najczęściej kształt kuli, krążka lub rolki. Odkształcenia plastyczne są wywołane przez układ sił powodujący naciski powierzchniowe przekraczające wartość naprężenia uplastyczniającego materiał obrabiany. Zachodzą one na zimno, powodując oprócz przemieszczenia nierówności także zgniot w WW przedmiotu obrabianego. Efektem przemieszczenia nierówności powierzchni wskutek oddziaływania na powierzchnię obrabianą gładkiego i praktycznie nieodkształcalnego narzędzia, jest zmniejszenie chropowatości powierzchni obrobionej, natomiast efektem zgniotu zasadnicza zmiana właściwości WW przedmiotu. Zjawiska te, chociaż występują najczęściej jednocześnie, mogą mieć różną intensywność zależnie od warunków i parametrów obróbki [1-7].

2. CEL I METODYKA BADAŃ

Celem badań było określenie, która z przyjętych strategii nagniatania: ortogonalna czy krzyżowa (w stosunku do kierunku frezowania poprzedzającego nagniatanie), tak dla nagniatania ślizgowego jak i tocznego (z dociskiem sprężystym), pozwoli na uzyskanie najlepszych parametrów struktury geometrycznej powierzchni (SGP).

Próbom nagniatania poddano płaskie powierzchnie próbek stopu AlCuMg1 (PA6) o twardości 100÷110 HB. Do badań wykorzystano próbki o rozmiarach 60x30 mm równomiernie rozmieszczone na płycie (rys. 1).

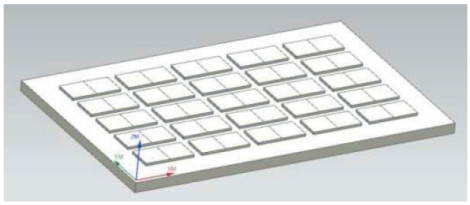
Powierzchnie próbek najpierw frezowano kształtująco frezem trzpieniowym z węglików spiekanych o średnicy 12 mm, z następującymi parametrami: głębokością skrawania a_p = 0,5 mm, posuwem na ostrze f_z = 0,04 mm/ostrze oraz prędkością skrawania v_c = 195 m/min. Następnie, po frezowaniu, przeprowadzano próby nagniatania, ale tylko na jednej połowie pola każdej z próbek (rys. 2) co pozwoliło na wykonanie pomiarów zarówno powierzchni frezowanych, jak i nagniatanych, już po zakończeniu całego procesu obróbki (poza obrabiarką).

W celu zmniejszenia tarcia i zwiększenia trwałości nagniataków w procesie nagniatania jako środek smarujący stosowano olej maszynowy.

Proces nagniatania realizowano jednym przejściem narzędziami wykonanymi w IZTW: nagniatakiem ślizgowym z kompozytu diamentowego z ceramiczną fazą wiążącą Ti_3SiC_2 o promieniu czaszy kulistej 3,5 mm (rys. 3) oraz nagniatakiem tocznym z elementem nagniatającym z ceramiki azotowej Si_3N_4 w kształcie kulki o promieniu 4 mm (rys. 4).

Nagniatanie realizowano wg przyjętych strategii (ortogonalnej i krzyżowej) ze stałym posuwem f_t = 8000 mm/min ale z różnymi parametrami.

Stosowano wartości siły nacisku sprężystego (F_N):
- przy nagniataniu tocznym: 130 N, 230 N, 430 N, 630 N,
- przy nagniataniu ślizgowym: 60 N, 90 N, 120 N,



Rys. 1. Płyta podzielona na pola



Rys. 2. Pojedyncza próbka wykorzystana w badaniach



Rys. 3. Nagniatak ślizgowy z końcówką z kompozytu diamentowego w kształcie czaszy kulistej



Rys. 4. Nagniatak toczny z elementem nagniatającym ceramicznym w kształcie kulki

Stosowano wartości posuwu poprzecznego (f_{wn}):
- przy nagniataniu tocznym: 0,02 mm, 0,04 mm, 0,06 mm, 0,08 mm,
- przy nagniataniu ślizgowym: 0,01 mm, 0,035 mm, 0,06 mm.

Cały proces obróbki (frezowaniem i nagniataniem) przeprowadzano w jednym zamocowaniu na pięcioosiowym centrum frezarskim typu DMC 75V Linear. Chropowatość powierzchni zarówno przed jak i po nagniataniu mierzono profilometrem typu Hommel-Tester T1000E.

Optymalizację prowadzono w oparciu o pełny plan badań PS/CK, określający kompletne, wszystkie możliwe układy wartości czynników badanych. Dla nagniatania ślizgowego było to 9 układów z 4-krotnym powtórzeniem dla układu centralnego, natomiast dla nagniatania tocznego 12 układów z 4-krotnym powtórzeniem dla układu centralnego.

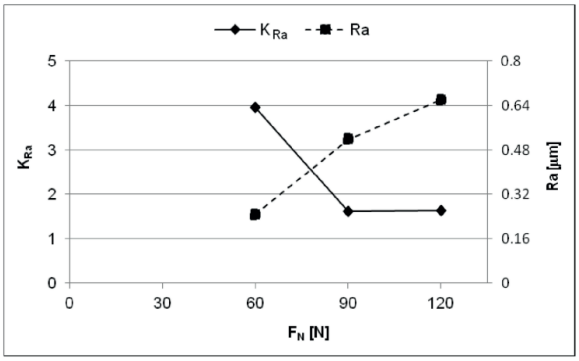
Stan geometryczny WW określono przez pomiar parametrów SGP, która była określana dla profilu R, tj. chropowatość powierzchni w układzie 2D. Oprócz wielkości zmierzonych bezpośrednio, określono również współczynnik zmniejszenia chropowatości K_{Ra}, który jest wynikiem stosownych przeliczeń (1):

$$K_{Ra} = \frac{Ra'}{Ra} \tag{1}$$

gdzie:
Ra' – średnie arytmetyczne odchylenie profilu od linii średniej (wartości przed nagniataniem),
Ra – wartości po nagniataniu.

3. WYNIKI BADAŃ

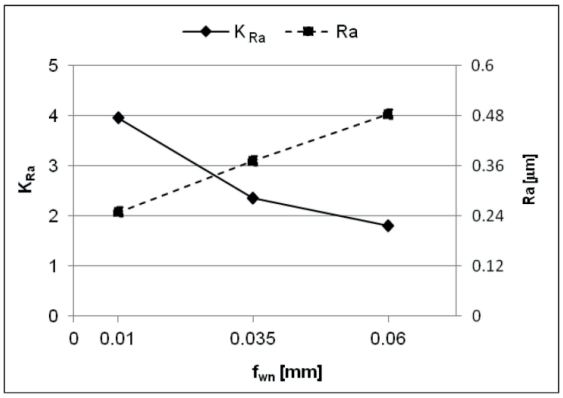
Zależności parametru chropowatości powierzchni *Ra* oraz współczynnika zmniejszenia chropowatości K_{Ra} od siły nagniatania F_N i posuwu poprzecznego f_{wn} dla badanego stopu aluminium przedstawiono w sposób graficzny na rysunkach 5÷8.



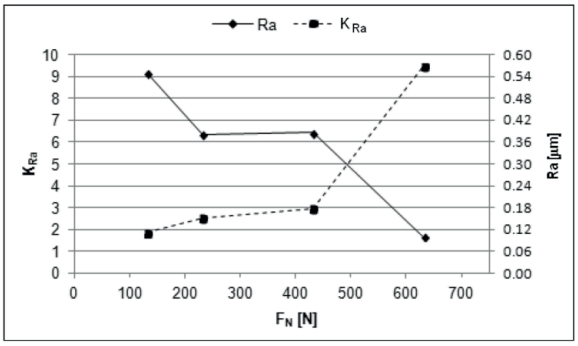
Rys. 5. Zależność współczynnika zmniejszenia chropowatości K_{Ra} oraz parametru chropowatości *Ra* od siły nagniatania F_N po nagniataniu ślizgowym ortogonalnym z posuwem poprzecznym f_{wn} = 0,01 mm

Na rysunkach 9 i 10 przestawiono porównanie średnich wartości parametru *Ra* dla różnych kierunków nagniatania tocznego i ślizgowego, przy założonym poziomie istotności $\alpha = 0{,}05$.

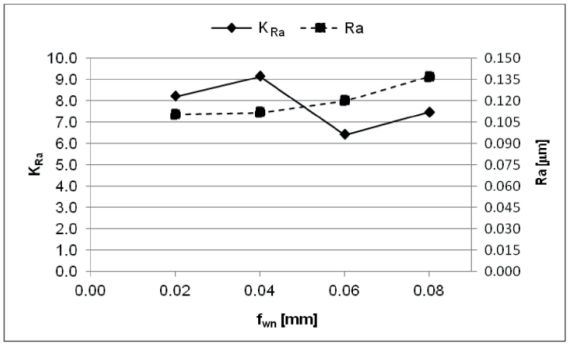
Zależność czynników zmiennych zależnych *Ra* i K_{Ra} od czynników zmiennych niezależnych F_N i f_{wn} przedstawiają w sposób graficzny wykresy warstwicowe przedstawione na rysunkach 11 i 12. Na wykresach tych, w punktach oznaczających skojarzenie czynników zmiennych niezależnych tj. $f_{wn} - F_N$ wpisywano wartości liczbowe czynnika zmiennego (w tym przypadku K_{Ra} i w nawiasach *Ra*). Następnie prowadzono tzw. „warstwicę" tzn. krzywą jednakowych wartości czynnika badanego. Z rysunku łatwo można wyznaczyć jakie obszary $F_N - f_{wn}$ zapewniają uzyskanie odpowiedniego współczynnika zmniejszenia chropowatości oraz odpowiedniej chropowatości powierzchni, a więc jakie należy stosować skojarzenia parametrów nagniatania F_N i f_{wn} aby uzyskać konkretną wartość *Ra* i K_{Ra}.



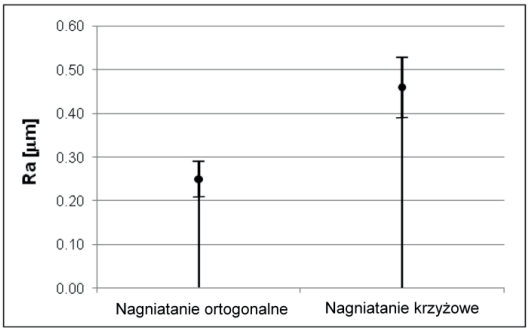
Rys. 6. Zależność współczynnika zmniejszenia chropowatości K_{Ra} oraz parametru chropowatości *Ra* od posuwu poprzecznego f_{wn} po nagniataniu ślizgowym ortogonalnym z siłą nagniatania F_N = 60 N



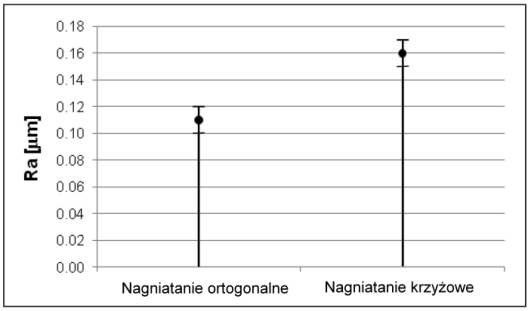
Rys. 7. Zależność współczynnika zmniejszenia chropowatości K_{Ra} oraz parametru chropowatości *Ra* od siły nagniatania F_N po nagniataniu tocznym ortogonalnym z posuwem poprzecznym f_{wn} = 0,04 mm



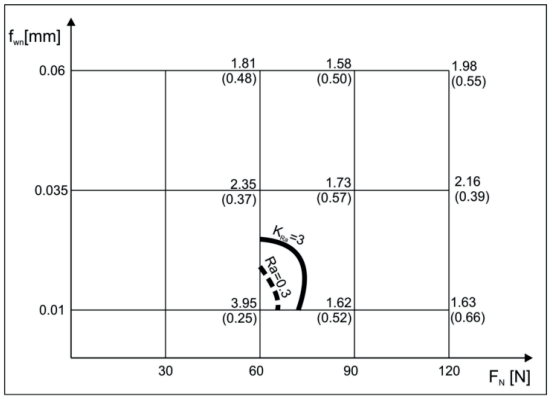
Rys. 8. Zależność współczynnika zmniejszenia chropowatości K_{Ra} oraz parametru chropowatości *Ra* od posuwu poprzecznego f_{wn} po nagniataniu tocznym ortogonalnym z siłą nagniatania F_N = 130 N



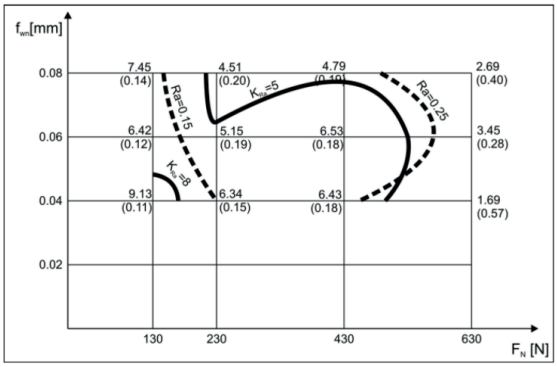
Rys. 9. Porównanie średnich wartości parametru chropowatości *Ra* dla różnych kierunków nagniatania ślizgowego z siłą F_N = 60 N oraz posuwem poprzecznym f_{wn} = 0,01 mm; poziom istotności α = 0,05



Rys. 10. Porównanie średnich wartości parametru chropowatości *Ra* dla różnych kierunków nagniatania tocznego z siłą F_N = 130 N oraz posuwem poprzecznym f_{wn} = 0,04 mm; poziom istotności α = 0,05



Rys. 11. Zależność współczynnika zmniejszenia chropowatości K_{Ra} oraz parametru chropowatości powierzchni *Ra* od siły F_N i posuwu poprzecznego f_{wn} po nagniataniu ślizgowym ortogonalnym



Rys. 12. Zależność współczynnika zmniejszenia chropowatości K_{Ra} oraz parametru chropowatości powierzchni *Ra* od siły F_N i posuwu poprzecznego f_{wn} po nagniataniu tocznym ortogonalnym

4. PODSUMOWANIE

Przeprowadzone badania i uzyskane wyniki pozwalają na sformułowanie następujących wniosków:

1. Badanie strategii nagniatania ortogonalnej i krzyżowej (w stosunku do kierunku frezowania poprzedzającego nagniatanie) wykazało, że istotnie lepsze parametry SGP pozwala uzyskiwać nagniatanie ortogonalne. Oznacza to, że ww. nagniatanie zapewnia mniejsze wartości parametru chropowatości powierzchni *Ra* oraz większe wartości współczynnika zmniejszenia chropowatości K_{Ra}. Wniosek ten dotyczy zarówno nagniatania tocznego jak i ślizgowego.
2. Badane parametry technologiczne procesu nagniatania tj. siła nagniatania i posuw poprzeczny wykazują istotny wpływ na SGP (parametr chropowatość powierzchni *Ra* i współczynnik K_{Ra}) dla obydwu sposobów nagniatania (toczne i ślizgowe). Dla badanego materiału AlCuMg1 (PA6) minimalne wartości parametru chropowatości powierzchni *Ra* uzyskano dla parametrów nagniatania:
   – F_N=130 N i f_{wn}= 0.04 mm; Ra_{min}= 0.11 μm (nagniatanie toczne ortogonalne),
   – F_N= 60 N i f_{wn}= 0.01 mm; Ra_{min}= 0.25 μm (nagniatanie ślizgowe ortogonalne).

   Największe wartości współczynnika K_{Ra} uzyskano dla parametrów nagniatania:
   – F_N= 130 N i f_{wn}= 0.04 mm; K_{Ra}= 9.13 (nagniatanie toczne ortogonalne),
   – F_N= 60 N i f_{wn}= 0.01 mm; K_{Ra} = 3.95 (nagniatanie ślizgowe ortogonalne).
3. Z uwagi na to, że uzyskane w badaniach optymalne wartości parametrów (czynników) badanych, tj. Ra_{min} i $K_{Ra_{max}}$ (rys. 11 i 12) uzyskano dla czynników zmiennych niezależnych (F_N i f_{wn}) najmniejszych z przyjętego w badaniach ich zakresu, zasadne byłoby przeprowadzenie dalszych prób, z jeszcze mniejszymi wartościami sił nagniatających (tj. dla nagniatana tocznego F_N<130 N i dla

nagniatania ślizgowego F_N<60 N), a być może także z mniejszymi posuwami poprzecznymi f_{wn} (dla nagniatania tocznego) lub większymi promieniami elementów roboczych (dla nagniatania ślizgowego). Przeprowadzenie prób dla ww. zakresów sił wymaga zmiany konstrukcji stosowanych narzędzi.

4. Porównując uzyskane wyniki badań dla nagniatania ortogonalnego tocznego i ślizgowego należy stwierdzić, że nagniatanie toczne pozwala uzyskać mniejsze wartości parametru *Ra* oraz większe wartości współczynnika K_{Ra}. Należy też zwrócić uwagę, że dla badanego stopu AlCuMg1 (PA6) wydajność nagniatania tocznego jest znacznie większa niż ślizgowego.

LITERATURA

[1] CZECHOWSKI K., POLOWSKI W., WRONSKA I., WSZOŁEK J., TOBOŁA D., KALISZ J.: *Wykończeniowa obróbka nagniataniem tocznym i ślizgowym*. Obróbka Metalu , 1, 2012, 34-41.

[2] KACZMAREK J., PRZYBYLSKI W., *The Surface Contact Characteristics after Sliding and Rolling Burnishing*. Advances in Manufacturing Science and Technology, 26, 1, 2002, 29–53.

[3] KUKIEŁKA L., *Nowoczesna metodyka projektowania procesu powierzchniowego nagniatania tocznego*. TPP' 2001. Projektowanie procesów technologicznych. Poznań 2001.

[4] PRZYBYLSKI W., *Technologia obróbki nagniataniem*. WNT, Warszawa, 1987.

[5] POLOWSKI W.: *Nagniatanie*. Rozdział w Poradniku inżyniera, konstruktora i mechanika. Obróbka skrawaniem w praktyce pod redakcją J. Stósa. Wydawnictwo Verlag Dashofer, Warszawa, 2008.

[6] POLOWSKI W., CZECHOWSKI K., TOBOŁA D., RUSEK P., KALISZ J., JANCZEWSKI Ł.: *Wybrane aspekty obróbki wiórowej jako obróbki poprzedzającej nagniatanie*. Wyd. Politechniki Wrocławskiej 2012, Obróbka skrawaniem efektywne wytwarzanie, 6 Szkoła Obróbki Skrawaniem, 503-512 (dysk CD – Mechanik 2012, nr 8-9).

[7] TUBIELEWICZ K, ZABORSKI A., *Doświadczalne wyznaczanie funkcji konstytuowania warstw wierzchnich modelujących proces obróbki nagniataniem*. Inżynieria Materiałowa, 5, 2005.

SOME ASPECTS OF MODIFYING THE GEOMETRIC STRUCTURE OF MILLED SURFACES BY SLIDING AND ROLLING BURNISHING

In the context of the strategy of improvement of milled surface finish, sliding and rolling burnishing and their parameters were analysed. These were of the surface geometric structure, SGP, after milling and burnishing. They depended on the variable burnishing forces and the burnishing strategy of cross tool path generation in the direction of the orthogonal traces of milling. The results indicate possibilities of a large improvement in suface finish by the use of burnishing with path generation in the orthogonal direction.

Key words: milling, rolling burnishing, sliding burnishing, accuracy, efficiency, surface geometric structure

STRUKTURA GEOMETRYCZNA POWIERZCHNI Z ŻELIWA SFEROIDALNEGO UZYSKANA PO OBRÓBCE DOKŁADNEJ OSTRZAMI Z CERAMIKI AZOTKOWEJ I CBN

Piotr KISZKA, Krzysztof ŻAK, Marta BOGDAN[1]

1. WPROWADZENIE

Jednym z najczęściej stosowanych materiałów odlewniczych w budowie maszyn jest żeliwo. Decydują o tym między innymi: dobre właściwości wytrzymałościowe, stosunkowo niski koszt produktów oraz niska temperatura topnienia [1]. Żeliwo sferoidalne dzięki swoim właściwościom wytrzymałościowym i mechanicznym znajduje szerokie zastosowanie w różnych gałęziach przemysłu. Stosuje się je w przemyśle budowy maszyn na korpusy obrabiarek, wały korbowe, cylindry silników, koła zębate, wały korbowe, pierścienie tłokowe, walce i wiele innych elementów [8]. Oprócz żeliwa sferoidalnego w przemyśle stosuje się również żeliwo wermikularne z grafitem robaczkowym, które pod względem właściwości zajmuje pośrednie miejsce między żeliwem szarym a sferoidalnym [3].

Do obróbki wyżej wymienionych wyrobów zaleca się stosować materiały narzędziowe o większej trwałości, takie jak: węgliki spiekane powlekane wielowarstwowo, ceramikę azotkową oraz materiały supertwarde z regularnego azotku boru CBN [5].

Chropowatość powierzchni w skrawaniu ostrzem o zdefiniowanej geometrii jest zależna od wielu czynników takich jak: geometria ostrza skrawającego, parametry skrawania oraz właściwości materiału obrabianego. Czynnikiem determinującym kształt pojedynczego śladu ostrza skrawającego, który jest podstawowym elementem profilu chropowatości powierzchni jest posuw [9].

Celem przeprowadzonych badań było dokonanie analizy powierzchni uzyskanej po obróbce dokładnej żeliwa sferoidalnego ostrzami z ceramiki azotkowej i CBN.

[1] Politechnika Opolska, Katedra Technologii Maszyn i Automatyzacji Produkcji, ul. Mikołajczyka 5, 45-271 Opole.

2. WARUNKI EKSPERYMENTU

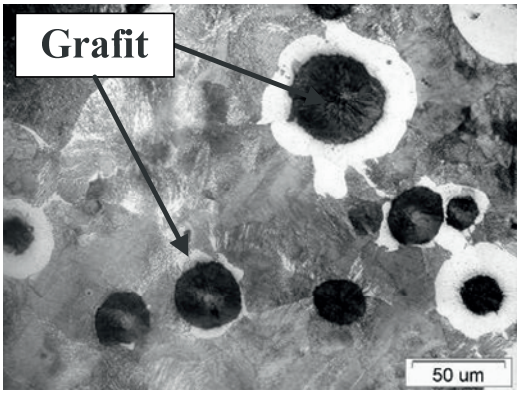
2.1. MATERIAŁ OBRABIANY

Badania doświadczalne przeprowadzono na próbkach z żeliwa sferoidalnego perlityczno-ferrytycznego o symbolu EN-GJS-500-7 zawierającego około 50% perlitu, 40% ferrytu i 10% grafitu. Skład chemiczny obrabianego materiału przedstawiono w tabeli 1.

Tabela 1. Skład chemiczny żeliwa sferoidalnego [6]

Składnik stopowy	C	Si	Cu	Mg	Mn	P	S	Cr	Zn
[%] at.	3,78	2,46	0,01	0,05	0,32	0,038	0,065	0,031	0,004

Obraz mikrostruktury żeliwa sferoidalnego przedstawiono na rys. 1. Uzyskane zdjęcie potwierdza kulisty kształt grafitu. Rozmieszczenie grafitu w materiale jest nieregularne.



Rys. 1. Zdjęcia mikrostruktury żeliwa sferoidalnego perlityczno-ferrytycznego

2.2. NARZĘDZIA SKRAWAJĄCE

W próbach toczenia wzdłużnego użyto wieloostrzowe płytki z CBN (CB 7017 BL) o geometrii TNGA 160408 S01030. W przypadku skrawania ostrzami z ceramiki azotowej (GC 1690 i CC 6090) wykorzystano płytki trójkątne o geometrii TNGA 160408 T02520. W tabeli 2 przedstawiono dodatkowe informacje o mikrogeometrii krawędzi skrawającej użytych ostrzy.

Badania doświadczalne toczenia wzdłużnego przeprowadzono w dwóch etapach. W pierwszym etapie zmiennym parametrem technologicznym była prędkość skrawania $v_c = 100 \div 400$ m/min, zaś w drugim etapie zmiennym parametrem był posuw $f = 0.04 \div 02$ mm/obr. W tabeli 3 zestawiono informacje o warunkach skrawania.

Tabela 2. Charakterystyka krawędzi skrawającej i ścinu technologicznego [4]

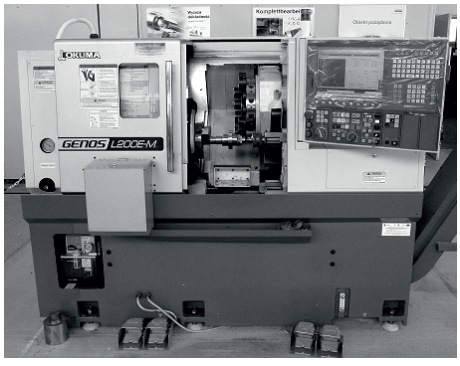
ISO	T S	Szerokość ścinu	Kąt ścinu
TNGA 160408 T02520	Ścin o ujemnym kącie natarcia	$b_{\gamma n}$= 0.25 mm	γ_n = 20°
TNGA 160408 S01030	Ścin o ujemnym kącie natarcia i zaokrąglonej krawędzi skrawającej	$b_{\gamma n}$= 0.10 mm	γ_n = 30°

Tabela 3. Parametry obróbki

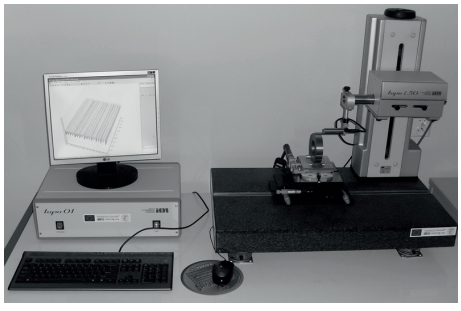
Etap I	Etap II
v_c = 100, 160, 240, 280, 320, 400, m/min f = 0,12 m/obr. a_p = 0,8 mm	v_c = 320 m/min f = 0,04; 0,08; 0,12; 0,16; 0,2 mm/obr. a_p = 0,8 mm

2.3. TECHNIKI POMIAROWE

Powierzchnie do pomiarów chropowatości powierzchni przygotowano na tokarce numerycznej GENOS L200 firmy OKUMA (rys. 2). Badania chropowatości powierzchni polegały na odwzorowaniu powierzchni obrobionej za pomocą profilografometru Hommel Tester T-1000, a pomiary 3D przeprowadzono na profilometrze Topo 01P (rys. 3).



Rys. 2. Obrabiarka wielozadaniowa Okuma Genos L200

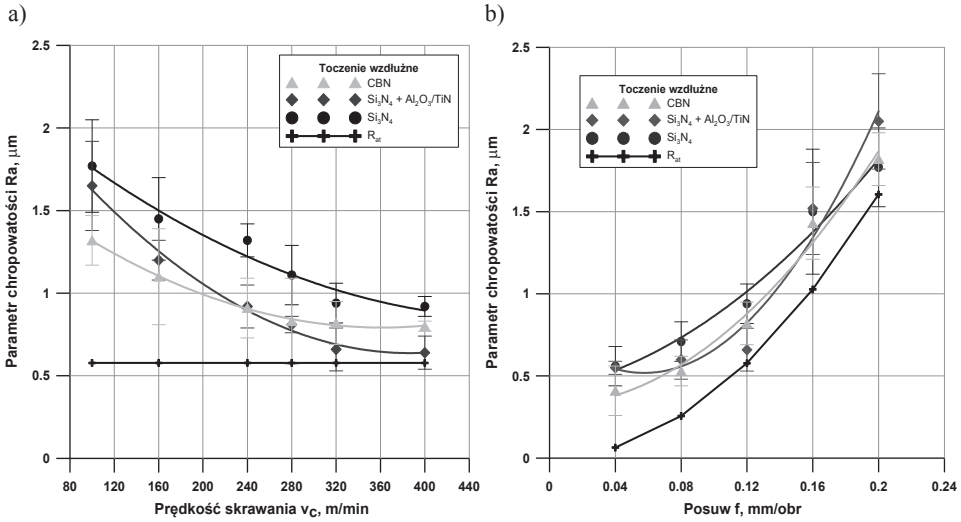


Rys. 3. Profilometr Topo 01P

Estymacji parametrów chropowatości dokonano na skanowanych obszarach o wymiarach 2,4 mm × 2,4 mm, a przemieszczenia podczas próbkowania były równe $\Delta x = 0{,}5$ µm i $\Delta y = 12{,}4$ µm. Obliczenia i wizualizację danych pomiarowych, w tym topografii powierzchni, prowadzono w programie Mountains Map v.6 firmy Digital Surf.

3. WYNIKI BADAŃ

Parametr chropowatości Ra jest jednym z najczęściej używanych parametrów chropowatości do oceny stanu geometrycznego powierzchni [7]. Jak wynika z przeprowadzonych testów toczenia wzdłużnego żeliwa sferoidalnego, wraz ze wzrostem prędkości skrawania (rys. 4a) następuje spadek wartości parametru Ra, a z drugiej strony wzrost posuwu powoduje (rys. 4b) zwiększenie wartości tego parametru. Na podstawie przeprowadzonych badań (rys. 4a) stwierdzono, że największe wartości parametru Ra (1,7÷0,9 μm) uzyskano dla ostrza z niepokrywanej ceramiki azotkowej. W przypadku skrawania ostrzem z pokrywanej ceramiki azotkowej najniższą wartość parametru Ra zmierzono dla prędkości w zakresie v_c = 240÷400 m/min. Nieznacznie większe wartości Ra zmierzono dla ostrza z CBN (v_c = 240÷400 m/min) [10]. Na wykresie naniesiono również teoretyczną wartość parametru chropowatości Rat = 0,57 μm.

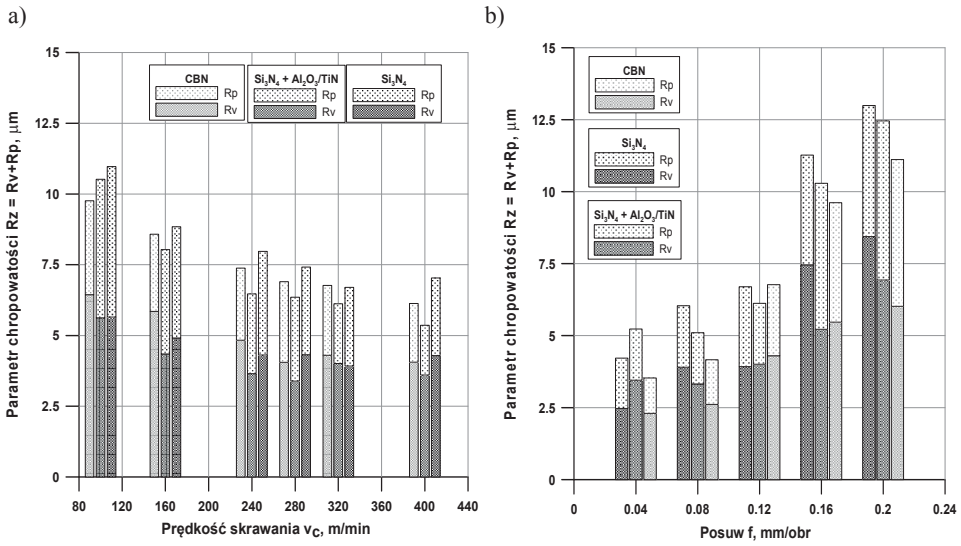


Rys. 4. Wpływ prędkości skrawania a) i posuwu b) na wartość parametru chropowatość Ra [10]

Jak wynika z rys. 4b mniejsze wartości parametru Ra uzyskano dla ostrza z CBN i pokrywanej ceramiki azotkowej w porównaniu z ceramiką niepokrywaną. Dla wszystkich badanych ostrzy narzędzi skrawających przebiegi te mają tendencję rosnącą, co jest zgodne z danymi literaturowymi [2]. Na podstawie przeprowadzonych badań chropowatości powierzchni stwierdzono, że wzrost prędkości skrawania wpływa na polepszenie jakości powierzchni (Ra). Można przypuszczać, że dalsze zwiększenie prędkości skrawania do zakresu v_c = 400÷600 m/min może doprowadzić do uzyskania wartości parametru Ra zbliżonej do wartości Rat.

Rys. 5a przedstawia wartość największej wysokości profilu (Rz) oraz udział składowych Rp (maksymalnej wysokości profilu) i Rv (maksymalnego wgłębienia

profilu) otrzymane po toczeniu dokładnym żeliwa sferoidalnego. Jak wynika z rys. 5a, wraz ze wzrostem prędkości skrawania następuje spadek wartości parametru Rz, a tym samym zmniejszenie wartości poszczególnych składowych Rp i Rv. Wartość parametru Rz zmieniała się w zakresie od 10,5 μm do 6 μm w zależności od zastosowanej prędkości skrawania i gatunku materiału ostrza narzędzia skrawającego. Analizując składowe parametru Rz zauważono relację, że Rv > Rp w badanym zakresie prędkości. Wynika to z występowania w profilu chropowatości głębokich, lokalnych wgłębień.

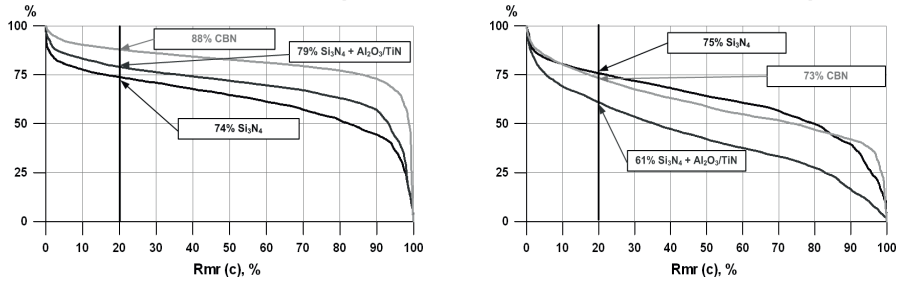


Rys. 5. Wpływ prędkości a) skrawania i b) posuwu na chropowatość powierzchni Rz

Zaobserwowano (rys. 5b), że wraz ze wzrostem posuwu następuje wzrost wartości parametru Rz w zakresie od ok. 4 μm do 12,5 μm. Cechą charakterystyczną, tak jak na rys. 5a, jest zależność składowych, że Rv > Rp. Najmniejsze wartości parametru Rz otrzymano, gdy skrawano ostrzem z CBN w badanym zakresie posuwu (wyjątek, gdy f = 0.12 mm/obr).

Na podstawie przeprowadzonych badań stwierdzono, że gdy skrawano z prędkością v_c = 400 m/min (rys. 6a) otrzymano najkorzystniejszy kształt krzywej udziału materiałowego (AF). Otrzymana powierzchnia charakteryzuje się tym, że ma usunięte wierzchołki, a tym samym odznacza się dużą odpornością na ścieranie. Na kształt omawianych krzywych największy wpływ ma posuw. Wraz z jego wzrostem kształt krzywych udziału materiałowego zmienia się z degresywno-progresywnego (zbliżony do litery S) na degresywny. Szczególnie widać to dla ostrza z pokrywanej ceramiki azotkowej (f = 0.2 mm/obr) na rys. 6b.

a) v_c = 400 m/min, f =0,12 mm/obr, a_p = 0,8 mm b) v_c = 320m/min, f = 0,2 mm/obr, a_p = 0,8 mm



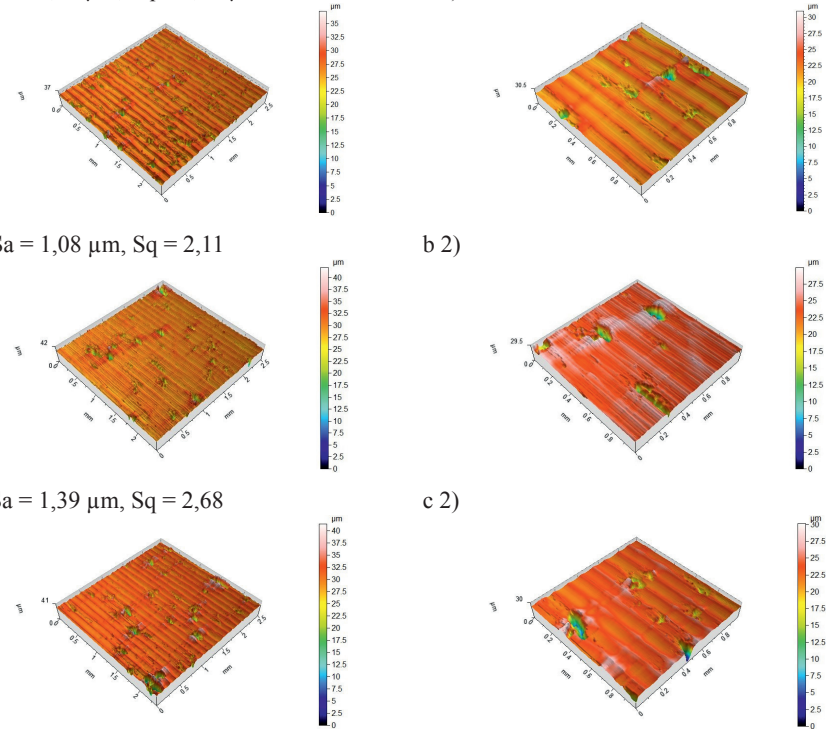
Rys. 6. Krzywe udziału materiałowego po toczeniu żeliwa sferoidalnego

Na rys. 7 przedstawiono przykładowe obrazy topografii powierzchni uzyskane po dokładnym toczeniu żeliwa sferoidalnego. Wszystkie powierzchnie utworzone są z regularnych śladów odwzorowania ostrza skrawającego. Zaobserwowano dla wszystkich powierzchni charakterystyczne lokalne wyrwania grafitu. Najmniejszą wartość parametru Sa = 1,08 µm uzyskano dla ostrza z pokrywanej ceramiki azotkowej.

a 1) Sa = 1,11 µm, Sq = 1,76 µm a 2)

b 1) Sa = 1,08 µm, Sq = 2,11 b 2)

c 1) Sa = 1,39 µm, Sq = 2,68 c 2)



Rys. 7. Przykładowe topografie powierzchni wraz z powiększeniem wybranego obszaru uzyskane po toczeniu ostrzami skrawającymi z: (a 1,2) Si_3N_4, (b 1,2) Si_3N_4+Al_2O_3/TiN, (c 1,2) CBN, (v_c = 320 m/min, f =0,12 mm/obr, a_p = 0,8 mm)

4. PODSUMOWANIE

Na podstawie przeprowadzonych badań stwierdzono, że najmniejszą wartość parametru Ra uzyskano dla ostrza z pokrywanej ceramiki azotkowej i CBN. Największy wpływ na analizowany parametr ma posuw. Wraz ze wzrostem posuwu rośnie również w sposób nieliniowy wartość parametru Ra. Z żeliwa sferoidalnego wykonuje się wiele podzespołów do silnika samochodowego, dlatego pożądany jest łagodny kształt krzywej udziału materiałowego, w celu uzyskania dobrej nośności powierzchni. Najbardziej korzystne kształty krzywej udziału materiałowego (degresywno – progresywny) otrzymano dla ostrza z CBN.

LITERATURA

[1] DOBRZAŃSKI L.: *Materiały inżynierskie i projektowanie materiałowe: podstawy nauki o materiałach i metaloznawstwo*. WNT, Warszawa 2006.
[2] GRZESIK W.: *Podstawy skrawania materiałów metalowych*. WNT 2010.
[3] KACZOROWSKI M., KRZYŃSKA A.: *Konstrukcyjne materiały metalowe, ceramiczne i kompozytowe*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa 2008.
[4] Katalog firmy Sandvik Coromant.
[5] KISZKA P., KOWALCZYK D., GRZESIK W.: *Wysokowydajne skrawanie żeliwa sferoidalnego z użyciem narzędzi z CBN*. Instytut Zaawansowanych Technologii Wytwarzania, Kraków 2011.
[6] MAŁECKA J., GRZESIK W., KOWALCZYK D., KISZKA P.: *Image analysis of wear effects when machining nodular cast iron with silicon nitride tools*. Tribologia, nr 22, 2011, str. 71–84.
[7] NOWICKI B.: *Struktura geometryczna. Chropowatość i falistość powierzchni*. WNT, Warszawa 1991.
[8] SKRZYPEK J. S., PRZYBYŁOWICZ K.: *Inżyniera metali i ich stopów*. Wydawnictwo AGH, Kraków 2012.
[9] ŻAK K., GRZESIK W.: *Wpływ stereometrii ostrza z ceramiki mieszanej na strukturę geometryczną powierzchni części kształtowanych w stanie utwardzonym*. V Szkoła Obróbki Skrawaniem pod redakcją Wita Grzesika, Opole 2011, str. 341–347.
[10] ŻAK K., KISZKA P., GRZESIK W., KOWALCZYK D.: *Skrawanie żeliwa sferoidalnego narzędziami z ceramiki azotkowej i CBN*. Mechanik, nr 8–9, 2013, (w druku).

Pomiary chropowatości powierzchni wykonał Piotr Kiszka jako stypendysta projektu Stypendia doktoranckie – inwestycja w kadrę naukową województwa opolskiego współfinansowanego przez Unię Europejską w ramach Europejskiego Funduszu Społecznego.

KAPITAŁ LUDZKI
NARODOWA STRATEGIA SPÓJNOŚCI

POLITECHNIKA OPOLSKA

UNIA EUROPEJSKA
EUROPEJSKI
FUNDUSZ SPOŁECZNY

Projekt współfinansowany ze środków Europejskiego Funduszu Społecznego

GEOMETRIC STRUCTURE OF THE SURFACE OF SPHEROIDAL CAST IRON OBTAINED AFTER PRECISION MACHINING USING NITRIDE CERAMIC AND CBN TOOLS

This paper reports the results of investigations when turning the pearlitic-ferritic (PF) spheroidal cast iron (EN-GJS-500-7 grade) using CBN and nitride ceramic tools. The experimental program covers measurements surface roughness 2D and 3D. Cutting tests were performed under variable cutting speed between 100 and 400 m/min, feed rate varying between 0.04 and 0.2 mm/rev and depth of cut equal to 0,8 mm. The data obtained can be of interest for the automotive industry.

Key words: machining, spheroidal cast iron, nitride ceramic, CBN, surface roughness

MODYFIKACJA STRUKTURY GEOMETRYCZNEJ WARSTWY WIERZCHNIEJ PRZY TOCZENIU STALI NIERDZEWNEJ O STRUKTURZE MARTENZYTYCZNEJ OSTRZAMI TYPU WIPER

Maciej KOWALSKI, Paweł KAROLCZAK[1]

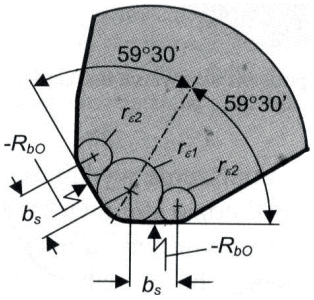
1. WSTĘP

W zasadzie w każdej gałęzi gospodarki możemy zaobserwować nieustający wzrost wymagań dotyczących jakości produkowanych dóbr, czy świadczonych usług. Szczególnie jest to widoczne w branżach zajmujących się produkcją, gdzie dodatkowo zjawisko to idzie w parze ze zwiększaniem efektywności wytwarzania i zwiększaniem trwałości wyrobów. Spowodowane jest to stosowaniem coraz to nowszych i lepszych materiałów obrabianych, a także znacznym rozwojem maszyn technologicznych i narzędzi. Powstają coraz to nowe grupy materiałowe, w wielu przypadkach, o bardzo unikatowych i ciekawych właściwościach. W przemyśle spożywczym, czy w produkcji energii jądrowej niedopuszczalne jest, aby elementy urządzeń zużywane były przez korozję. Stąd powstały stale odporne na działanie korozji, zawierające, w porównaniu ze stalami stopowymi, duże ilości dodatku chromu i niklu. W dzisiejszym świecie zastosowanie stali nierdzewnych jest bardzo szerokie, zaczynając od przemysłu ciężkiego i produkcji energii, a kończąc na mechanice precyzyjnej i elektronice. Typowe obszary zastosowań stali z tej grupy to: budownictwo, architektura, ochrona środowiska, przemysł chemiczny, przemysł farmaceutyczny, celulozowy i papierniczy, przemysł samochodowy.

W celu podwyższenia efektywności skrawania materiałów trudnoobrabialnych (w tym stali odpornych na korozję) firmy produkujące narzędzia wciąż udoskonalają materiały narzędziowe, oferują nowe powłoki na ostrza oraz modyfikują geometrię ostrzy oferowanych płytek skrawających. Działanie to podporządkowane jest uzyskaniu wysokiej jakości produktów w coraz krótszym czasie przy jednoczesnym obniżaniu kosztów produkcji. Współczesne materiały narzędziowe zezwalają na stosowanie bardzo dużych prędkości skrawania. To powoduje,

[1] Politechnika Wrocławska, Wydział Mechaniczny, Instytut Technologii Maszyn i Automatyzacji, ul. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław.

że w wielu przypadkach, nawet dla obróbek kształtujących i wykańczających moc napędu może okazać się zbyt mała. Ograniczeniem zwiększania pozostałych parametrów obróbki, czyli posuwu i głębokości skrawania są najczęściej: dopuszczalne siły skrawania, zbyt mała moc napędu głównego obrabiarki oraz pogarszająca się chropowatość powierzchni [2]. Jeśli głównym powodem niemożliwości zwiększenia posuwu jest chropowatość powierzchni, uzasadnione wydaje się być wprowadzenie ostrzy o geometrii Wiper.



Rys. 1. Ostrze typu Wiper [1]

W ostrzach tych wprowadzono pewne zmiany na przejściowej, pomocniczej krawędzi skrawającej. Naroże ma krawędź w postaci pojedynczego łuku o bardzo dużym promieniu zaokrąglenia lub też składa się z kilku promieni $r_{\varepsilon 1}$ i $r_{\varepsilon 2}$ tworzących krawędź dogładzającą.

Dzięki zmodyfikowanej geometrii płytki te mogą pracować z podwyższonymi posuwami przy zachowaniu małej chropowatości powierzchni. Producenci narzędzi skrawających podają, że maksymalna skuteczność ostrzy Wiper to dwukrotne zmniejszenie chropowatości przy tym samym posuwie. Producenci podają także, że dla małych posuwów skuteczność ta jest mniejsza. W pracach [1,2,3] stwierdzono, że dla posuwów większych niż 0,14 mm/obr skuteczność zastosowania ostrzy typu Wiper może być większa i dochodzić do 4,5 krotnego lub nawet 5,5 krotnego, w przypadku toczenia austenitycznych stali nierdzewnych, zmniejszenia chropowatości powierzchni.

2. METODYKA BADAŃ

Celem badań było sprawdzenie stopnia skuteczności działania ostrzy typu Wiper w toczeniu wzdłużnym trudnoobrabialnych stali nierdzewnych o strukturze martenzytycznej.

Badaniom skrawalności poddano stal odporną na korozję o oznaczeniu X46Cr13. W tabeli 1 przedstawiono skład chemiczny badanej stali, natomiast w tabeli 2 pokazano jej właściwości fizyczne i mechaniczne.

Tabela 1. Skład chemiczny stali X46Cr13 wg PN EN 1706:2007

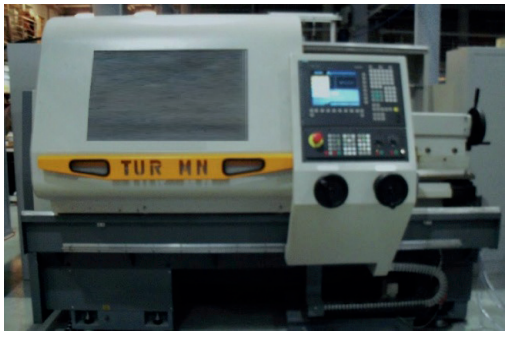
SKŁAD CHEMICZNY [%] stali X46Cr13					
C	Si	Mn	P max	S max	Cr
0,45	0,6	0,5	0,04	0,015	13,5

Tabela 2. Właściwości fizyczne i mechaniczne X46Cr13 wg PN EN 1706:2007

WŁAŚCIWOŚCI FIZYCZNE I MECHANICZNE stali X46Cr13			
HB/*HV* max	*Rm* [N/mm^2] max	*Re* [N/mm^2] min	*A5* [%] min
245	780	345	12

Z powodu niskiej przewodności cieplnej obrabialność tego materiału jest gorsza niż innych stali stopowych. Stal ta, z racji tego, że w jej skład wchodzi 13,5% Cr i 0,45% C, w wysokiej temperaturze ma strukturę dwufazową α i γ. Ważnym obszarem jej zastosowań jest przemysł medyczny – bowiem wyrabia się z niej narzędzia i przyrządy chirurgiczne.

Próby toczenia przeprowadzono na tokarce sterowanej numerycznie TUR 560MN (rys. 2). Do skrawania zastosowano 2 różne płytki skrawające:
– CCMT 09T304 – MF (płytka rombowa o geometrii tradycyjnej),
– CCMT 09T304 – WF (płytka rombowa o geometrii Wiper).



Rys. 2. Tokarka sterowana numerycznie TUR 560MN

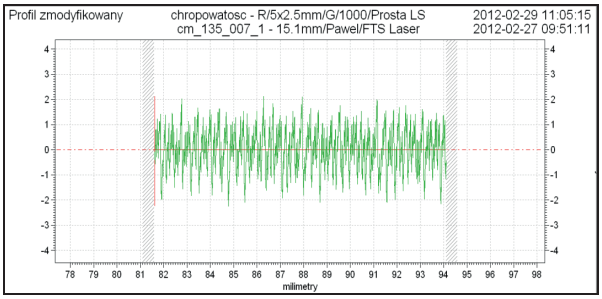
Płytki zamocowano w oprawce SCLCR 2020K09. Kąt przystawienia κ_r wynosił 95°. Próby toczenia przeprowadzono w szerokim zakresie parametrów skrawania wykańczających dobranych tak, aby spełniały wymagania producenta zarówno dotyczących płytek tradycyjnych, jak i Wiper. Zastosowano stałą głębokość skrawania a_p = 0,5 mm, trzy prędkości skrawania v_c = 135; 180; 220 m/min oraz pięć posuwów f = 0,07; 0,11; 0,15; 0,2; 0,3 mm/obr.

Pomiary chropowatości powierzchni wykonano na profilografometrze Form Talysurf 120L firmy Taylor Hobson Limited.

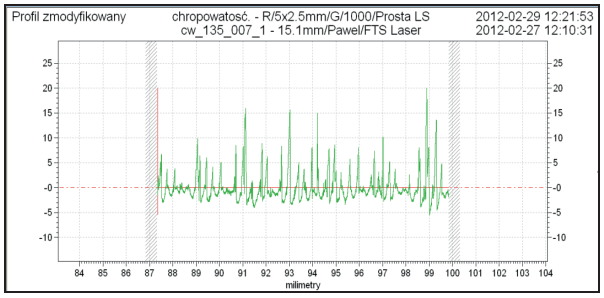
3. WYNIKI BADAŃ

Pomiar chropowatości 2D przeprowadzono na odcinku pomiarowym o długości 15 mm, z krokiem próbkowania 0,25 mm. Tak zmierzone powierzchnie filtrowano, w celu oddzielenia chropowatości od falistości i błędów kształtu, filtrem Gaussa z wielkością „cut-off" 2,5 mm. Każdą z powierzchni mierzono w 3 miejscach, obracając próbkę o 120°. Na rysunkach 3 i 4 pokazano przykładowe fragmenty profili chropowatości mierzonych powierzchni, które były skrawane z prędkością v_c = 135 m/min i posuwem f = 0,07 mm/obr.

Do analizy chropowatości badanych powierzchni wytypowano parametry *Ra i Rz*. Parametry te charakteryzują się małą zmiennością wartości niezależnie od zastosowanych metod pomiaru chropowatości. Dlatego dość często stosuje się je do opisu chropowatości powierzchni w warunkach przemysłowych.

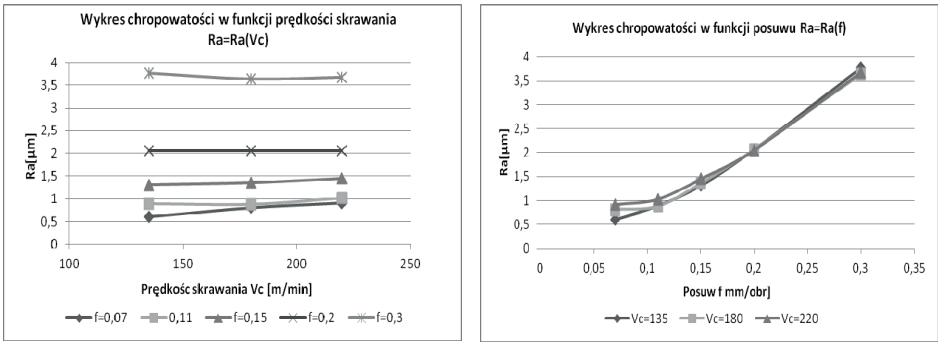


Rys. 3. Profil chropowatości powierzchni martenzytycznej stali nierdzewnej X46Cr13 po obróbce płytką rombową o geometrii tradycyjnej z parametrami skrawania v_c = 135 m/min i f = 0,07 mm/obr

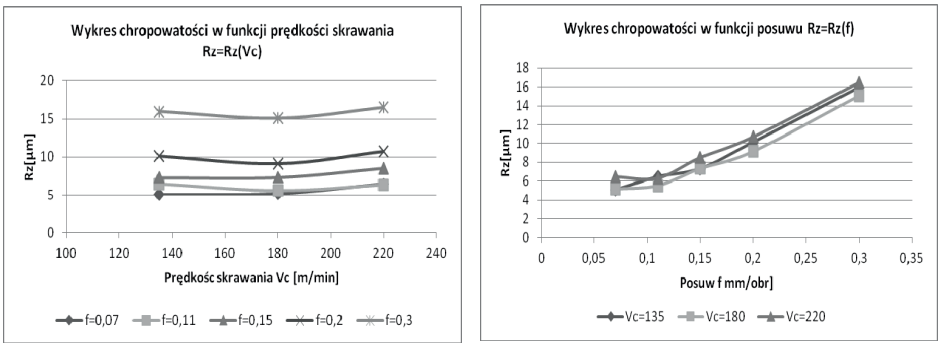


Rys. 4. Profil chropowatości powierzchni martenzytycznej stali nierdzewnej X46Cr13 po obróbce płytką rombową o geometrii WIPER z parametrami skrawania v_c = 135 m/min i f = 0,07 mm/obr

Na rysunkach 5 i 6 pokazano wpływ prędkości skrawania i posuwu na wybrane parametry chropowatości powierzchni po toczeniu badanej stali nożem z płytką CCMT 09T304-MF o tradycyjnej geometrii, przy głębokości skrawania a_p = 0,5 mm.



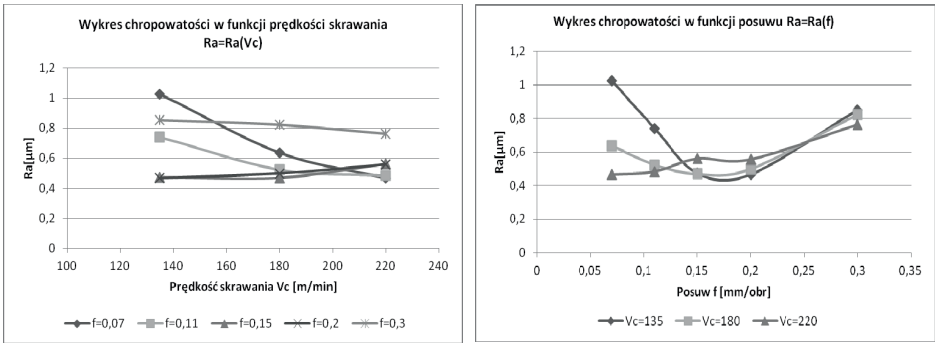
Rys. 5. Wartość parametru chropowatości *Ra* w funkcji prędkości skrawania i posuwu po toczeniu płytką CCMT 09T304-MF



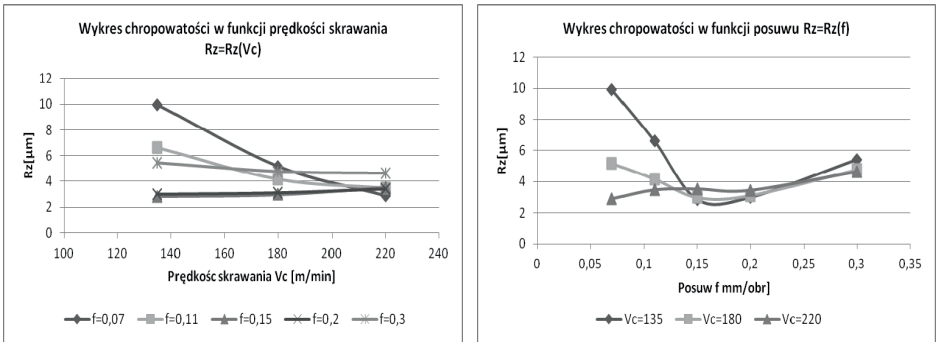
Rys. 6. Wartość parametru chropowatości *Rz* w funkcji prędkości skrawania i posuwu po toczeniu płytką CCMT 09T304-MF

W badanym zakresie zmian prędkości skrawania jej wpływ na wartość wysokościowych parametrów chropowatości powierzchni stali chromowej martenzytycznej jest niewielki. Różnica w wartościach parametrów waha się w granicach 2 µm. W przypadku zmian wartości zastosowanego posuwu parametry chropowatości utrzymują się na stałym poziomie dla f = 0,07 – 0,11 mm/obr. Natomiast w zakresie posuwów większych od 0,11 mm/obr zaobserwowano szybki wzrost wartości badanych parametrów. Można stwierdzić, że wartości *Ra* i *Rz*, wraz ze zwiększeniem się posuwu od 0,07 mm/obr do 0,3 mm/obr wzrosły około trzykrotnie.

Na rysunkach 7 i 8 pokazano wpływ prędkości skrawania i posuwu na wybrane parametry chropowatości powierzchni po toczeniu badanej stali nożem z płytką CCMT 09T304-WF o geometrii WIPER, przy głębokości skrawania a_p = 0,5 mm.



Rys. 7. Wartość parametru chropowatości *Ra* w funkcji prędkości skrawania i posuwu po toczeniu płytką CCMT 09T304-WF



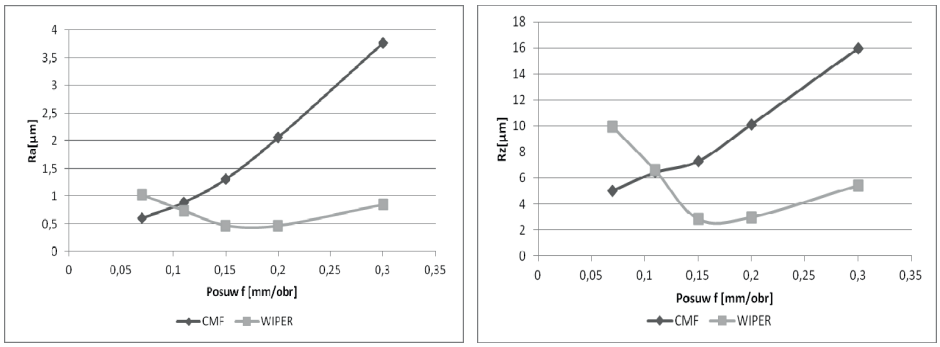
Rys. 8. Wartość parametru chropowatości *Rz* w funkcji prędkości skrawania i posuwu po toczeniu płytką CCMT 09T304-WF

W badanym zakresie zmian prędkości skrawania można stwierdzić, że jej wpływ na wartość wysokościowych parametrów chropowatości powierzchni stali martenzytycznej jest, dla wyższych wartości zastosowanych posuwów (f = 0,15–0,3 mm/obr), niewielki. Natomiast podczas zmiany posuwu w zakresie f = 0,07– ,11 mm/obr stwierdzono znaczny spadek wartości obu badanych parametrów chropowatości Można to tłumaczyć przyleganiem materiału skrawanego do badanego ostrza, które to zjawisko występowało najintensywniej w przypadku zastosowania małych prędkości skrawania w połączeniu z małymi posuwami. Ponadto zaobserwowano, że przy małych prędkościach i posuwach powstawał długi i splątany wiór, który mógł rysować powierzchnię obrobioną.

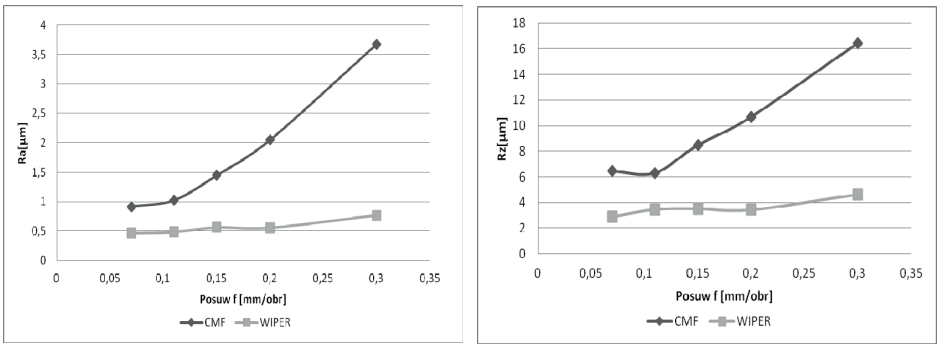
W przypadku zmian zastosowanego posuwu można stwierdzić zakłócenia przebiegu badanych wartości parametrów chropowatości w zakresie ich najmniejszych wartości f = 0,07–0,15 mm/obr. Może to być spowodowane charakterem ostrzy typu Wiper, które mają więcej niż jeden promień naroża. W związku z tym można stwierdzić, że kształtowanie powierzchni tymi ostrzami nie odbywa się według zależności kinematyczno-geometrycznej. Stąd też widoczne są pewne

zakłócenia w zakresie małych posuwów. Powyżej wartości granicznej posuwu – 0,15 mm/obr można zaobserwować zgodny z teorią wzrost wartości chropowatości wraz ze wzrostem posuwu.

Na rysunkach 9 i 10 porównano przebieg zmian parametrów chropowatości dla płytek o geometrii tradycyjnej i WIPER.



Rys. 9. Porównanie wartości parametrów chropowatości *Ra* i *Rz* w funkcji posuwu i rodzaju geometrii zastosowanej płytki skrawającej (CMF – tradycyjna), v_c = 135 m/min



Rys. 10. Porównanie wartości parametrów chropowatości *Ra* i *Rz* w funkcji posuwu i rodzaju geometrii zastosowanej płytki skrawającej (CMF – tradycyjna), v_c = 220 m/min

Analiza otrzymanych wyników pozwala stwierdzić, że wraz ze wzrostem posuwu rośnie pozytywny wpływ geometrii Wiper. Jak już wcześniej wspomniano producenci narzędzi podają, że naroże typu Wiper pozwala na obniżenie parametrów chropowatości średnio o około 50%. Dla najniższej badanej prędkości skrawania v_c = 150 m/min stwierdzono, że poprawę taką można uzyskać dla posuwów od 0,15 mm/obr. Dla posuwów mniejszych, stosując płytki Wiper, uzyskano niewielką poprawę chropowatości lub, dla posuwu 0,07 mm/obr, wręcz zwiększenie parametrów chropowatości powierzchni. W przypadku najwyższej zastosowanej prędkości skrawania v_c = 220 m/min płytka WIPER pozwoliła na otrzymanie

niższych wartości parametrów chropowatości w całym zakresie badanych posuwów. Znaczny wzrost działania wygładzającego zaobserwowano dla posuwów większych od 0,15 mm/obr. Na przykład, dla posuwu 0,3 mm/obr, ostrze z geometrią WIPER pozwala obniżyć wartość uzyskiwanego parametru *Ra* o około 85%, a *Rz* o około 70%.

4. PODSUMOWANIE

Zastosowanie ostrzy wygładzających stwarza możliwości uzyskania znacznego zmniejszenia chropowatości uzyskiwanych po toczeniu martenzytycznych stali nierdzewnych. Stwierdzono, że w przypadku małych posuwów efekt zastosowania ostrzy WIPER jest nieznaczny lub wręcz niekorzystny. W przypadku małych posuwów działania ostrza wygładzającego jest nieznaczne, albowiem dla takich warunków skrawania odwzorowanie narzędzia o niewielkim nawet promieniu nie wywołuje dużych nierówności powierzchni. Dopiero zastosowanie tradycyjnej geometrii ostrza przy dużych posuwach jest źródłem wysokiej chropowatości powierzchni i dopiero w takich warunkach pracy ostrze wygładzające w pełni może wykazać swoją skuteczność.

LITERATURA

[1] CICHOSZ P., *Narzędzia skrawające*. WNT, Warszawa 2006.
[2] CICHOSZ P., KOŁODZIEJ M.: *Wpływ ostrzy typu Wiper na chropowatość obrobionej powierzchni oraz siły skrawania.* Obróbka skrawaniem – Zaawansowana technika (pod red. Huberta Latosia), Wydawnictwa Uczelniane Uniwersytetu Technologiczno-Przyrodniczego, Bydgoszcz 2009.
[3] ESTEVEZ CORREIA A., PAULO DAVIM J., *Surface roughness measurement in turning carbon steel AISI 1045 using Wiper inserts.* Measurement 44(2011) s. 1000–1005.
[4] KAROLCZAK P., KOWALSKI M.: *Influence of use of Wiper blades upon surface roughness in machining of austenitic stainless steel.* Progressive and innovative machining technology and manufacturing techniques. Proceedings of VIII. International Scientific Conference, Žilina-Podjavorník, 5th-7th September 2012. Žilina : University of Žilina. s. 34–37.

MODIFICATION OF SURFACE LAYER GEOMETRIC STRUCTURE IN MARTENSITIC STAINLESS STEEL TURNING WITH WIPER INSERTS

Stainless steels are materials resistant to atmospheric, chemical and electrochemical corrosion in an environment of acids, bases and salts. The study involved X46Cr13 steel. Because of the low thermal conductivity the machinability of this material is worse than the other alloy steel. This paper presents the results of research timing to checking level of effectiveness of a Wiper inserts use in martensitic stainless steel longitudinal turning.

Key words: martensitic stainless steels, smoothing insert geometry, surface roughness

WPŁYW PARAMETRÓW SKRAWANIA NA MIKROTWARDOŚĆ TECHNOLOGICZNEJ WARSTWY WIERZCHNIEJ PO TOCZENIU STALI AUSTENITYCZNEJ 1.4301

Grzegorz KRÓLCZYK[1], Maksymilian GAJEK[1], Stanisław LEGUTKO[2]

1. WPROWADZENIE

W stalach nierdzewnych o austenitycznej strukturze występuje połączenie dobrych właściwości mechanicznych i dobrej odporności na korozję. Stale te spotykamy w wielu zastosowaniach. Między innymi z powodu lepszej wytrzymałość i odporności na utlenianie w wysokich temperaturach, niż stale niskostopowe oraz ponieważ są one tańsze od stopów na bazie Ni [8]. Stale austenityczne uważane są za materiał trudny w obróbce [7]. Podczas procesu obróbki skrawaniem często występuje narost oraz nieregularne zużycie [12]. Obniża to jakość obrabianych powierzchni oraz powoduje zmniejszenie żywotności narzędzi skrawających. Aby korzystać z właściwości mikrostruktury stali austenitycznej konieczne są badania jakości powierzchni obrabianych. Według Jang i in. [5] powierzchnia ta jest miarą jakości obrobionej powierzchni i jest interpretowana, jako wielkość opisująca rzeczywistą strukturę zarówno powierzchni, jak i struktury podpowierzchniowej. Spójność powierzchni jest zwykle definiowana przez mechaniczne, metalurgiczne, chemiczne i topologiczne właściwości powierzchniowe. Jest to szczególnie istotne zwłaszcza w produkcji drogich części maszynowych o skomplikowanym kształcie. Bardzo ważne jest, aby kontrolować mikrostrukturę oraz właściwości fizyczne i mechaniczne stali. Według Salomona i Salomona [14], w przypadku stali o strukturze austenitycznej odkształcenie plastyczne może wywoływać przemianę austenitu w martenzyt. Właściwości materiału ze stali austenitycznej są silnie uzależnione od przekształcenia sieci ściennie centrowanej austenitu FCC (z ang. *face cubic centered*) w sieć regularną przestrzennie centrowaną BCC (z ang. *body centered cubic*). Przekształcenie może wystąpić podczas obróbki cieplnej lub pod wpływem odkształceń mechanicznych [4]. Według Kundrak i in. [11] proces toczenia z dużymi prędkościami skrawania generuje ciepło, a temperatura materiału

[1] Politechnika Opolska, Wydział Inżynierii Produkcji i Logistyki, ul. Ozimska 75, 45-370 Opole.
[2] Politechnika Poznańska, Wydział Budowy Maszyn i Zarządzania, ul. Piotrowo 3, 60-965 Poznań.

obrabianego w obszarze krawędzi skrawającej może osiągnąć temperaturę przemiany. Sasahara w swoich badaniach [13] wykazał, stosując stal o zawartości 0,45% C oraz ostrze skrawające o promieniu naroża 0,8 mm, że twardość na powierzchni obrabianej zwiększa się wraz ze zmniejszaniem się promienia naroża ostrza. Ponadto udowodnił, że posuw nie wpływa na twardość powierzchni, dla wartości pomiędzy 0,05 a 0,4 mm/obr. Ezugwu i in. [2] wykazali, że geometria ostrza skrawającego w procesie obróbki stopów na bazie niklu stanowi istotny parametr trwałości i jakości obrabianej powierzchni. Ezugwu i Tang [1] stwierdzili, że powierzchnia obrobiona płytką romboidalną powoduje większą mikrotwardość w porównaniu do płytek skrawających o kształcie okrągłym. Javidi i in. [6] zaobserwowali odkształcenie plastyczne na granicy ziaren w warstwie podpowierzchniowej. Potwierdzili również, że różne warunki skrawania nieznacznie wpływają na twardość obrabianej powierzchni. Badaniami wskaźników stanu powierzchni oraz siłami w procesie toczenia stali austenitycznych zajmowali się także Fernández-Abia A. I. i in [3]. W swoich badaniach nie przedstawili oni jednak wyników badań wpływu obróbki skrawaniem na mikrotwardość Technologicznej Warstwy Wierzchniej (TWW). Takie badania dla stali AISI 304 przedstawili natomiast Yan L. i in. [15], ale bez badań wpływu prędkości skrawania na mikrotwardość TWW.

Wcześniejsze badania własne autorów dotyczyły kwestii trwałości ostrza skrawającego [9] oraz chropowatości powierzchni [10], ale publikacje te nie przedstawiały problemów związanych z jakością powierzchni. W niniejszej pracy przedstawiono problemy badawcze związane z mikrotwardością powierzchni po toczeniu powlekanymi narzędziami z węglików spiekanych. Głównym celem badań było określenie wpływu prędkości skrawania oraz posuwu na mikrotwardość TWW.

2. MATERIAŁ OBRABIANY, OSTRZE SKRAWAJĄCE, POMIAR MIKROTWARDOŚCI

Materiałem obrabianym była stal 1.4301 (wg DIN EN 10088-1) o austenitycznej strukturze. Skład chemiczny obrabianego materiału oraz dane techniczne narzędzia skrawającego przedstawiono w tabelach 1 i 2.

Tabela 1. Skład chemiczny stali 1.4301

Pierwiastek	C	Si	Mn	P max	S	N	Cr	Ni	Inne
Zawartość % w stali	0,07	1,00	2,00	0,045	0,015	0,11	17,5 19,5	8,0 10,5	–

Tabela 2. Specyfikacja ostrza skrawającego

Ostrze	Substrat	Powłoka
N1 MM 2025	Twardość: 1350 HV3 Symbol: M25, P35	Powłoki: Ti(C,N) – (2 μm) (Górna warstwa) Al_2O_3 – (1,5 μm) (Środkowa warstwa) TiN – (2 μm) (Dolna warstwa) Technika powlekania: CVD

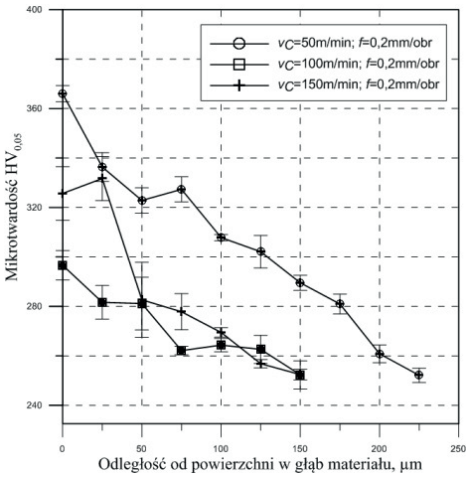
Płytka skrawająca o geometrii TNMG 160408 zamocowana została w oprawce zaciskowej ISO-MTGNL 2020-16. Na podstawie zaleceń przemysłowych wytypowano zakres parametrów skrawania: v_c = 50–150 m/min, f = 0,2–0,4 mm/obr, a_p = 1 mm. Badania wykonywano w warunkach produkcyjnych. Program badań realizowano na tokarce sterowanej numerycznie FAMOT 400 CNC firmy Famot – Pleszew S.A.

Pomiary mikrotwardości wykonane zostały w głąb materiału wzdłuż linii prostej prostopadłej do powierzchni obrabianej (promieniowo). Plan badań zakładał realizację pomiaru mikrotwardości do głębokości, dla której uzyskana zostanie twardość porównywalna z twardością rdzenia badanych próbek. Pierwszy punkt pomiaru mikrotwardości znajdował się w odległości do 10 μm od powierzchni obrobionej, zależnie od wzniesienia, czy wgłębienia profilu. Drugi pomiar wykonany został na głębokości 25 μm, kolejne pomiary wykonane zostały, co 25 μm, aż do osiągnięcia twardości rdzenia. Pomiary mikrotwardości wykonane zostały za pomocą mikrotwardościomierza MHV-2000. Obciążenie wgłębnika przyjęto zgodnie z normą PN-EN ISO 6507-1. Norma ogranicza czas zwiększania obciążenia do osiągnięcia żądanej siły F do 15 s. Dlatego też w czasie badań przyjęto bezpieczny czas 10 s oraz obciążenie wgłębnika 0,49 N.

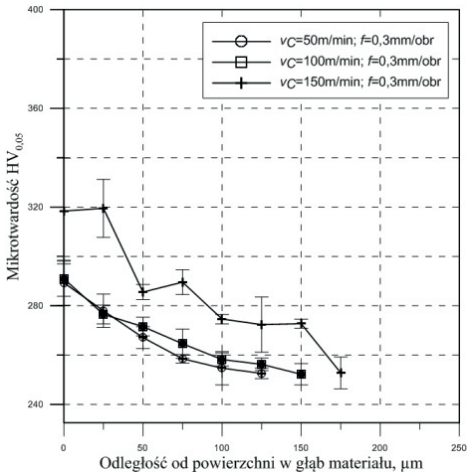
3. ANALIZA WYNIKÓW

Charakterystyka TWW zależna jest od wielu czynników, między innymi od parametrów technologicznych, jak i od stereometrii oraz mikrogeometrii ostrza skrawającego. W procesie konstytuowania warstwy wierzchniej duże znaczenie ma prędkość skrawania. Jest to parametr w istotny sposób determinujący intensywność ciepła generowanego w strefie skrawania. Można przypuszczać, że ciepło wnikające w warstwę wierzchnią materiału obrobionego będzie wpływać na funkcjonalność jej powierzchni, m.in. na mikrotwardość. Z tego względu w badaniach skoncentrowano się na ustaleniu wpływu prędkości skrawania na mikrotwardość TWW.

Wyniki badań wpływu prędkości skrawania na mikrotwardość warstwy wierzchniej badanej stali austenitycznej przedstawione zostały na rys. 1. Toczenie odbywało się z wykorzystaniem ostrza N1, dla posuwu f = 0,2 mm/obr. oraz stałej głębokości skrawania a_p = 1 mm; obróbka na sucho. Wyniki przedstawiono w formie wykresów, jako średnią arytmetyczną trzech pomiarów mikrotwardości wraz z odchyleniem standardowym.



Rys. 1. Wpływ prędkości skrawania na mikrotwardość warstwy wierzchniej po toczeniu stali austenitycznej (f = 0,2 mm/obr, a_p = 1 mm, obróbka na sucho)

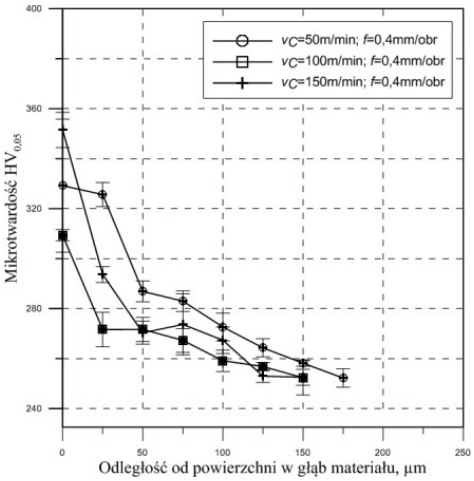


Rys. 2. Wpływ prędkości skrawania na mikrotwardość warstwy wierzchniej po toczeniu stali austenitycznej (f = 0,3 mm/obr, a_p = 1 mm, obróbka na sucho)

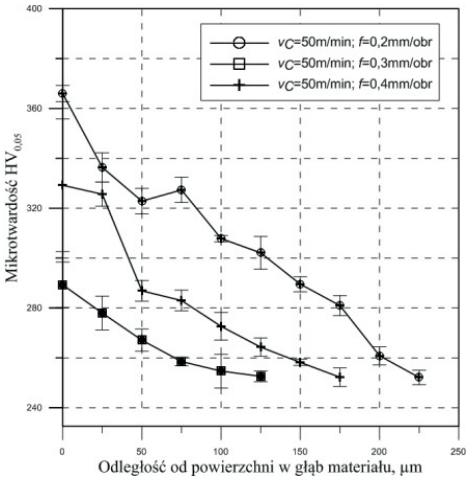
Największe wartości mikrotwardości uzyskano dla prędkości v_c = 50 m/min. Otrzymano je dla warstwy najbliżej powierzchni obrobionej tj. na głębokości do 10 µm. W tym przypadku mikrotwardość wyniosła ponad 360 HV 0,05. Dla większych prędkości skrawania (v_c = 100 i 150 m/min) uzyskano w tym obszarze mikrotwardość średnio o 10% mniejszą dla v_c = 150 m/min oraz o 20% mniejszą dla v_c = 100 m/min. Wraz z oddalaniem się od powierzchni mikrotwardość TWW maleje, osiągając w analizowanym przypadku twardość rdzenia na głębokości około 225 µm dla v_c = 50 m/min oraz 150 µm dla v_c = 100 i 150 m/min. Na rysunku 1 można zaobserwować monotoniczny i łagodny spadek wartości mikrotwardości TWW dla v_c = 50 i 100 m/min, natomiast mikrotwardość dla większych prędkości skrawania (v_c = 150 m/min) charakteryzuje się ostrym kątem spadku wartości oraz większymi fluktuacjami zmian, co jest potwierdzone wartością odchylenia standardowego. Przyczyną tego stanu rzeczy może być niejednorodne odkształcenie materiału, a tym samym umocnienie austenitu na różnych głębokościach warstwy wierzchniej.

Na rysunku 2 przedstawione zostały wyniki pomiarów mikrotwardości TWW w funkcji prędkości skrawania po toczeniu ostrzem N1, dla posuwu f = 0,3 mm/obr. oraz stałej głębokości skrawania a_p = 1 mm, także dla obróbki bez użycia substancji chłodząco-smarującej. Największe wartości mikrotwardości uzyskano dla prędkości v_c = 150 m/min – na poziomie niemal 320 $HV_{0,05,}$ natomiast mikrotwardość TWW dla prędkości skrawania v_c = 50 i 100 m/min kształtuje się na tym samym poziomie około 290 HV 0,05. Wraz ze wzrostem prędkości skrawania mikrotwardość po toczeniu stali 1.4301 dla posuwu f = 0,3 mm/obr rośnie, osiągając

twardość rdzenia na głębokości około 125 μm dla v_c = 50 m/min, 150 μm dla v_c = 100 m/min oraz 175 μm dla v_c = 150 m/min. Dla prędkości skrawania v_c = 50 i 100 m/min można zaobserwować monotoniczny i łagodny spadek wartości mikrotwardości TWW, natomiast w przypadku prędkości skrawania v_c = 150 m/min, tak jak w poprzednim analizowanym przypadku występują znaczne fluktuacje zmian wartości. Większa głębokość utwardzenia dla wzrostu prędkości skrawania spowodowana jest prawdopodobnie wyższą temperaturą w procesie skrawania. Ze wzrostem prędkości skrawania generowana jest większa ilość ciepła, która wnika głębiej w materiał obrobiony.



Rys. 3. Wpływ prędkości skrawania na mikrotwardość warstwy wierzchniej po toczeniu stali austenitycznej (f = 0,4 mm/obr, a_p = 1 mm, obróbka na sucho)

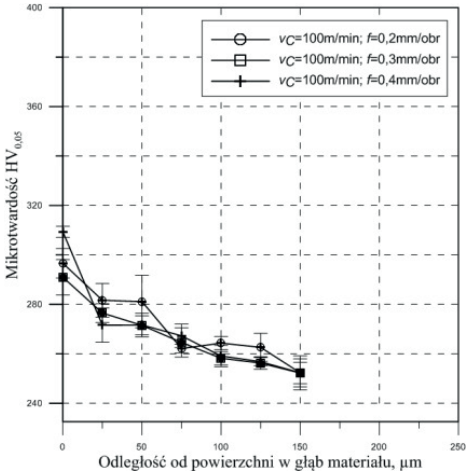


Rys. 4. Wpływ posuwu na mikrotwardość warstwy wierzchniej po toczeniu stali austenitycznej (v_c = 50 m/min, a_p = 1 mm, obróbka na sucho)

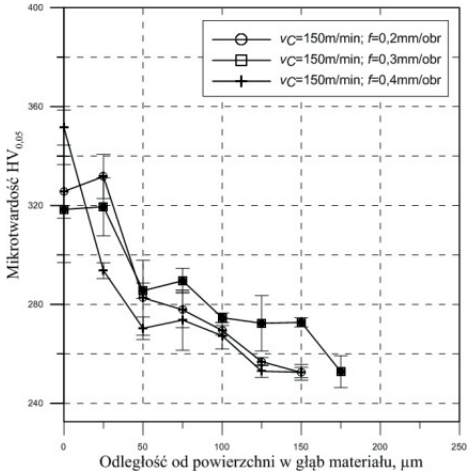
Kolejny analizowany przypadek zilustrowany na rysunku 3 dotyczy wyników pomiarów mikrotwardości TWW dla zmiennej prędkości skrawania oraz stałych f = 0,4 mm/obr i a_p = 1 mm. Dla największego z badanych posuwów głębokość utwardzenia kształtuje się na poziomie podobnym, jak dla wartości f = 0,3 mm/obr., tj. na poziomie 150 – 175 μm. Największe średnie wartości mikrotwardości uzyskano dla prędkości v_c = 150 m/min i wyniosły one 350 $HV_{0,05}$. Najmniejsze natomiast wartości mikrotwardości 310 HV 0,05 uzyskano dla prędkości skrawania v_c = 150 m/min i są mniejsze od największych o około 10%. Dla badanych prędkości skrawania zaobserwować można ostry spadek wartości mikrotwardości TWW, co spowodowane jest prawdopodobnie największym z badanych posuwem. Dla analizowanych wartości prędkości skrawania i największego z posuwów, można zaobserwować ostry kąt spadku wartości mikrotwardości TWW w przedziale od powierzchni materiału obrobionego do 50 μm oraz łagodny spadek

wartości mikrotwardości w drugiej części głębokości utwardzenia od 50–75 μm do 150–175 μm.

Na rysunku 4 przedstawiono wpływ posuwu na mikrotwardość TWW dla stałych prędkości i głębokości skrawania (v_c = 50 m/min, a_p = 1 mm). Największe wartości mikrotwardości uzyskano dla posuwu f = 0,2 mm/obr., najmniejsze dla f = 0,3 mm/obr. Wartości mikrotwardości oscylują w przedziale 280 do 365 HV 0,05. Analogicznie do wartości mikrotwardości TWW zmierzonej najbliżej powierzchni obrobionej kształtuje się głębokość utwardzenia, która dla średniej wartości posuwu f = 0,3 mm/obr wynosi 125 μm. Wartość głębokości utwardzenia dla kolejnego posuwu (f = 0,4 mm/obr) jest o 50 μm większa i wynosi 175 μm. Największą głębokość utwardzenia zanotowano dla najmniejszego z badanych posuwu f = 0,2 mm/obr. Najwyższa głębokość utwardzenia dla stałych: prędkości skrawania v_c = 50 m/min oraz głębokości skrawania a_p = 1 mm wyniosła 225 μm. Dla analizowanych wartości posuwu można zaobserwować monotoniczny spadek wartości mikrotwardości TWW.



Rys. 5. Wpływ posuwu na mikrotwardość warstwy wierzchniej po toczeniu stali austenitycznej (v_c = 100 m/min, a_p = 1 mm, obróbka na sucho)



Rys. 6. Wpływ posuwu na mikrotwardość warstwy wierzchniej po toczeniu stali austenitycznej (v_c = 150 m/min, a_p = 1 mm, obróbka na sucho)

Kolejny analizowany przypadek przedstawiony na rysunku 5 dotyczy pomiarów mikrotwardości TWW dla zmiennego posuwu oraz stałych v_c = 100 m/min i a_p = 1 mm, analogicznie do poprzednich analizowanych przypadków dla obróbki bez użycia substancji chłodząco – smarującej. Dla rozpatrywanych posuwów w przedziale od 0,2 do 0,4 mm/obr. nie zaobserwowano istotnych zmian mikrotwardości TWW, tj. głębokość utwardzenia dla wszystkich badanych wartości posuwu wyniosła 150 μm. Początkowa zmierzona wartość mikrotwardości

znajdująca się pod powierzchnią obrobioną badanej stali austenitycznej znajduje się w przedziale od 290 do 310 HV 0,05. Dla analizowanych wartości posuwu można zaobserwować monotoniczny oraz łagodny spadek wartości mikrotwardości TWW. Ponadto wyniki przedstawionych eksperymentów charakteryzują się małymi fluktuacjami zmian, co jest potwierdzone wartościami odchylenia standardowego. W analizowanym przypadku odnotować można brak wpływu posuwu na mikrotwardość TWW. Zarówno brak jest wpływu na głębokość utwardzenia, jak również na największą wartość mikrotwardości HV 0,05.

Ostatni analizowany przypadek zilustrowany na rysunku 6 dotyczy pomiarów mikrotwardości TWW dla zmiennego posuwu oraz stałych v_c = 150 m/min i a_p = 1 mm. Dla największej z badanych prędkości skrawania głębokość utwardzenia kształtuje się na poziomie podobnym, jak dla wartości v_c = 100 m/min, tj. na poziomie 150–175 μm. Wartości mikrotwardości różnią się zasadniczo kątem spadku wartości mikrotwardości HV 0,05. W analizowanym przedziale wartości posuwu, zaobserwować można ostry kąt spadku wartości mikrotwardości od powierzchni materiału obrobionego do 50 μm. Średnia wartość największej mikrotwardości oscyluje w przedziale od 320 do 350 HV 0,05.

4. WNIOSKI

Na podstawie wyników eksperymentów przedstawionych w niniejszej pracy można sformułować następujące wnioski:

1. Głębokość utwardzenia TWW po toczeniu stali austenitycznej 1.4301 ostrzem z węglika spiekanego powlekanego powłoką z ceramiczną warstwą pośrednią, dla badanego zakresu parametrów technologicznych, dochodzi do 225 μm.
2. Maksymalna mikrotwardość dla toczenia stali austenitycznej w badanym zakresie parametrów technologicznych osiąga wartość przeszło 360 HV 0,05.
3. Nie odnotowano jednoznacznego wpływu prędkości skrawania oraz posuwu na wartość mikrotwardości TWW stali 1.4301 o strukturze austenitycznej.
4. Spadek wartości mikrotwardości TWW w warstwie podpowierzchniowej (do 50 μm) charakteryzuje się ostrym kątem dla dużych wartości zarówno posuwu, jak i prędkości skrawania.
5. Konieczne byłyby badania struktury TWW, dla badanych zakresów parametrów skrawania, co pozwoliłoby na przedstawienie fizykalnej interpretacji uzyskanych wyników.

LITERATURA

[1] EZUGWU E. O., TANG S.H., *Surface abuse when machining cast iron (G-17) and nickel-base superalloy (Inconel 718) with ceramic tools*. Journal of Materials Processing Technology, 55, 1995, 63–69.

[2] EZUGWU E.O., WANG Z.M., MACHADO A.R., *The machinability of nickel-based alloys: a review.* Journal of Materials Processing Technology, 86, 1999, 1–16.
[3] FERNÁNDEZ-ABIA A. I., BARREIRO J., LACALLE L. N. L. D., MARTÍNEZ S., *Effect of very high cutting speeds on shearing, cutting forces and roughness in dry turning of austenitic stainless steels.* International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 57 (1–4), 2011, 61–71.
[4] HILKHUIJSEN P., GEIJSELAERS H. J. M., BOR T. C., PERDAHCIOĞLU E. S., BOOGAARD A. H., AKKERMAN R., *Strain direction dependency of martensitic transformation in austenitic stainless steels: The effect of γ-texture.* Materials Science and Engineering: A. Volume 573, 2013, 100–105.
[5] JANG D. Y., WATKINS T. R., KOZACZEK K. J., HUBBARD C. R., CAVIN O. B., *Surface residual stresses in machined austenitic stainless steel,* Wear, 194, 1996, 168–173.
[6] JAVIDI A., RIEGER U., EICHLSEDER W., *The effect of machining on the surface integrity and fatigue life.* International Journal of Fatigue, 30(10–11), 2008, 2050–2055.
[7] JIANXIN D., JIANTOU Z., HUI Z., PEI Y., *Wear mechanisms of cemented carbide tools in dry cutting of precipitation hardening semi-austenitic stainless steels.* Wear, 270(7–8), 2011, 520–527.
[8] KOSEC L., ŠAVLI Š., KOŽUH S., HOLJEVAC GRGURIĆ T., NAGODE A., KOSEC G., DRAŽIĆ G., GOJIĆ M., *Transformation of austenite during isothermal annealing at 600 – 900°C for heat-resistant stainless steel.* Journal of Alloys and Compounds, 567, 2013, 59–64.
[9] KROLCZYK G., GAJEK M., LEGUTKO S., *Predicting the tool life in the dry machining of duplex stainless steel*. Eksploatacja i Niezawodnosc – Maintenance and Reliability. 15 (1), 2013, 62–65.
[10] KROLCZYK G., LEGUTKO S., GAJEK M., *Predicting the surface roughness in the dry machining of duplex stainless steel,* Metallurgy. 52(2), 2013, 259–262.
[11] KUNDRAK J.A., MAMALIS G., GYANI K., BANA V., *Surface layer microhardness changes with high-speed turning of hardened steels.* International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 53 2011, 105–112.
[12] PARO J., HANNINEN H., KAUPPINEN V., *Tool wear and machinability of X5 CrMnN 18-18 stainless steels.* Journal of Materials Processing Technology. 119, 2001, 14–20.
[13] SASAHARA H., *The effect on fatigue life of residual stress and surface hardness resulting from different cutting conditions of 0.45%C steel.* International Journal of Machine Tools and Manufacture, 45 (2), 2005, 131–136.
[14] SOLOMON N., SOLOMON I., *Deformation induced martensite in AISI 316 stainless steel.* Revista de Metalurgia, 46 (2), 2010, 121–128.
[15] YAN L., YANG W., JIN H., WANG Z., *Analytical modelling of microstructure changes in the machining of 304 stainless steel.* The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 58, 2012, 45–55.

EFFECT OF CUTTING PARAMETERS ON TECHNOLOGICAL SURFACE LAYER MICROHARDNESS AFTER TURNING 1.4301 AUSTENITIC STAINLESS STEEL

The aim of the study was to determine the technological surface layer (TSL) microhardness of 1.4301 austenitic stainless steel after turning of coated carbide tool point. TSL microhardness identified the steel for various technological parameters of the turning process. The study was conducted within a production facility during production of parts for electric motors and submersible pumps.

Key words: technological surface layer, microhardness, austenitic stainless steel

WPŁYW NAWĘGLANIA I HARTOWANIA NA DOKŁADNOŚĆ WYKONANIA KÓŁ ZĘBATYCH

Andrzej LORENC[1], Anna SŁAWIŃSKA[2]

1. WPROWADZENIE

Wzrost wymagań dokładności wykonania kół zębatych przy zwiększeniu wydajności produkcji powoduje rozwój nowych technologii obróbczych. Wprowadzenie nowych narzędzi do obróbki kół zębatych powoduje zwiększenie szybkości skrawania przy frezowaniu oraz pozwala obrabiać materiały o twardości do 62 HRC. Są jednak koła, które muszą być nawęglane i hartowane [3]. Koła o wysokiej odpowiedzialności pod względem wytrzymałości i dokładności wymagają odpowiedniej technologii wykonania. Po frezowaniu poddawane są obróbce nawęglania, hartowania, odpuszczania, a następnie szlifowania uzębienia. Zwiększone wymagania technologiczne i koszty produkcji wymuszają powstawanie nowych technologii obróbki cieplnej. Metoda nawęglania, hartowania jak i odpuszczania w osobnych procesach stosowana jest coraz rzadziej. Stosowane są metody nawęglania, hartowania i odpuszczania w jednym procesie, w atmosferze ochronnej. Obecnie coraz częściej stosowana jest metoda nawęglania, hartowania i odpuszczania w próżni [1, 2]. Tę metodę wykorzystuje się często jako obróbkę ostateczną.

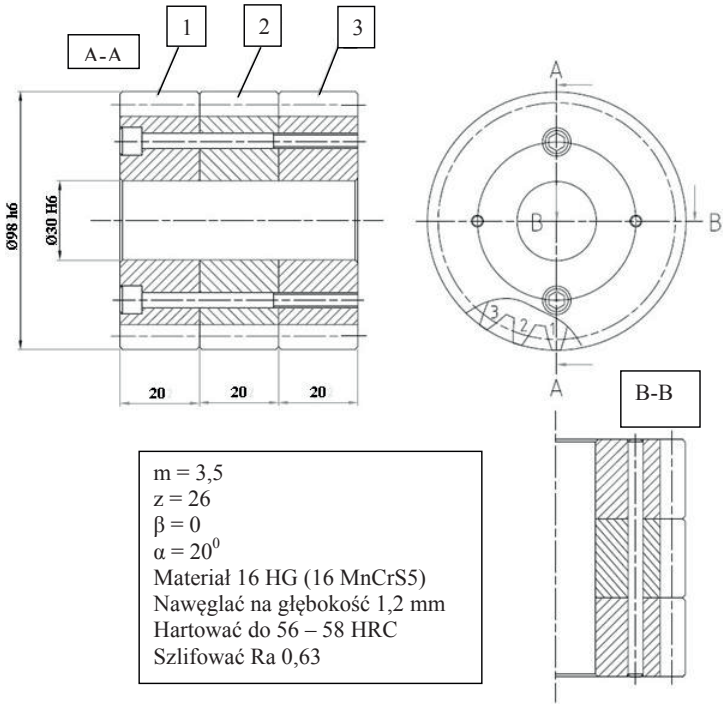
W referacie przedstawiono wpływ poszczególnych rodzajów obróbki nawęglania, hartowania i odpuszczanie na dokładność wykonanych kół.

2. PRZYGOTOWANIE PRÓBEK I WARUNKI OBRÓBKI CIEPLNEJ

Do badań zaprojektowano specjalne obtoczki, wykonane ze stali 16MnCr5 (poprzednie oznaczenie 16HG). W celu wyeliminowania różnic wykonawczych zmontowano trzy obtoczki razem ustalając je dwoma kołkami i zabezpieczając dwiema śrubami (Rys. 1). W tak zmontowanych trzech kołach szlifowano otwór oraz średnicę zewnętrzną.

[1] Instytut Obrabiarek i Technologii Budowy Maszyn Politechniki Łódzkiej, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź.

[2] Katedra Pojazdów i Podstaw Budowy Maszyn Politechniki Łódzkiej, ul. Żeromskiego 116, 94-024 Łódź.



Rys. 1. Sposób wykonania kół do badań. Koło nr 1 – nawęglanie i hartowanie próżniowe, koło nr 2 – nawęglanie i hartowanie w atmosferze ochronnej, koło nr 3 – nawęglanie i hartowanie metodą tradycyjną

Następnie frezowano uzębienie na frezarce obwiedniowej i szlifowano na szlifierce typu NILES metodą obwiedniowo-podziałową. Tak wykonane koła zębate po szlifowaniu pomierzono.

Po wykręceniu śrub i wyjęciu kołków powstały trzy koła odpowiednio oznakowane (Rys. 1).Każde z kół wysłano do innego zakładu i poddano różnym sposobom obróbki cieplnej:

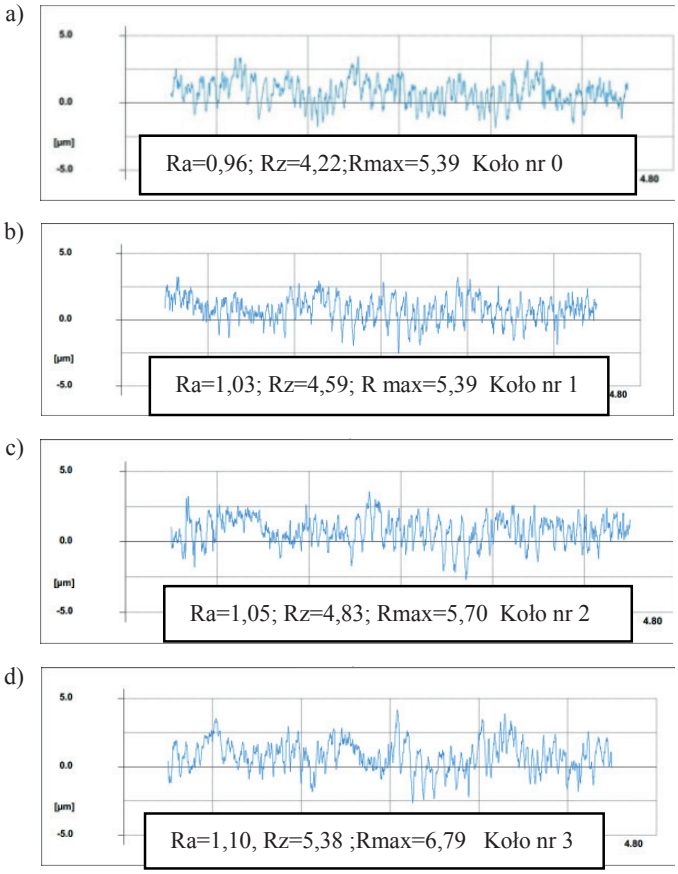
– koło nr 1 zostało nawęglone, hartowane i odpuszczone w próżni metodą FINECARB, temperatura nawęglania 950°, temperatura hartowania 860°, temperatura odpuszczania 180°
– koło nr 2 poddano nawęglaniu, hartowaniu i odpuszczeniu w atmosferze ochronnej, endotermicznej; temperatura nawęglania 910°, temperatura hartowania 820°, temperatura odpuszczania 200°.
– koło nr 3 nawęglano i hartowano metodą tradycyjną, temperatura nawęglania 950°, temperatura hartowania 860°, temperatura odpuszczania 190°.

Pomiary kół wykonano przed i po obróbce cieplnej. Mierzono bicie każdego koła na średnicy podziałowej, nierównomierność podziałki, grubość zęba i chropowatość zarysu zęba. Ewolwentowy zarys zębów sprawdzano przed i po obróbce

cieplnej [4]. Ze względu na obszerność materiału badawczego autorzy ograniczyli się w referacie do omówienia wpływu obróbki cieplnej na chropowatość powierzchni zarysu zęba, bicie uzębienia i na zarys ewolwenty.

2.1. WPŁYW OBRÓBKI CIEPLNEJ NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI ZARYSU ZĘBA

Pomiar chropowatości powierzchni przeprowadzono za pomocą profilografometru T800 CAN firmy HOMMEL WERKE (Niemcy). Chropowatość zarysu zęba przedstawiono na rys. 2.



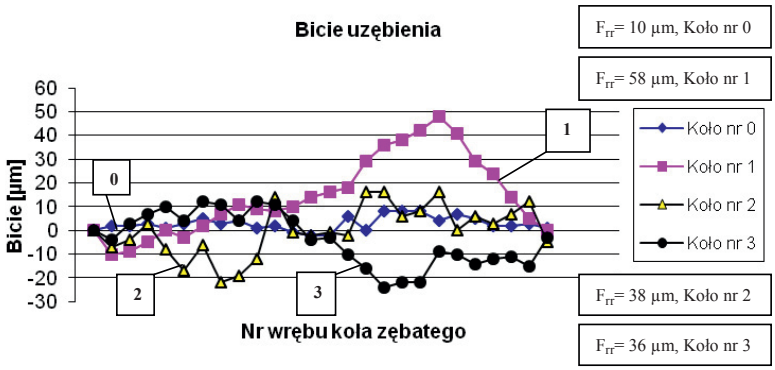
Rys. 2. Chropowatość powierzchni zęba. Przykładowe wartości(w µm) parametrów Ra, Rz, Rmax dla lewej flanki zęba nr 1: a) koło nr 0, bez obróbki cieplnej, b) koło nr 1, c) koło nr 2, d) koło nr 3

Warunki pomiaru: typ końcówki pomiarowej TKU300, zakres pomiarowy 400 µm, jednostka napędowa waveline 60, długość odcinka pomiarowego Lt = 4,80 mm, prędkość Vt = 0,50 mm/s, Filtr ISO 1156(M1), λ_c = 0,800 mm (cut off), λ_c/λ_s wyłączone.

Omawiane trzy metody nawęglania, hartowana i odpuszczania nie powodują pogorszenia chropowatości powierzchni zęba.

2.2. WPŁYW OBRÓBKI CIEPLNEJ NA BICIE UZĘBIENIA

Pomiaru bicia dokonano za pomocą uniwersalnego urządzenia do pomiaru kół zębatych Prüfgerät, wyprodukowanego przez Carl Zeiss Jena z zamocowanymi czujnikami elektronicznymi firmy MITUTOYO, podłączonymi do komputera. Wyniki opracowano przy pomocy programu Excell. Wyniki pomiaru bicia uzębienia koła przed obróbką cieplną przedstawia krzywa oznaczona cyfrą „0". Rzeczywista odchyłka bicia uzębienia koła 0 wynosi F_{rr}= 10 µm. Bicie uzębienia koła nr 1 przedstawia krzywa oznaczona na wykresie cyfrą „1". Rzeczywista odchyłka bicia uzębienia koła nr 1 wynosi F_{rr}= 57 µm. Bicie uzębienia koła nr 2 przedstawia krzywa oznaczona na wykresie cyfrą „2". Rzeczywista odchyłka bicia uzębienia koła nr 2 wynosi F_{rr}= 38 µm. Bicie uzębienia koła nr 3 przedstawia krzywa oznaczona na wykresie cyfrą „3". Rzeczywista odchyłka bicia uzębienia koła nr 3 wynosi F_{rr}= 36 µm. Bicie kół zębatych przed i po obróbce cieplnej zamieszczono na Rys. 3, (F_{rr} – rzeczywiste bicie promieniowe koła).



Rys. 3. Bicie uzębienia kół 0, 1, 2 i 3. Koło nr 0 – bez obróbki cieplnej, koło nr 1 – nawęglanie i hartowanie próżniowe, koło nr 2 – nawęglanie i hartowanie w atmosferze ochronnej, koło nr 3 – nawęglanie i hartowanie metodą tradycyjną [5]

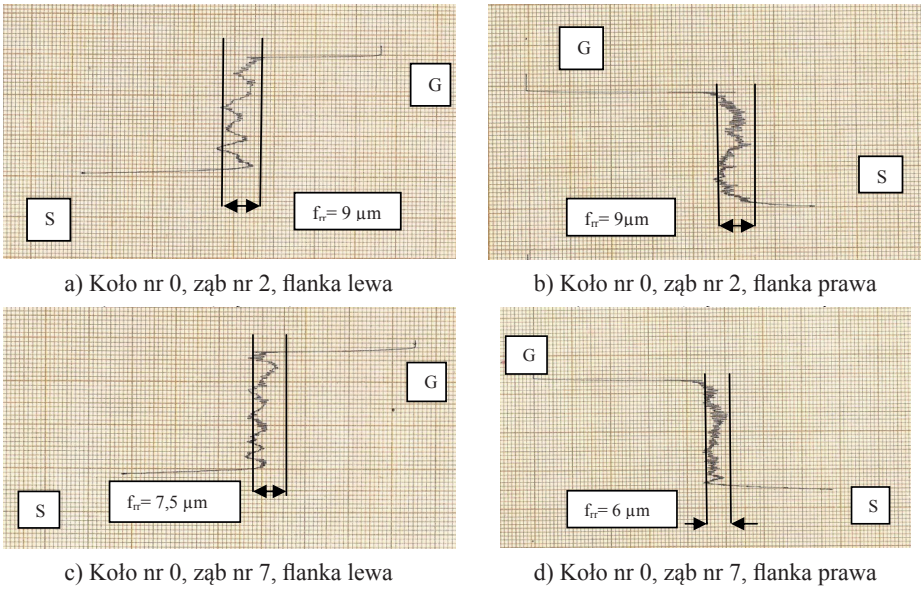
Z porównania otrzymanych wyników bicia uzębienia jednoznacznie wynika, że największa zmiana nastąpiła w trakcie nawęglania, hartownia i odpuszczania w próżni i wynosi 58 µm.

Zmiany bicia uzębienia w metodzie nawęglania, hartowania i odpuszczania tradycyjnej są porównywalne ze zmianami w trakcie nawęglania, hartowania i odpuszczania w atmosferze ochronnej i wynoszą odpowiednio: F_{rr} =38 µm i F_{rr} = 36 µm.

2.3. WPŁYW OBRÓBKI CIEPLNEJ NA ZARYS EWOLWENTY

Zarys ewolwenty mierzono na ewolwentomierzu firmy CARL ZEISS JENA.

Dokonano pomiarów wszystkich zarysów zębów kół przed i po obróbce cieplnej. Rys. 4 przedstawia zarysy zębów prawej i lewej flanki koła zębatego przed obróbką cieplną. Z wykonanych 26 wykresów zarysów zębów lewej flanki zęba oraz 26 wykresów prawej flanki wybrano maksymalną i minimalną rzeczywistą odchyłkę zarysu zęba f_{rr}. Maksymalna rzeczywista odchyłka zarysu zęba nr 2, koła nr 0 wynosi f_{rr}= 9 µm (obie flanki). Minimalna odchyłka zarysu zęba nr 7, koła nr 0, flanka prawa wynosi f_{rr}= 6 µm.



a) Koło nr 0, ząb nr 2, flanka lewa

b) Koło nr 0, ząb nr 2, flanka prawa

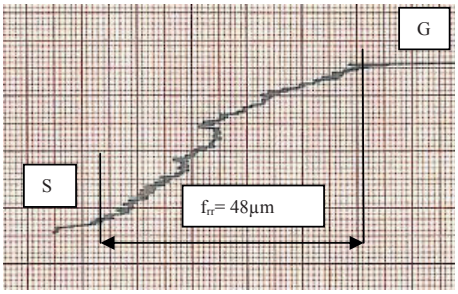
c) Koło nr 0, ząb nr 7, flanka lewa

d) Koło nr 0, ząb nr 7, flanka prawa

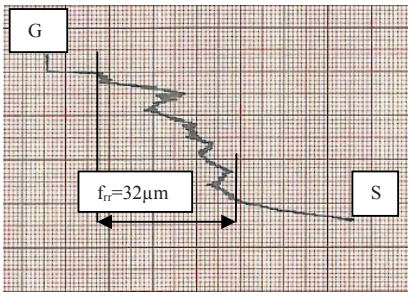
Rys. 4. Wybrane zarysy ewolwenty koła nr 0 a) ząb nr 2 lewa flanka, b) ząb nr 2, prawa flanka, c) ząb nr 7 flanka lewa, d) ząb nr 7, flanka prawa

Na Rys. 5 przedstawiono zarysy zębów prawej i lewej flanki koła zębatego po nawęglaniu, hartowaniu i odpuszczeniu w próżni. W taki sam sposób, jak dla koła 0, ze wszystkich otrzymanych wykresów zarysów zębów, wybrano maksymalne i minimalne rzeczywiste odchyłki zarysu zęba. Maksymalna rzeczywista odchyłka zarysu zęba nr 2, flanka lewa, koła nr 1, wynosi f_{rr}= 48µm. Minimalna rzeczywista odchyłka zarysu zęba nr 5, koła nr 1, flanka prawa wynosi f_{rr}= 27 µm

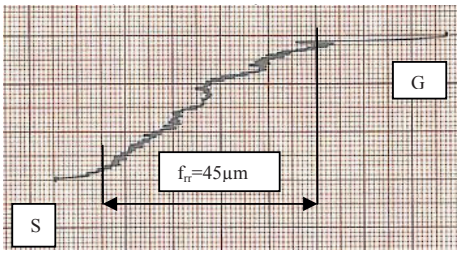
Na Rys. 6 przedstawiono zarysy zębów prawej i lewej flanki koła zębatego nawęglanego, hartowanego i odpuszczanego w atmosferze ochronnej. Dla zobrazowania rozrzutu zarysu zęba koła zębatego wybrano maksymalna i minimalna odchyłkę zarysu zęba. Maksymalna rzeczywista odchyłka zarysu wynosi zęba nr 14, koła nr 2, flanka prawa wynosi f_{rr}= 42 µm. Minimalna rzeczywista odchyłka zarysu zęba nr 7, koła nr 2, flanka prawa wynosi f_{rr}= 17 µm.



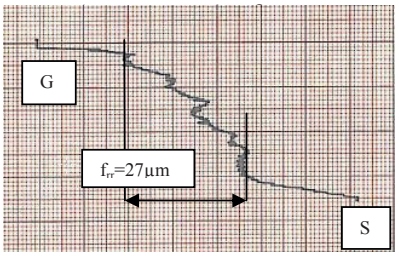
a) Koło nr 1, ząb 2, lewa flanka



b) Koło nr 1,ząb 2, prawa flanka

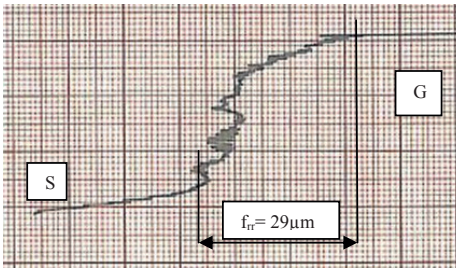


c) Koło nr 1, ząb 5, lewa flanka

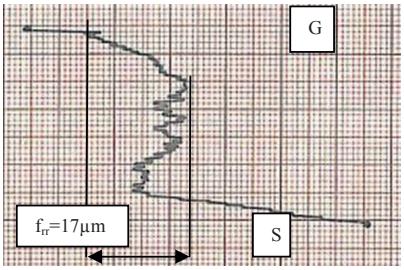


d) Koło nr 1, ząb 5, prawa flanka

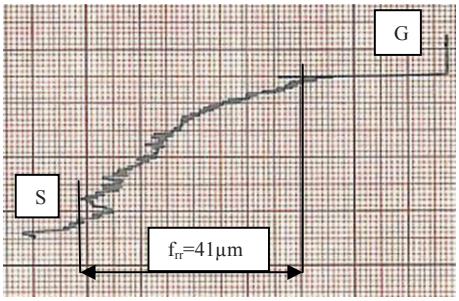
Rys. 5. Wybrane zarysy ewolwenty koła nr 1 a) ząb nr 2, lewa flanka, b) ząb nr 2, prawa flanka, c) ząb nr 5, lewa flanka, d) ząb nr 5, prawa flanka



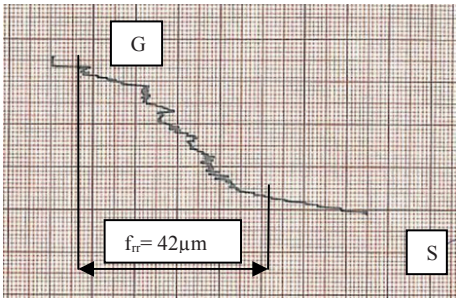
a) Koło nr 2, ząb nr 7, lewa flanka



b) Koło nr 2, ząb nr 7, prawa flanka



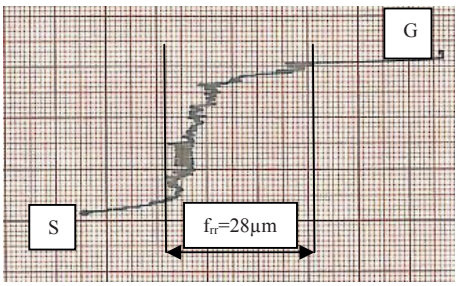
c) Koło nr 2, ząb nr 14, lewa flanka



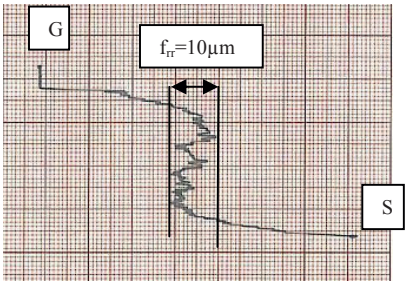
d) Koło nr 2, ząb 14, prawa flanka

Rys. 6. Wybrane zarysy ewolwenty koła nr 2 a) ząb nr 7, lewa flanka b) ząb nr 7, prawa flanka, c) ząb nr 14, lewa flanka, d) ząb nr 14, prawa flanka

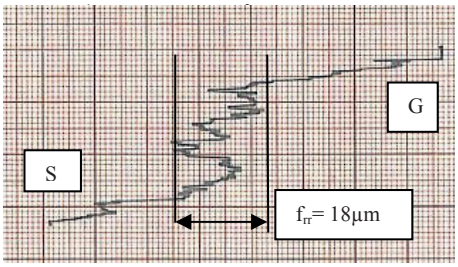
Pomiary wszystkich zarysów zębów koła zębatego nr 3 zawierają 52 wykresy ewolwent mierzonego koła. Na rys. 7 przedstawiono wybrane zarysy zębów prawej i lewej flanki koła zębatego nawęglanego, hartowanego i odpuszczanego metodą tradycyjną.



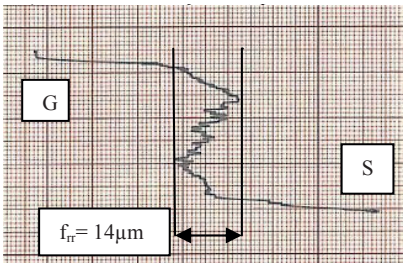
a) Koło nr 3, ząb nr 2, lewa flanka



b) Koło nr 3, ząb nr 2, prawa flanka



c) Koło nr 3, ząb 8, lewa flanka



d) Koło nr 3, ząb 8, prawa flanka

Rys. 7. Wybrane zarysy ewolwenty koła nr 3, a) ząb nr 2, lewa flanka, b) ząb nr 2, prawa flanka, c) ząb nr 8, lewa flanka, d) ząb nr 8, prawa flanka

Maksymalna rzeczywista odchyłka zarysu zęba nr 2, koła nr 3, lewa flanka wynosi $f_{r\Gamma}$= 28 μm. Minimalna rzeczywista odchyłka zarysu zęba nr 2 koła nr 3, prawa flanka wynosi $f_{r\Gamma}$= 10 μm.

Z porównania otrzymanych wyników zarysu uzębienia jednoznacznie wynika, że największe zmiany nastąpiły w trakcie nawęglania, hartownia i odpuszczania w próżni i wynoszą: maksymalna rzeczywista odchyłka zarysu zęba $f_{r\Gamma}$= 48 μm, minimalna rzeczywista odchyłka zarysu zęba $f_{r\Gamma}$ = 27 μm (Rys. 5)

Zmiany zarysu uzębienia w tradycyjnej metodzie nawęglania, hartowania i odpuszczania wynoszą: minimalna rzeczywista odchyłka zarysu zęba $f_{r\Gamma}$= 10 μm, maksymalna rzeczywista odchyłka zarysu zęba $f_{r\Gamma}$ = 28 μm (Rys. 7).

3. WNIOSKI

Z przeprowadzonych badań możemy wyciągnąć następujące wnioski:

– Największe zmiany wymiarowo-kształtowe koła spowodowała obróbka cieplna w próżni, zarówno co do bicia, jak i zmiany zarysu zęba,

– Najmniejsze zmiany wymiarowo-kształtowe koła spowodowała tradycyjna obróbka kół zębatych, zarówno co do bicia, jak i zmiany zarysu zęba,
– Obróbka cieplna we wszystkich przypadkach nie spowodowała zmiany pod względem chropowatości powierzchni.

LITERATURA

[1] KULA P., RZEPKOWSKI A., GÓRECKI M, SINIARSKI D., *Nawęglanie próżniowe technologią XXI wieku*, Prace naukowe Wydziału Mechanicznego Politechniki Łódzkiej, 71, 2002 101-105
[2] KULA P. RZEPKOWSKI A., SINIARSKI D., KRASIŃSKI A., GÓRECKI, *Postęp w technologii nawęglania*; Inżynieria materiałowa, 3, 2000, 101-105.
[3] LORENC A., *Wpływ rozkładu naddatku obróbkowego na dokładność zarysu szlifowanych kół zębatych*, Rozprawa doktorska, Łódź 1992.
[4] OCHĘDUSZKO K., *Koła zębate, Sprawdzanie, tom III,* PWT, Warszawa, 1957.
[5] Norma PN-79 M88522.01*, Dokładność wykonania. Nazwy, określenia i wartości odchyłek.*

THE INFLUENCE OF CARBURIZING AND HARDENING ON THE ACCURACY OF CARRYING OUT GEARS

The paper presents influence of carburizing and hardening on accuracy of carrying out gears. Grinded gears have been subjected to the following heat treatment: traditional carburizing, hardening and tempering, vacuum carburizing, hardening and tempering, protective atmosphere carburizing, hardening and tempering. Measurements of teeth run out, teeth profile and teeth surface roughness have been done.

Key words: Teeth run out, involute profile, surface roughness of teeth, heat treatment

ANALIZA MIKROTWARDOŚCI STOPU MAGNEZU W OBRĘBIE KRAWĘDZI KSZTAŁTOWANYCH SZCZOTKOWANIEM

Jakub MATUSZAK, Kazimierz ZALESKI[1]

1. WPROWADZENIE

Fizyczne właściwości warstwy wierzchniej mają istotne znaczenie z punktu widzenia eksploatacji wyrobów. Oprócz naprężeń własnych, utwardzenie warstwy wierzchniej jest często czynnikiem decydującym o wytrzymałości zmęczeniowej, dlatego też tak istotna jest analiza stanu umocnienia. Opanowanie procesu sterowania właściwościami technologicznej warstwy wierzchniej zapewniłoby w konsekwencji kontrolowanie cech eksploatacyjnych, wydłużenie cyklu życia współpracujących wyrobów. Fakt, że większość uszkodzeń zachodzi na powierzchni lub bezpośrednio pod nią zmusza do troski o jakość warstwy wierzchniej i polepszania jej parametrów. Właściwości warstwy wierzchniej mogą być kształtowane na etapie procesu technologicznego kształtowania przedmiotu. Niedostateczne poznanie zmian, jakie zachodzą w warstwie wierzchniej może doprowadzić do powstawania niekontrolowanych naprężeń własnych, przyczyniających się do uszkodzenia wyrobu podczas eksploatacji.

Dotychczasowe badania skupiały się na analizie wpływu parametrów technologicznych skrawania na właściwości warstwy wierzchniej [3, 4, 5].

W przypadku stopów magnezu analizowano wpływ zarówno obróbki nagniataniem [8, 9], jak również obróbki skrawaniem na właściwości warstwy wierzchniej [1]. Zaobserwowano także wpływ kształtu i wymiarów odlewu na mikrotwardość w strefach przypowierzchniowych odlewów [2].

Stan krawędzi wytwarzanych poprzez obróbkę skrawaniem produktów często odbiega od założeń konstruktorów. Krawędź obrabianego elementu jest newralgicznym miejscem, w którym krawędź narzędzia skrawającego wchodzi, bądź wychodzi z materiału (obróbka współbieżna lub przeciwbieżna). W miejscach tych, pomimo coraz szerzej stosowanych i rozwijanych metod optymalizacji strategii obróbkowych dostępnych w programach CAM, pojawiają się zadziory, które należy usunąć. Obróbka szczotkowaniem może być wykorzystana do usunięcia

[1] Politechnika Lubelska, Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji, ul. Nadbystrzycka 36, 20-618 Lublin.

zadziorów, a tym samym do zmiany stanu krawędzi. Ponadto korzystnym efektem może być wzrost mikrotwardości w obrębie krawędzi, co stanowi dodatkowe zabezpieczenie krawędzi, często narażonych na uszkodzenie.

W artykule przedstawiono wyniki badań wpływu parametrów szczotkowania na mikrotwardość w obrębie krawędzi stopu magnezu po procesie usuwania zadziorów. Badania przeprowadzono dla trzech rodzajów szczotek różniących się materiałem wypełnienia oraz sztywnością.

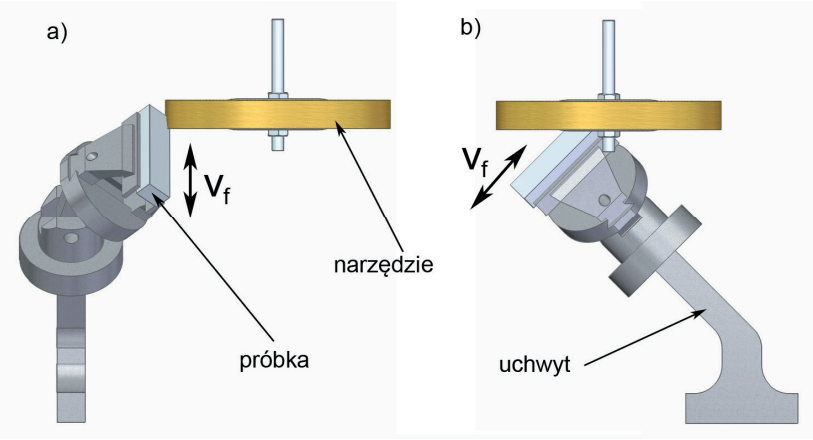
2. METODYKA BADAŃ

Do badań użyto próbek ze stopu magnezu AZ91HP w kształcie prostopadłościanu o wymiarach 15x10x50 mm. Badania przeprowadzono na pionowym centrum obróbkowym Fv580A. Jako obróbkę wyjściową zastosowano frezowanie frezem walcowo-czołowym, składanym, dwuostrzowym o symbolu HM90 E90A-D20-2-C20-LB firmy ISCAR, o średnicy D = 20 mm, z płytkami z węglików spiekanych, o geometrii dedykowanej dla stopów lekkich, przy następujących parametrach obróbki: v_c = 500 m/min, f_z = 0,1 mm/ostrze. Strategia obróbki ukierunkowana była na minimalizację wielkości zadziorów po obróbce: frezowanie współbieżne przy kącie wyjścia Φ = 30° (szerokość frezowania wynosiła 5 mm). Do usuwania zadziorów wykorzystano szczotki tarczowe trzpieniowe. W tabeli 1 przedstawiono charakterystykę narzędzi i zastosowane parametry obróbki szczotkowaniem.

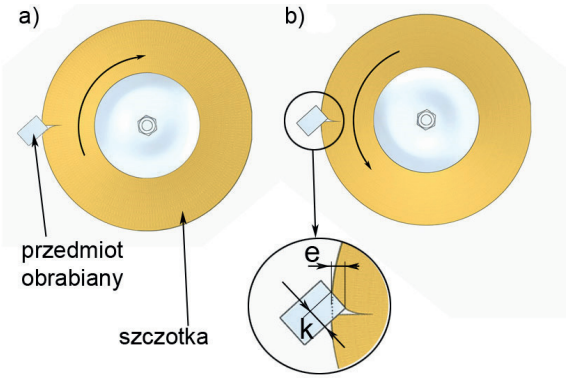
Tabela 1. Charakterystyka narzędzi (szczotek) zastosowanych w eksperymencie

Symbol narzędzia	M02	S02	S03
średnica	120 mm	120 mm	120 mm
rodzaj włókna	drut mosiężny o średnicy 0,2 mm	drut stalowy o średnicy 0,2 mm	drut stalowy o średnicy 0,3 mm
parametry obróbki szczotkowaniem	v_c = 1265 m/min; v_f = 370 mm/min dosuw e = 3 mm		

Próbki mocowano w specjalnym uchwycie przedstawionym na rysunku 1 tak, aby wektor prędkości obwodowej skierowany był pod kątem 45° w stosunku do obrabianej krawędzi. Dla każdej próbki realizowano dwa przejścia. Pierwsze na prawych obrotach wrzeciona oraz, drugie powrotne, na lewych obrotach (rys. 2). Pozwoliło to na uzyskanie stałości promienia zaokrąglenia krawędzi po procesie usuwania zadziorów. Na rysunku 2 przedstawiono strefę oddziaływania włókien „k" na powierzchnie przylegające do krawędzi obrabianej. Po obróbce szczotkowaniem wykonano zgłady metalograficzne próbek. W celu sporządzenia mapy rozkładu mikrotwardości pomiarów dokonano według schematu przedstawionego na rysunku 3. Mapy rozkładu



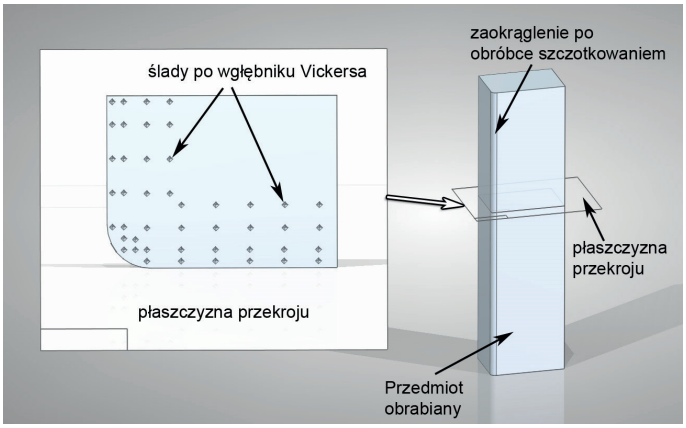
Rys. 1. Schemat stanowiska i kinematyka procesu usuwania zadziorów: a) widok z przodu, b) widok z boku



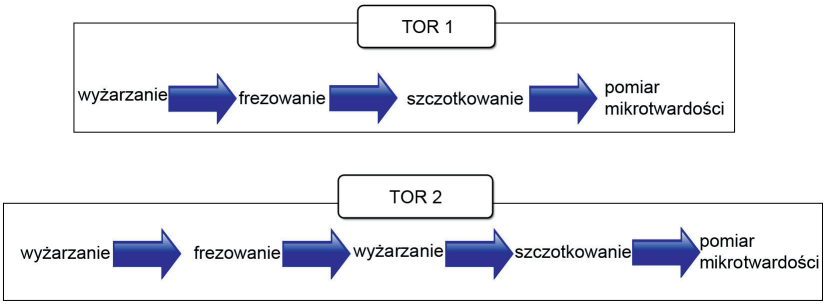
Rys. 2. Dwukierunkowa realizacja procesu usuwania zadziorów: a) pierwsze przejście – obroty prawe, b) drugie przejście – obroty lewe

mikrotwardości sporządzono w programie Golden Software Surfer 10. Pomiarów mikrotwardości dokonywano na osnowie, pomijając twardszą fazę $Mg_{17}Al_{12}$. Zastosowano stałe obciążenie wgłębnika równe 10g. Badania przeprowadzono dwukierunkowo według schematu przedstawionego na rysunku 4.

W celu oceny wpływu samej obróbki szczotkowaniem na mikrotwardość warstwy wierzchniej dla części próbek po obróbce frezowaniem wykonano dodatkowy proces wyżarzania odprężającego. Natomiast w celu oceny wpływu obróbki szczotkowaniem na warstwę wierzchnią zmienioną poprzez obróbkę frezowaniem dla części próbek nie zastosowano procesu wyżarzania po frezowaniu. Wyżarzanie prowadzono w temperaturze 300°C przez okres dwóch godzin przy zastosowaniu powolnego chłodzenia próbek wraz z piecem, co pozwoliło na zmniejszenie mikrotwardości do poziomu HV0,01 = 65.



Rys. 3. Metodyka przygotowania map rozkładu mikrotwardości w obrębie krawędzi po obróbce szczotkowaniem



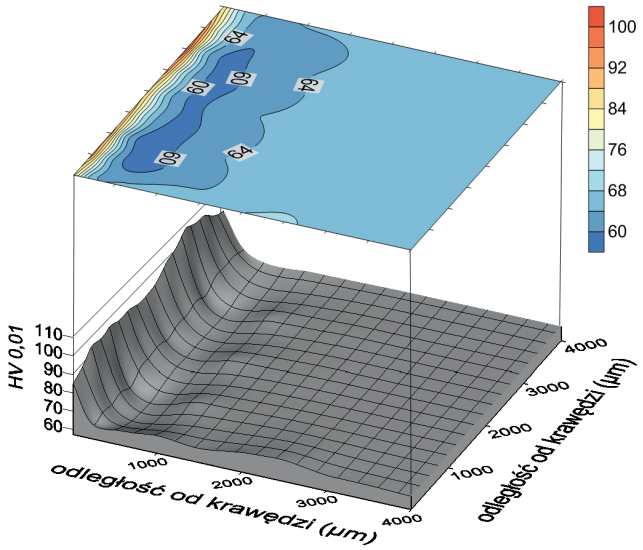
Rys. 4. Schemat realizacji eksperymentu

3. WYNIKI BADAŃ

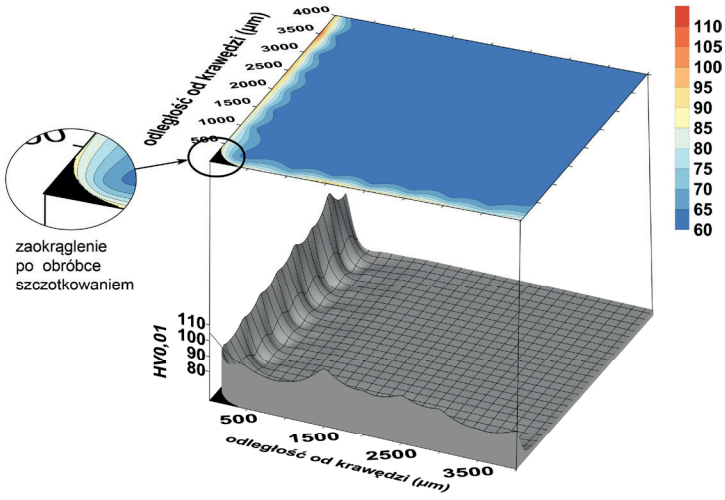
Po procesie frezowania na krawędziach badanych próbek pojawiły się zadziory. W celu usunięcia zadziorów zastosowano obróbkę szczotkowaniem. Wszystkie narzędzia zapewniły skuteczne usunięcie zadziorów.

Na rysunku 5 przedstawiono mapę rozkładu mikrotwardości po obróbce frezowaniem. Od strony frezowanej powierzchni nastąpił wzrost mikrotwardości sięgający do głębokości ok. 100 µm. Duży wpływ na oddziaływanie narzędzia na warstwę wierzchnią obrabianego przedmiotu ma geometria płytki skrawającej. Zastosowane w badaniach płytki posiadały promień zaokrąglenia naroża r_ε = 0,8 mm, co mogło mieć wpływ na składową odporową wykonującą „pracę nagniatania", utwardzając warstwę wierzchnią po obróbce.

Na rysunku 6 przedstawiono mapę rozkładu mikrotwardości w obrębie krawędzi po procesie usuwania zadziorów dla narzędzia S03 (szczotka z drutu stalowego



Rys. 5. Mapa rozkładu mikrotwardości po obróbce frezowaniem



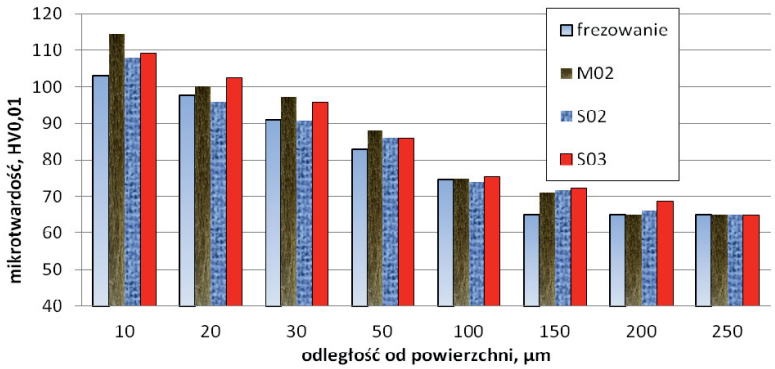
Rys. 6. Mapa mikrotwardości po obróbce szczotkowaniem narzędziem S03

o średnicy pojedynczego włókna 0,3 mm) według metodyki opisanej torem 2 (rys. 5). Widać wzrost mikrotwardości na obu powierzchniach przystających do krawędzi, sięgający do głębokości 150-200 µm. Spowodowane jest to zastosowaniem dwóch przejść oddziaływujących na obie powierzchnie. Zaznaczono charakterystyczne zaokrąglenie krawędzi, które dla szczotki S03 było największe.

Problematyczne jest zagadnienie związane z zapewnieniem powtarzalności dosuwu szczotki do obrabianej krawędzi/powierzchni. W przypadku sztywnych

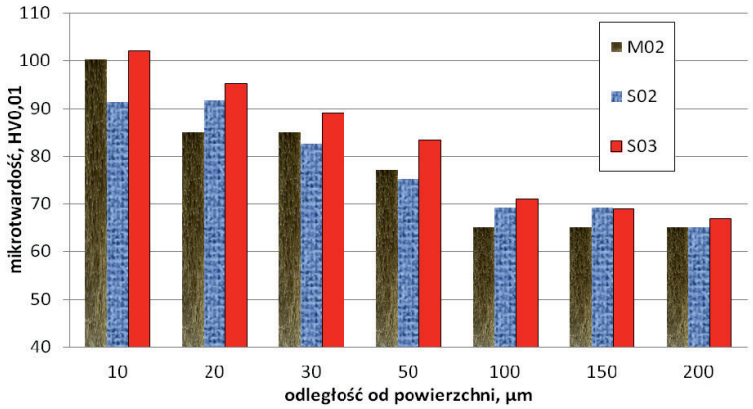
narzędzi precyzyjnego pomiaru średnicy dokonuje sonda narzędziowa. W przypadku szczotek narzędziowych problem jest złożony. Rozproszone włókna na powierzchni walcowej uniemożliwiają pomiar średnicy typową sondą narzędziową. W eksperymencie wykorzystano autorskie stanowisko do pomiaru siły odporowej. Zbliżając wirujące narzędzie do obrabianej powierzchni w momencie pojawienia się pierwszego wychylenia na siłomierzu mierzono wartość odsunięcia osi narzędzia od obrabianej powierzchni przyjmując tę wartość jako promień szczotki. Podczas eksperymentu zastosowano stały dosuw e = 3 mm. Powierzchnie obrabiane ustawione są w stosunku do włókien będących w kontakcie z przedmiotem pod kątem 45° stopni, co wydłuża teoretyczną długość oddziaływania o pierwiastek z dwóch w stosunku do dosuwu „e". Jednak zaobserwowana strefa oddziaływania włókien szczotki „k" (rys. 2) na powierzchnie przystające do krawędzi wynosiła od 7-9 mm. Wraz ze wzrostem prędkości obrotowej drut falisty ulega wydłużeniu, co wpływa na wydłużenie strefy oddziaływania „k". Ponadto długość włókien jest zróżnicowana, co wynika z błędów w procesie wykonania narzędzi.

Na rysunku 7 przedstawiono wpływ rodzaju szczotki na rozkład mikrotwardości warstwy wierzchniej według metodyki opisanej torem 1. Obróbka szczotkowaniem nieznacznie podnosi mikrotwardość uzyskaną po obróbce frezowaniem. Co ciekawe, mimo znacznie różniących się właściwości szczotek (sztywność, rodzaj włókna, średnica) nie zaobserwowano znaczącego wpływu rodzaju szczotki na wartości mikrotwardości. Należy mieć jednak na uwadze fakt, że rodzaj szczotki istotnie wpływa na chropowatość powierzchni i promień zaokrąglenia krawędzi [6, 7].



Rys. 7. Rozkład mikrotwardości warstwy wierzchniej według metodyki opisanej torem 1

Na rysunku 8 przedstawiono wpływ rodzaju szczotki na rozkład mikrotwardości warstwy wierzchniej według metodyki opisanej torem 2. Widać istotny wpływ obróbki szczotkowaniem na mikrotwardość w stosunku do mikrotwardości po wyżarzaniu. Stopień umocnienia w odległości 10µm wyniósł od 40 do 56%, a utwardzenie sięgało do 150-200µm w głąb materiału.



Rys. 8. Rozkład mikrotwardości warstwy wierzchniej według metodyki opisanej torem 2

4. PODSUMOWANIE

W pracy badano wpływ obróbki szczotkowaniem na rozkład mikrotwardości warstwy wierzchniej stopu magnezu AZ91HP w obrębie krawędzi po procesie usuwania zadziorów. Następujące wnioski podsumowują rezultaty badań mikrotwardości warstwy wierzchniej:

– istnieje możliwość skutecznego usuwania zadziorów metodą szczotkowania,
– obróbka szczotkowaniem nieznacznie zwiększa mikrotwardość warstwy wierzchniej umocnionej poprzez obróbkę frezowaniem,
– obróbka szczotkowaniem w istotnym stopniu zwiększa mikrotwardość w obrębie krawędzi w stosunku do mikrotwardości wyjściowej uzyskanej poprzez wyżarzanie,
– umocnienie warstwy wierzchniej jest na podobnym poziomie w całej strefie oddziaływania włókien szczotki na powierzchnie przystające do obrabianej krawędzi,
– nie zaobserwowano znaczących różnic wpływu rodzaju włókna oraz średnicy pojedynczego włókna na mikrotwardość warstwy wierzchniej w obrębie krawędzi,
– obróbka szczotkowaniem może być skutecznym sposobem na umocnienie warstwy wierzchniej w pobliżu krawędzi.

LITERATURA

[1] BHOWMICK S.,LUKITSH M. J., ALPAS A.T.,*Dry and minimum quantity lubrication drilling of cast magnesium alloy (AM60),* International Journal of Machine Tools & Manufacture 50 (2010) 444-457.

[2] CÁCERES C.H., GRIFFITHS J.R., PAKDEL A.R., DAVIDSON C.J., *Microhardness mapping and the hardness – yield strength relationship in high-pressure diecast magnesium alloy AZ91,* Materials Science and Engineering A 402 (2005) 258-268.
[3] DEMBIŃSKI B., GADŻAŁA F., ŻEBROWSKI H., *Metodyka określania warunków i parametrów obróbki skrawaniem z uwagi na żądane własności technologicznej warstwy wierzchniej.* Postępy Technologii Maszyn i Urządzeń, Warszawa, Kraków, PWN, 1986, 61–76.
[4] GRZESIK W., *Stan fizykalny warstwy wierzchniej przy toczeniu nożem jednokrawędziowym.* Mechanik 4/1983, 227–230.
[5] KAWALEC M., BARBACKI A. *Mikrostruktura i twardość technologicznej warstwy wierzchniej po toczeniu zahartowanej stali narzędziowej.* Postępy Technologii Maszyn i Urządzeń 3/1997, 29–42.
[6] MATUSZAK J., ZALESKI K., *Badania porównawcze obróbki krawędzi przedmiotów ze stopu aluminium 7075 i stali C45 metodą szczotkowania. Technologia i Automatyzacja Montażu, 2/2013, s.35-39.*
[7] MATUSZAK J., ZALESKI K., *Badania stanu krawędzi przedmiotów ze stopów aluminium po procesie usuwania zadziorów.* Mechanik Nr 8-9/2012 s.661.
[8] ZHANG P., LINDEMANN J., *Influence of shot peening on high cycle fatigue properties of the high-strength wrought magnesium alloy AZ80.,* Scripta Materialia 52 (2005), 485-490.
[9] ZHANG P.,LINDEMANN J., LEYENS C., *Shot peening on the high-strength wrought magnesium alloy AZ80—Effect of peening medi*a, Journal of Materials Processing Technology 210 (2010), 445-450.

Badania realizowane w ramach Projektu „Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym”, Nr POIG.01.01.02-00-015/08-00 w Programie Operacyjnym Innowacyjna Gospodarka (PO IG). Projekt współfinansowany przez Unię Europejską ze środków Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego.

MICROHARDNESS ANALYSIS OF MAGNESIUM ALLOY AROUND THE EDGES AFTER WIRE BRUSHING

After milling operations undesirable burrs appear at the edges of machined parts. Wire brushing can be used for deburring process. Furthermore, the increase of microhardness around the edges may be positive effect. The article presents results of the influence of brushing parameters on surface layer microhardness of magnesium alloy after deburring process.

Key words: brushing, deburring, microhardness, magnesium alloys

BADANIA MIKROTWARDOŚCI WARSTWY WIERZCHNIEJ STALI C45 WYCINANEJ LASEREM A NASTĘPNIE FREZOWANEJ I NAGNIATANEJ ODŚRODKOWO

Agnieszka SKOCZYLAS, Kazimierz ZALESKI[1]

1. WPROWADZENIE

Cięcie laserem jest metodą przecinania materiału, szeroko stosowaną we współczesnym przemyśle. Jest ona metodą czystą, precyzyjną, wydajną, umożliwiającą obróbkę materiałów o wysokiej twardości, trudno obrabialnych lub nie obrabialnych innymi metodami. Stosowanie cięcia laserem wiąże się z oddziaływaniem termicznym wiązki promieni, co powoduje przemiany struktury materiału, czego konsekwencją są zmiany właściwości mechanicznych elementów konstrukcyjnych. W przypadku laserowej obróbki powierzchniowej jest to zjawisko korzystne, natomiast w przypadku cięcia oraz spawania zmiany właściwości mechanicznych są ubocznym skutkiem zastosowanej technologii [8].

Autorzy pracy [7] analizowali wpływ parametrów cięcia laserowego na zmianę mikrostruktury stali niestopowej S235JRG2, zaobserwowano zmiany na głębokości ok. 0,35 mm. Wystąpienie przepływu ciepła, wywołanego wiązką laserową, przyczyniło się to do powstania struktury martenzytyczno-bainitycznej, natomiast w dalszym obszarze od powierzchni cięcia materiał przechodzi w strukturę martenzytyczo-bainityczną z wydzieleniami ferrytu. W odległości ok. 2 mm od powierzchni cięcia występuje już struktura materiału rodzimego. Obecność struktury martenzytycznej spowodowana jest gwałtownym skokiem temperatury w czasie przejścia wiązki lasera, natomiast struktura bainityczna powstaje podczas przechłodzenia austenitu. Przemiany te doprowadziły do wzrostu twardości powierzchni cięcia. Przeprowadzona analiza pozwoliła także stwierdzić, że podczas obróbki blach grubszych strefa wpływu ciepła jest minimalna, natomiast w przypadku blach cienkich jej wpływ jest bardziej zauważalny, co wymaga zastosowania obróbek dodatkowych.

[1] Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny, Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji, ul. Nadbystrzycka, 36, 20-618 Lublin.

Treala [4] w swojej pracy badał rozkład mikrotwardości w próbkach ze stali C45 po cięciu wiązką lasera. Grubość warstwy utwardzonej sięgała ok. 0,3 mm w głąb od powierzchni cięcia, a jej twardość uzależniona była od grubości przecinanego elementu. Utwardzona warstwa posiadała niewielką grubość, ale lokalnie, zwłaszcza przy narożach i krawędziach, osiągała znaczną twardość, co należy uwzględnić w przypadku przeprowadzenia obróbki wykończeniowej takich powierzchni.

W pracach [1,6] przedstawiono wpływ cięcia laserem na stan naprężeń. Rozkład naprężeń własnych został wyznaczony przy wykorzystaniu techniki XRD oraz porównany z wynikami z symulacji. Przeprowadzone badania wykazały obecność termicznych naprężeń w elementach wycinanych laserem. Szczątkowe naprężenia własne zalegały do około 2 mm w głąb od powierzchni cięcia. Autorzy zauważyli, że pojawienie się naprężeń własnych jest skutkiem wysokiego gradientu temperatury w obszarze oddziaływania wiązki lasera. Obecność naprężeń własnych w przecinanym elemencie wpływa na jakość produktu finalnego.

Prowadzone również obserwacje przez autorów prac [1,6] przy wykorzystaniu mikroskopu optycznego ujawniły obecność zadziorów oraz żużlu przy dolnej krawędzi przecinanego elementu. Równocześnie na przecinanej powierzchni zaobserwowano płytkie nieciągłości oraz pęknięcia, charakteryzujące się dużą kruchością. Obecność tych wad powierzchniowych przypisuje się szybkiemu krzepnięciu na powierzchni przecinanej roztopionego materiału.

Zjawiskiem nieuniknionym podczas cięcia grubych blach ze stali nierdzewnej jest powstawanie zgorzeliny na stronie przeciwnej do usytuowania lasera. Oznacza to konieczność mechanicznego usuwania zgorzeliny, a więc celowa jest minimalizacja jej wysokości, grubości, ciągłości znajdowania się na krawędzi itp. [2].

Cięcie laserem, jako obróbka termiczna, istotnie wpływa na wytrzymałość zmęczeniową elementów wytwarzanych tą technologią. Spadek wytrzymałości wynosi od 40% do 65%, w zależności od przecinanego materiału, w odniesieniu do cięcia strumieniem wody i frezowania [3].

Niekorzystne właściwości wytrzymałościowe elementów wycinanych laserem, obecność na przecinanej powierzchni prążków, które są skutkiem egzotermicznej reakcji żelaza i tlenu oraz źródłem nieciągłości i kumulują naprężenia termiczne, występowanie niejednorodnej struktury materiału i tlenków na powierzchni stanowią przesłanki do przeprowadzenia obróbki wykończeniowej. Wydaje się zasadne usuniecie części warstwy z prążkowaną strukturą, a następnie poddanie tak ukształtowanej warstwy nagniataniu odśrodkowemu.

W literaturze można spotkać prace poświęcone łącznej obróbce laserowej oraz nagniataniem. Wang i inni [5] w swojej pracy przedstawił wyniki badań nagniatania dynamicznego stali 17-4HP po hartowaniu laserowym. Analizowano wpływ parametrów technologicznych obróbki na rozkład mikrotwardości oraz wytrzymałość zmęczeniową. Próby zostały przeprowadzone dla rdzenia materiału, po hartowaniu laserowym oraz hartowaniu laserowym i nagniataniu. Zrealizowane prace pozwoliły stwierdzić, że w zależności od zastosowanych parametrów

obróbki następuje wzrost twardości strefy hartowanej laserowo z 580 HV do 913 HV. Odnośnie wytrzymałości zmęczeniowej, hartowanie laserowe powoduje spadek wytrzymałości w odniesieniu do materiału wyjściowego, ale po przeprowadzeniu nagniatania dynamicznego następuje jej wzrost.

Celem przeprowadzonych badań była ocena wpływu parametrów technologicznych nagniatania odśrodkowego na stopień umocnienia warstwy wierzchniej ukształtowanej cięciem laserem i następującym po nim frezowaniu. Celem obróbki frezowaniem było usunięcie „prążków" po cięciu laserem. Głębokość skrawania była dobierana w taki sposób, aby pozostawić część warstwy utwardzonej w procesie cięcia laserem (z badań własnych wynika, że grubość warstwy utwardzonej wynosi ok. 300 μm).

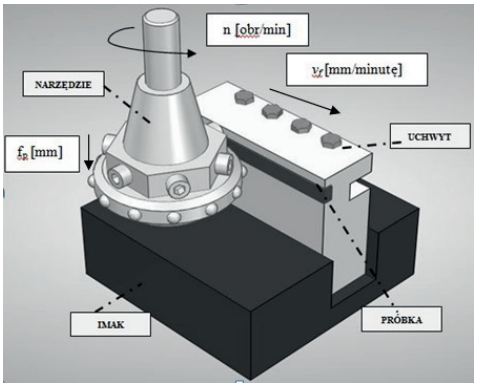
2. METODYKA BADAŃ

W badaniach wykorzystano próbki ze stali C45 (oznaczenie według PN-93/H-84019). Próbki o wymiarach 8x5x100 mm zostały wykonane przy wykorzystaniu wycinarki laserowej Bysprint i zastosowaniu parametrów standardowych. Jako gaz roboczy został wykorzystany tlen.

Przed operacją wycinania arkusz blachy został poddany wyżarzaniu ujednorodniającemu w temperaturze 860°C w czasie 30 minut w celu redukcji stanu naprężeń własnych wprowadzonych przez obróbkę poprzedzającą cięcie.

Powierzchnie po cięciu laserem zostały poddane frezowaniu obwodowemu, które zostało przeprowadzone na pionowym centrum FV-580a. Jako narzędzi użyto frezów dwuostrzowych firmy Sandvik o średnicy 20 mm, z płytkami 215880 APKT10 pokrytymi powłoką TiN. Podczas obróbki zastosowano ciecz chłodząco-smarującą Mobil Cut. Proces frezowania współbieżnego został przeprowadzony przy głębokości skrawania a_p= 0,12 mm, posuwie na ostrze f_z= 0,07 mm/ostrze, prędkości skrawania v_c = 102 m/min. Badane próbki były mocowane w uchwycie, w taki sposób aby powierzchnia obrabiana zajmowała położenie równoległe do wrzeciona obrabiarki.

Następnie powierzchnie po frezowaniu poddano nagniataniu odśrodkowemu, które także zostało przeprowadzone na centrum FV-580a. Jako narzędzie wykorzystano specjalną głowicę nagniatającą o średnicy zewnętrznej 70 mm, która na swojej obsadzie posiada symetrycznie rozmieszczone kulki nagniatające o średnicy 6,3 mm. Podczas procesu nagniatania próbka była zamocowana w uchwycie, w taki sposób, aby powierzchnia obrabiana była równoległa do osi wrzeciona. Uchwyt z kolei był zamocowany w szczękach imadła posadowionego na stole obrabiarki. Próbka podczas nagniatania przesuwała się wraz ze stołem z prędkością v_f. Głowica nagniatająca wykonywała ruch obrotowy z prędkością obrotową n w kierunku przeciwnym do ruchu obrabianego przedmiotu. Równocześnie narzędzie wykonywało posuw poprzeczny f_p. Na rysunku 1 przedstawiono schemat stanowiska badawczego z zaznaczonymi ruchami. Podczas nagniatania zastosowana została ciecz chłodząco-smarująca Mobil Cut. Proces nagniatania został przeprowadzony przy stałej



Rys. 1. Stanowisko badawcze i kinematyka nagniatania na pionowym centrum obróbkowym FV-580a

wartości dosuwu a_p = 0,5 mm. Jest to parametr, który opisuje cofnięcie się kulki w głąb gniazda głowicy nagniatającej w chwili uderzenia.

Proces nagniatania dynamicznego odśrodkowego został przeprowadzony przy zastosowaniu parametrów technologicznych podanych w tabeli 1.

Tabela 1. Zestaw parametrów technologicznych zastosowanych w próbach nagniatania

Lp.	n [obr/min]	f_w [mm/kulkę]	fp [mm]	a_p [mm]
1	2400	0,08	0,08	0,5
2	3100			
3	3800			
4	4500			
5	5200			
6	3800	0,03	0,08	
7		0,13		
8		0,18		
9		0,23		
10	3800	0,08	0,03	
11			0,13	
12			0,18	
13			0,23	

Po zrealizowanym procesie nagniatania otrzymane próbki podane zostały standardowej obróbce przygotowawczej do pomiarów mikrotwardości. Pomiary zostały wykonane na zgładach prostopadłych metodą Vickersa przy masie obciążnika równej 100 g (H V0,1). Do pomiarów wykorzystano mikrotwardościomierz LM700AT, firmy Leco.

Dla otrzymanych wyników pomiaru mikrotwardości wyznaczono stopień umocnienia warstwy wierzchniej *e* z zależności:

$$e = 100 \cdot \frac{HV_{\max} - HV_0}{HV_0} \ \% \tag{1}$$

gdzie:
$HV_{\max}$ – maksymalna wartość mikrotwardości próbek nagniatanych odśrodkowo,
HV_0 – mikrotwardość próbek nienagniatanych.

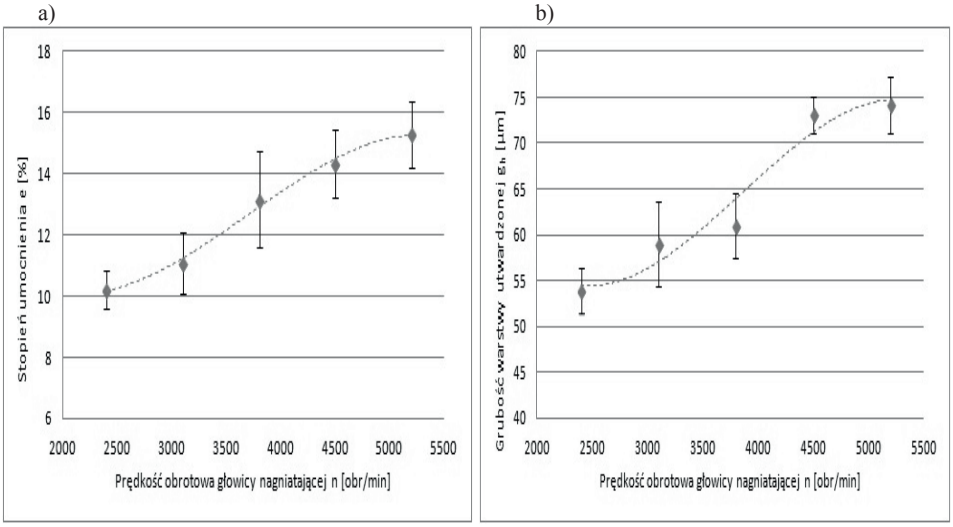
3. WYNIKI BADAŃ

Po przeprowadzonych badaniach przystąpiono do analizy uzyskanych wyników pomiarów mikrotwardości w funkcji zastosowanych parametrów technologicznych obróbki nagniataniem.

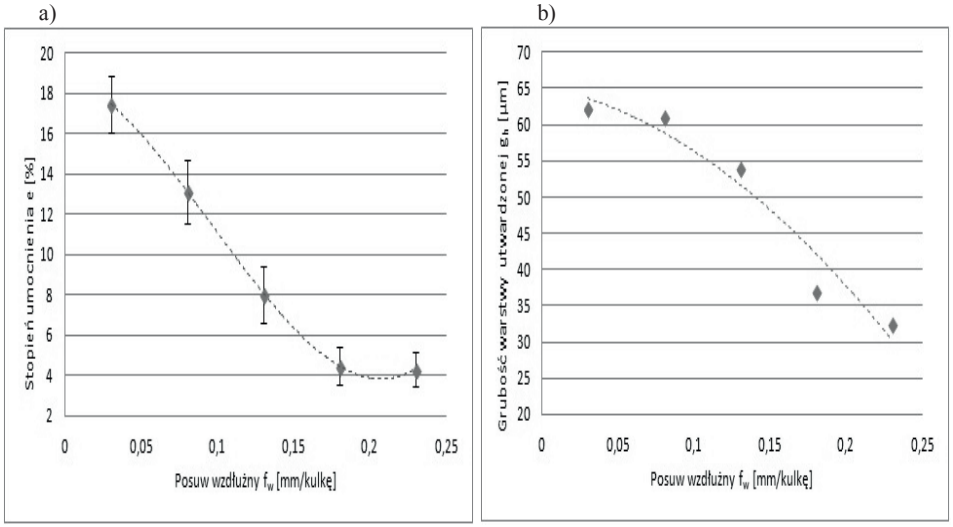
Na rysunku 2a przedstawiono wpływ prędkości obrotowej głowicy nagniatającej na stopień umocnienia warstwy wierzchniej po obróbce frezowaniem i nagniataniem przy stałej wartości f_w = 0,08 mm/kulkę oraz f_p = 0,08 mm. Analizując przedstawiony wykres można zauważyć, że wraz ze wzrostem prędkości *n* następują wzrost stopnia umocnienia *e*. Wzrost prędkości obwodowej głowicy nagniatającej v_g skutkuje zwiększeniem energii zderzenia jak i wzrostem liczby uderzeń przypadających na jednostkę powierzchni. Zwiększenie energii zderzenia przekłada się na większy udział odkształceń plastyczno-sprężystych w obrabianym elemencie. Dosyć spore różnice stopnia umocnienia *e* w obrębie danego zestawu parametrów technologicznych spowodowane są zmiennymi właściwościami warstwy wierzchniej po procesie cięcia laserem i frezowaniu (rozkład mikrotwardości oraz szerokość strefy przykrawędziowej).

Analizując przyrost twardości na przekroju poprzecznym nagniatanych próbek, można zauważyć, że również głębokość umocnienia uzależniona jest od zastosowanych parametrów nagniatania. Zastosowanie dużych wartości *n* powoduje głębszą deformację, co skutkuje wzrostem grubości warstwy utwardzonej (rys. 2b).

Rozpatrując wpływ posuwu wzdłużnego f_w na stopień umocnienia przy n = const oraz f_p = const (rys. 3a), można zauważyć, że wraz ze wzrostem prędkości przemieszczania się przedmiotu obrabianego następuję spadek liczby uderzeń przypadających na jednostkę powierzchni. Ślady obróbkowe pojawiają się w większej odległości, co skutkuje nierównomierną deformacją obrabianej powierzchni. Duże wahania stopnia umocnienia *e* dla poszczególnych zestawów parametrów obróbki mogą być spowodowane powstaniem po cięciu laserem strefy, charakteryzującej się większą mikrotwardością oraz szerokością, niż wynikałaby to z badań wcześniejszych. Oznacza to obecność trudnoobrabialnej warstwy o wysokiej twardości.



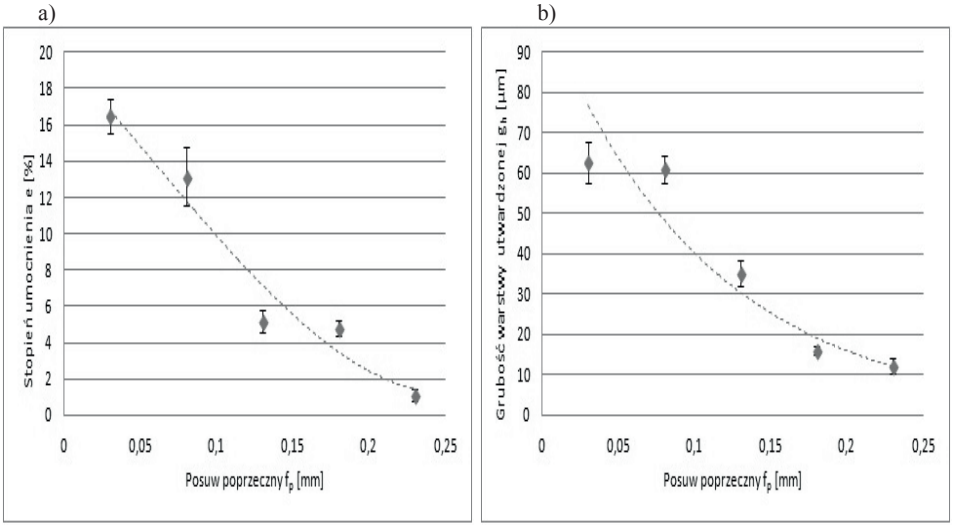
Rys. 2. Wpływ prędkości obrotowej n głowicy nagniatającej (f_w = 0,08 mm/kulkę f_p = 0,08 mm) na: a) stopień umocnienia e, b) głębokość strefy utwardzonej g_h



Rys. 3. Wpływ posuwu wzdłużnego f_w (n = 4500 obr/min, f_p = 0,08 mm) na: a) stopień umocnienia e, b) głębokość strefy utwardzonej g_h

Głębokość zachodzących zmian mikrotwardości waha się od 32 µm do 62 µm. Przy zastosowaniu małej wartości posuwu liczba uderzeń elementów nagniatających z obrabianą powierzchnią jest większa, co wpływa na zwiększenie grubości warstwy utwardzonej (rys. 3b).

Zwiększenie posuwu poprzecznego f_p, a co za tym idzie, gęstości kulowania powoduje spadek stopnia umocnienia e warstwy wierzchniej (rys. 4a). Dla maksymalnej wartości przesuwu poprzecznego f_p = 0,23 mm uzyskano znikome umocnienia warstwy wierzchniej, może to być spowodowane dużą odległością śladów obróbkowych. Zgodnie z przewidywaniami wraz ze wzrostem posuwu poprzecznego maleje głębokość strefy utwardzonej (rys. 4b).



Rys. 4. Wpływ posuwu poprzecznego f_p (n = 4500 obr/min, f_w = 0,08 mm) na: a) stopień umocnienia e, b) głębokość strefy utwardzonej g_h

4. PODSUMOWANIE

W pracy badano wpływ parametrów technologicznych nagniatania odśrodkowego na mikrotwardość warstwy wierzchniej stali C45 po wycinaniu laserem a następnie frezowanej. Następujące wnioski podsumowują rezultaty przeprowadzonych badań:

– wzrost prędkości obrotowej głowicy nagniatającej powoduje zwiększenie mikrotwardości warstwy wierzchniej oraz grubości warstwy utwardzonej,
– zwiększenie wartości posuwu wzdłużnego f_w oraz posuwu poprzecznego f_p przekłada się na większą odległość pomiędzy śladami uderzeń kulek nagniatających, co wiąże się ze spadkiem zarówno stopnia umocnienia jak i grubości warstwy utwardzonej,
– w zależności od parametrów technologicznych nagniatania odśrodkowego stopień umocnienia warstwy wierzchniej zmienia się od 1,1% do 17,4%, a grubość warstwy utwardzonej waha się od 12 µm do 76 µm,

– można przypuszczać, że na stopień umocnienia warstwy wierzchniej wskutek nagniatania odśrodkowego i grubość warstwy utwardzonej mają wpływ zmienny stan warstwy wierzchniej spowodowany cięciem laserem oraz następującym po nim frezowaniem, a także grubość warstwy usuniętej w procesie frezowania.

LITERATURA

[1] ARIF A. F. M., YILBAS B. S., ABDUL ALEEM B. J., *Laser cutting of thick sheet metals: Residual stress analysis.* Optics & Laser Technology 41, 2009, p. 224–232.
[2] FELDSTEIN E., KOMAN I., *Wycinanie laserowe elementów o dużej grubości w blachach ze stali nierdzewnej.* Przegląd Mechaniczny 4/2010 s. 13–18.
[3] MÄNTYJÄVI K., VÄISÄNEN A., KARJALANINEN J. A., *Cutting method influence on the fatigue resistance of ultra- high- strength steel.* International Journal of Material Forming, 2, 2009. 547–550.
[4] TRELA S.: *Badania wpływu cięcia laserowego na twardość stali nisko- i średniowęglowych.* Mechanik 12/2004, s.877–878.
[5] WANG Z., JIANG C., GAN X., CHEN Y., JI V., *Influence of shot peening on the fatigue life of laser hardened 17-4PH steel.* International Journal of Fatigue 33, 2011, p. 549–556.
[6] YILBAS B. S., ARIF A. F. M, ABDUL ALEEM B. J., *Laser cutting of holes in thick sheet metals: Development of stress field.* Optics and Lasers in Engineering 47, 2009, p. 909–916.
[7] ZABORSKI S., STECHNIJ T., *Laserowe i plazmowe ciecie blach ze stali niestopowych i kwasoodpornych.* Inżynieria Maszyn R. 16, z. 4, 2011, s. 109–116.
[8] ZOWCZAK W., *Wpływ obróbki laserowej na właściwości mechaniczne elementów konstrukcyjnych.* Przegląd Mechaniczny, Zeszyt 23-24, 1999, s. 22–27.

THE RESEARCH ON MICROHARDNESS OF C45 STEEL AFTER LASER CUTTING AND THEN MILLING AND CENTRIFUGAL BURNISCHING

The article presents the results of microhardness testing of C45 steel after laser cutting, milling and then centrifugal burnishing. The purpose of milling was to remove "stria" after laser cutting. Centrifugal burnishing allows consolidation of so formed surface layer. It was concluded that consolidation depends on technological parameters.

Key words: laser cutting, centrifugal burnishing, microhardness

BADANIA NAD DOBOREM WARUNKÓW GŁADKOŚCIOWEGO NAGNIATANIA ŚLIZGOWEGO STALI NARZĘDZIOWYCH KONWENCJONALNEJ I PROSZKOWEJ

Daniel TOBOŁA, Piotr RUSEK, Waldemar POLOWSKI,
Kazimierz CZECHOWSKI[1]

1. WPROWADZENIE

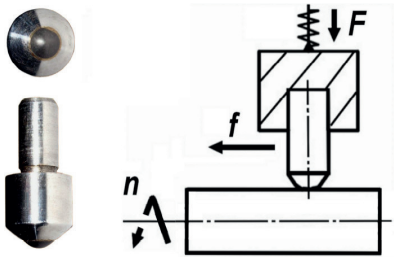
Coraz częściej w przemyśle stosowane są nowoczesne wysokostopowe stale narzędziowe, które są ważnym materiałem wykorzystywanym do produkcji narzędzi (stemple, matryce, wykrojniki) oraz elementów maszyn (tuleje, tłoki, kły tokarki) m.in. w przemyśle motoryzacyjnym, lotniczym, narzędziowym. Zapewnienie tym wyrobom niezawodności działania i wydłużenie ich czasu pracy, wymaga zachowania nie tylko ich dużej dokładności wymiarowo-kształtowej, ale również wysokiej jakości ich powierzchni, która odgrywa istotną rolę w kształtowaniu cech użytkowych, takich jak odporność na ścieranie, wytrzymałość na zmęczenie i odporność na korozję. Niestety klasyczne metody obróbki, takie jak toczenie, frezowanie lub nawet szlifowanie nie zawsze spełniają rygorystyczne wymagania w tym zakresie. W przemyśle szczególną uwagę przywiązuje się do dokładności wymiarów i gładkości powierzchni [1-3].

Właściwości wyrobu są determinowane zwykle przez strukturę metalograficzną materiału z którego jest wykonany oraz stan geometryczny powierzchni zewnętrznej mającej bezpośredni kontakt mechaniczny z powierzchnią współpracującą. Jeżeli spełnienie funkcji przez wyrób zależy od stanu jego powierzchni, to wymagana jest wykończeniowa obróbka powierzchniowa w celu uzyskania warstwy wierzchniej (WW) różniącej się od rdzenia materiału strukturą i właściwościami. Kształtowanie wymaganych właściwości użytkowych powierzchni jest ważnym problemem utylitarnym, ale też poznawczym (dla praktyki jak i dla teorii procesu nagniatania odpowiedzialnych elementów maszyn i narzędzi).

Nagniatanie jest procesem powierzchniowej obróbki plastycznej na zimno w trakcie którego zaokrąglona końcówka narzędzia jest dociskana i ślizga się po powierzchni obrabianej, powodując plastyczne odkształcenie nierówności

[1] Instytut Zaawansowanych Technologii Wytwarzania, ul. Wrocławska 37a, 30-011 Kraków.

(wierzchołków i wgłębień) i w efekcie wygładzenie powierzchni. Główną cechą wyróżniającą nagniatanie spośród różnych metod obróbki metali jest wykorzystywanie zjawiska powierzchniowego odkształcenia plastycznego materiału. Element roboczy narzędzia nagniatającego ma najczęściej kształt kuli, krążka, rolki lub trzpienia kulistego. Wskutek siłowego i kinetycznego współdziałania gładkiego i praktycznie nieodkształcalnego narzędzia nagniatającego z powierzchnią obrabianą, następuje w WW przemieszczanie nierówności powierzchni (tzw. „płynięcie" materiału widoczne w postaci garbu na powierzchni obrabianej) i w efekcie ww. zmniejszenie chropowatości powierzchni obrobionej oraz zmiana właściwości fizycznych WW przedmiotu, zwłaszcza twardości. W niektórych przypadkach obróbki nagniataniem wraz ze zmniejszeniem chropowatości powierzchni następuje także zwiększenie dokładności wymiarowo-kształtowej; najczęściej jednak dokładność wymiarowo-kształtowa po nagniataniu zależy głównie od dokładności uzyskanej w obróbce poprzedzającej nagniatanie. Nagniatanie daje nie tylko małą chropowatość powierzchni, ale również duże promienie zaokrągleń wierzchołków nierówności oraz mały kąt ich pochylenia, co wspólnie z wytworzonym zgniotem, naprężeniami ściskającymi i wzrostem twardości daje zwiększenie odporności powierzchni na ścieranie, zużycie zmęczeniowe i korozję [3-8].



Rys. 1. Końcówka robocza z polikrystalicznego diamentu (PCD) stosowana w narzędziach IZTW do nagniatania ślizgowego prowadzonego wg zamieszczonego schematu na tokarkach CNC

Nagniatanie ślizgowe (rys. 1) zwane również wygładzaniem ślizgowym, w tym w szczególności nagniatanie przy użyciu nagniataków diamentowych służy głównie do gładkościowej obróbki materiałów twardych, umożliwiając otrzymanie małej chropowatości powierzchni (parametr Ra rzędu 0,1 μm). Dominujące znaczenie w charakterystyce struktury geometrycznej powierzchni (SGP), a zwłaszcza tych obrabianych metodami obróbki wykończeniowej, ma chropowatość powierzchni; stanowi ona czynnik wpływający na przebieg podstawowych zjawisk tribologicznych jak tarcie, smarowanie i zużycie. Chropowatość powierzchni jest jednym z czynników w decydującym stopniu wpływających na rzeczywistą powierzchnię styku współpracujących części maszyn. Jednocześnie stanowi ona czynnik oddziaływujący na fizyczno-chemiczne zjawiska przebiegające na granicy faz, a przede wszystkim na podstawowe procesy chemii fizycznej

powierzchni jakimi są adsorpcja i dyfuzja. Chropowatość powierzchni jest czynnikiem, który w niezwykle istotny sposób wpływa na właściwości użytkowe WW części maszyn.

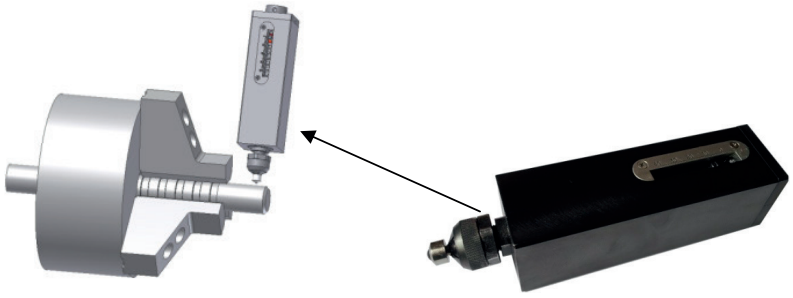
2. METODYKA BADAŃ

Do badań wybrano dwa gatunki stali narzędziowej wysokostopowej do pracy na zimno wytworzone dwoma metodami przez szwedzką hutę firmy Bohler Uddeholm o składzie chemicznym zamieszczonym w tabeli 1.

Tabela 1. Skład chemiczny badanych stali oraz metoda ich otrzymywania

Gatunek Stali	Metoda otrzymywania	Skład chemiczny					
		C	Si	Mn	Cr	Mo	V
Sverker 21	Konwencjonalna technologia metalurgiczna	1,55	0,3	0,4	11,8	0,8	0,8
Vanadis 6	Technologia metalurgii proszków	2,1	1,0	0,4	6,8	1,5	5,4

Pręty z wybranych materiałów toczono wstępnie, a następnie obrabiano cieplnie (hartowano i odpuszczano zgodnie z zaleceniami producenta) do twardości 60÷61 HRC. Toczenie wstępne, poprzedzające proces nagniatania oraz samo nagniatanie prowadzono na sterowanym numerycznie centrum tokarskim NL2000 SY firmy Mori Seiki stosując system mocowania wałka (próbki) w jednym wrzecionie tokarskim (rys.2). Zaproponowany sposób mocowania zapewnia większą sztywność układu narzędzie–przedmiot, a tym samym większą powtarzalność uzyskiwanych wyników.



Rys. 2. Schemat mocowania wałka w jednym wrzecionie tokarskim wraz z narzędziem nagniatającym

Toczenie prowadzono przy parametrach zamieszczonych w tabeli 2 stosując płytki z CBN, oznaczone symbolem NP–SNGA 120412GS2 MB730 (firmy Mitsubishi). Pozwoliło to uzyskać średnie wartości parametru chropowatości (po toczeniu) w przedziałach Ra = 0,72÷0,84 μm (dla badanych stali).

Tabela 2. Parametry toczenia poprzedzającego nagniatanie ślizgowe

Parametr	Rodzaj stali	
	Sverker 21	Vanadis 6
Prędkość skrawania v_c [m/min]	100	150
Posuw f [mm/obr.]	0,16÷0,2	0,16÷0,18
Głębokość skrawania a_p [mm]	0,2	0,2

Nagniatanie ślizgowe kompozytem diamentowym przeprowadzano z dociskiem sprężystym za pomocą narzędzia nagniatającego (rys. 2) zaprojektowanego i wykonanego w Instytucie Zaawansowanych Technologii Wytwarzania w Krakowie. Do badań wykorzystano nagniataki z kompozytu diamentowego z ceramiczną fazą wiążącą Ti_3SiC_2 o promieniu czaszy kulistej 1,5 mm [9].

W celu zmniejszenia tarcia i zwiększenia trwałości nagniataków w procesie nagniatania stosowano olej maszynowy Hysol firmy Castrol, jako środek smarujący podawany w postaci mgły olejowej. Stosowano jedno przejście nagniatające (i = 1). Prędkość nagniatania była stała i wynosiła ok. v = 40 m/min.

Chropowatość powierzchni zarówno przed jak i po nagniataniu ślizgowym kompozytem diamentowym mierzono profilometrem Hommel – Tester T1000E.

Zakres stosowanych parametrów w trakcie nagniatania ślizgowego zamieszczono w tabeli 3. Optymalizację prowadzono w oparciu o pełny plan badań PS/CK, określający kompletne, wszystkie możliwe układy wartości czynników badanych (ponad 20 układów z powtórzeniami – w każdym układzie przeprowadzano po 6 pomiarów). Stan geometryczny WW określono przez pomiar parametrów SGP, która była określana dla profilu R, tj. chropowatość powierzchni w układzie 2D. Oprócz wielkości zmierzonych bezpośrednio, określono również współczynnik zmniejszenia chropowatości K_{Ra} , który jest wynikiem stosownych przeliczeń (1):

$$K_{Ra} = \frac{Ra'}{Ra} \tag{1}$$

gdzie:

Ra' – średnie arytmetyczne odchylenie profilu od linii średniej (wartości przed nagniataniem),

Ra – wartości po nagniataniu.

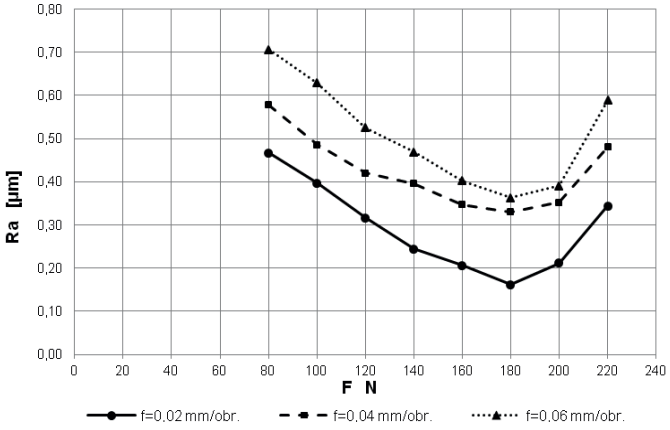
Tabela 3. Parametry nagniatania ślizgowego kompozytem diamentowym

Parametr	Rodzaj stali	
	Sverker 21	Vanadis 6
Siła nagniatania F [N]	80÷220	80÷200
Posuw nagniatania f [mm/obr.]	0,02÷0,06	
Dosuw narzędzia do powierzchni nagniatanej u [mm]	0,2 (na stronę)	

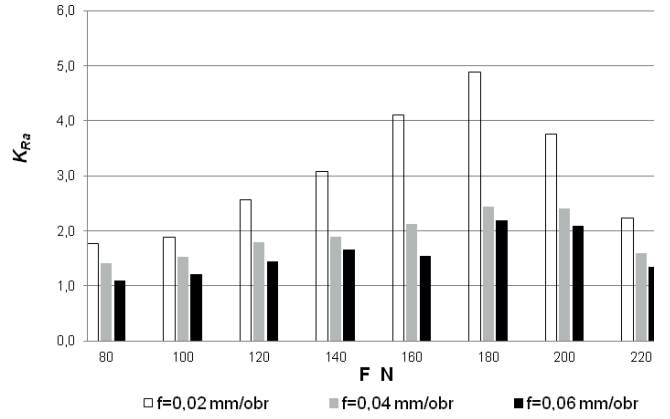
Głównym celem badań było określenie wpływu parametrów nagniatania ślizgowego kompozytem diamentowym (siły i posuwu) na chropowatość powierzchni dwóch rodzajów badanych stali narzędziowych, w tym nowoczesnej wysokostopowej stali proszkowej.

3. WYNIKI BADAŃ

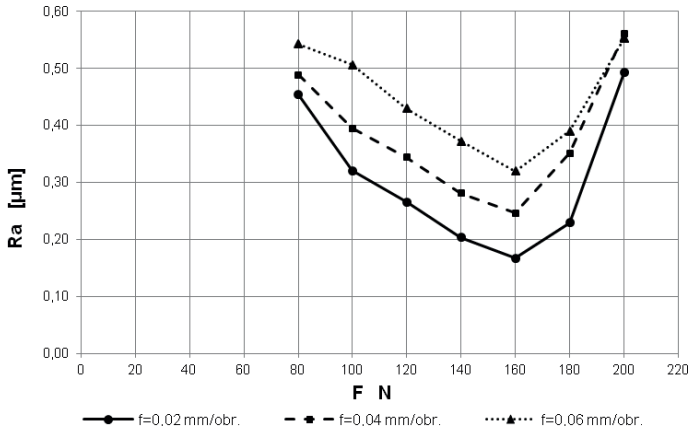
Zależności parametru chropowatości *Ra* i współczynnika zmniejszenia chropowatości K_{Ra} od zmiennych parametrów technologicznych procesu nagniatania ślizgowego badanych stali narzędziowych tj. siły *F* i posuwu *f*, przedstawiono w sposób graficzny na rys. 3–6.



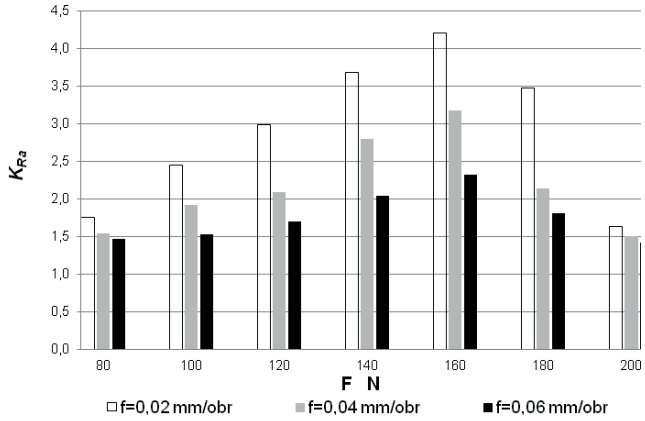
Rys. 3. Wykres średnich wartości parametru chropowatości *Ra* (uzyskanych w dwóch próbach nagniatania) w zależności od dwóch czynników zmiennych (siła *F* i posuw *f*) dla stali Sverker 21



Rys. 4. Wykres wartości współczynnika K_{Ra} (uzyskanego z dwóch prób nagniatania) w zależności od dwóch czynników zmiennych (siła *F* i posuw *f*) dla stali Sverker 21



Rys. 5. Wykres średnich wartości parametru chropowatości *Ra* (uzyskanych w dwóch próbach nagniatania) w zależności od dwóch czynników zmiennych (siła *F* i posuw *f*) dla stali Vanadis 6



Rys. 6. Wykres wartości współczynnika K_{Ra} (uzyskanego z dwóch prób nagniatania) w zależności od dwóch czynników zmiennych (siła *F* i posuw *f*) dla stali Vamadis 6

4. WNIOSKI

Na podstawie przedstawionych wyników badań eksperymentalnych i wykonanych obliczeń można sformułować następujące wnioski dotyczące wpływu ocenianych parametrów nagniatania ślizgowego kompozytem diamentowym na chropowatość powierzchni dwóch rodzajów stali narzędziowych o twardości 60÷61 HRC (w tym nowoczesnej stali proszkowej):

1. Badane parametry technologiczne (siła nagniatania *F* i posuw *f*) wykazują istotny wpływ na chropowatość powierzchni po nagniataniu ślizgowym kompozytem diamentowym.

2. Zaobserwowano występowanie optymalnych wartości siły F i posuwu f z uwagi na wygładzenie powierzchni. W przypadku badanych stali minimalne wartości parametru chropowatości powierzchni Ra udało się uzyskać przy następujących parametrach nagniatania:
   – F = 180 N, f = 0,02 mm/obr. – dla stali Sverker 21; Ra_{min} = 0,16 μm,
   – F = 160 N, f = 0,02 mm/obr. – stal Vanadis 6; Ra_{min} = 0,17 μm.
3. Zaobserwować można przesunięcie wartości optimum w kierunku mniejszej siły dla stali Vanadis 6, co może wskazywać na łatwiejsze nagniatanie bardziej jednorodnej stali proszkowej.

LITERATURA

[1] MAHAJAN D. TAJANE R., *A Review on Ball Burnishing Process.* International Journal of Scientific and Research Publications, Volume 3, Issue 4, 2013, 1–8.
[2] GHODAKE A.P., RAKHADE R.D., MAHESHWARI A.S., *Effect of Burnishing Process on Behavior of Engineering Materials- A Review.* IOSR Journal of Mechanical and Civil Engineering (IOSR-JMCE), e-ISSN: 2278-1684 Vol. 5, Iss. 5 (Mar. – Apr. 2013), 9-20.
[3] PRZYBYLSKI W., *Technologia obróbki nagniataniem*. WNT, Warszawa 1987.
[4] KORZYŃSKI M., *Nagniatanie ślizgowe.* WNT, Warszawa 2007.
[5] KORZYŃSKI M. LUBAS J., ŚWIRAD S., DUDEK K., *Surface layer characteristics due to slide diamond burnishing with a cilindrical – ended tool.* Journal of Materials Proc. Techn., vol. 211, Iss. 1, 2011, 84-94.
[6] KORZYŃSKI M., Modeling and experimental validation of the force-surface roughness relation for smoothing burnishing with a spherical toll. International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 47, 2007, 1956-1964.
[7] POLOWSKI W., BEDNARSKI P., TOBOŁA D., *Obróbka wykończeniowa narzędziami diamentowymi do nagniatania ślizgowego.* Postępy Nauki i Techniki; Advances in Science and Technology , 2011, nr 6, 40-49.
[8] POLOWSKI W., BEDNARSKI P., TOBOŁA D., CZECHOWSKI K., RUSEK P., *Wybrane aspekty kształtowania warstwy wierzchniej nagniataniem ślizgowym diamentem*. Inżynieria Materiałowa, R. XXXII, nr 4, Warszawa: SIGMA-NOT Sp. z o.o., 2011, 676-679.
[9] JAWORSKA L., SZUTKOWSKA M., MORGIEL J., STOBIERSKI L., LIS J., *Ti_3SiC_2 as a bonding phase in diamond composites.* Journal of Materials Science Letters. Volume 20, 2001, 1783-1786.

CHOICE OF BEST PARAMETERS FOR SLIDING BURNISHING OF TWO TOOL STEELS: PROCESSED CONVENTIONALLY AND BY POWDER METALLURGY

The results are presented of IZWT experiments to optimize the parameters of sliding burnishing of two types of tool steel by a diamond composite. The criterion was smoothness of the surface. The steels were Sverker 21 and a novel steel Vanadis 6. Reported are the parameters of the 2D surface geometric structure, SGS. In the whole experimental range, a better smoothing of the surface was obtained in the sintered steel.

Key words: surface layer, tool steel, surface geometric structure, sliding burnishing

COMPARATIVE ANALYSIS OF THE SURFACE ROUGHNESS VALUES OBTAINED WITH SKIDDED AND SKIDLESS MEASUREMENT INSTRUMENTS

Mikolaj KUZINOVSKI[1], Piotr CICHOSZ[2], Mite TOMOV[1]

1. INTRODUCTION

In order to make the results from the measurement of any value measured at different locations, comparable and repeatability, usually the prescribed measurement methodology, method and procedure are in accordance with the recommendations of specific national or international standards. This also applies to surface roughness measurements.

However, one must bear in mind that the prescribed recommendations contained in the International standards are general and applicable to a wider scope of measuring instruments and devices. There are various kinds of measuring instruments, with different features, used to measure surface roughness.The most commonly used instruments in the metal processing industry are the contact skidded or skidless instruments.

The purpose of these researches is to determine whether there are any differences as well as the size of those differences between the values of the roughness parameter obtained using two different measuring instruments (skidded and skidless), when measuring periodic etalon surfaces representing multiple processes in identical measuring conditions.

2. SKIDDED AND SKIDLESS INSTRUMENTS – BASIC DIFFERENCES

The skid from skidded instruments have a the role of a mechanical reference used to register the vertical movement of the measuring stylus. The skid also has

[1] "Ss. Cyril and Methodius" University in Skopje, Faculty of Mechanical Engineering – Skopje, Karpoš II. bb, P.BOX 464,1000 Skopje Macedonia, mikolaj.kuzinovski@mf.edu.mk, mite.tomov@mf.edu.mk.

[2] Institute of Production Engineering and Automation of the Wroclaw University of Technology, str. Lukasiewicza 3/5, 50-371 Wroclaw, Polska, piotr.cichosz@pwr.wroc.pl.

a role of a mechanical separator (a mechanical filter) of the roughness profile from the surface (total) profile, Figure 1.

In [1] is presents a detailed illustration of the measuring procedure for obtaining the roughness profile and the roughness parameters using contact skidless instruments, in accordance with the recommendations of several international standards. In addition, [2] stipulates certain ambiguities arising from the international standards.

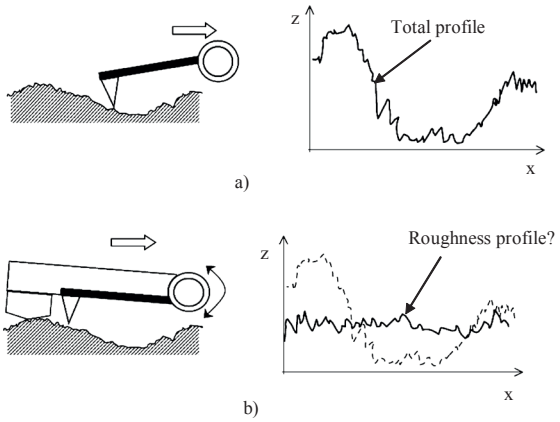


Figure 1. The role of the skid a) skidless instruments, b) skidded instruments [2]

According to ISO 3274:1996 [3], instruments using skids can be used for measuring roughness parameters only. On the other hand, the calculation of the values of the roughness parameters requires the determination of a mean reference line using a λc profile-filter, which means that the measured profile should undergo software filtration using a λc profile filter. How do we call the profile through which we draw the mean reference line using a λc profile filter? Is this the primary profile? Also, having in mind that it is not possible to isolate the noise from the signal during the measurement, again there is a need for software filtration using a λs profile filter. If we add the noise to the primary profile, do we get the total profile? Every measuring instrument has a λs profile-filter, and usually, in the case of portable instruments, this filter turns on automatically, without any activation by the metrologist. If, on top of this, we also add the software leveling of the measured profile (using the least squares method) which is the same as removing the nominal linear shape, then we get the total profile. Therefore, the question is: What kind of an initial profile is obtained when the using an instrument that uses a skid as a mechanical reference?

Precisely these remarks, directly related to the use of contact skidded and skidless instruments were the main reason to implement this type of research.

3. EXPERIMENTAL INVESTIGATIONS

3.1. MEASURING CONDITIONS

In order to determine the impact arising from the different measuring instruments (skidded or skidless) on the value of the roughness parameters, several periodic etalon surfaces representing different processes, such as turning, milling and planning, have been measured. In order to enable the measuring stylus to traverse an approximately equal path on the etalon-surface, the place where the measurement starts (the starting point of the measuring stylus) was marked on the etalons. The measurements were done using a contact measuring system MarSurf XR20 (with MarSurf XR20 V1.30-5 software) as a skidless measuring system and the contact profilemeter Surtronik 3+ (with the TalyProfile V3.1.4 software) as the skidded measuring instrument. Both measuring systems used a measuring stylus with a tip radius of 2 μm.

The measuring conditions (the sampling length, evaluation length, sampling spacing etc.) are compliant with the recommendations from the international standards and the recommendations from [1], and they are identical when using either of the two instruments. The measuring instruments in this research were used only to obtain the coordinates of the measures (total) profiles. The nominal form was removed using the Microsoft Excel software and the least square method, while the filtering was done using λc and λs profiles filters and the Matlab (R2009b) using the mathematical formulations provided in ISO 11562:1996 [4] and ISO 16610-21:2011 [5] for the weight functions of the profile filters. The Gaussian filter was used as the λc profile filter.The obtained data (the total profile coordinates) were processed outside of the MarSurf XR20 V1.30-5 software and the TalyProfile V3.1.4 software in order to provide for identical conditions for data processing. Both measuring instruments were calibrated using the type C standard [6], in accordance with [7].

Considering the ambiguities present in the international standards, stipulated in [2], the authors of this paper have adopted two methods (cases) for obtaining the roughness profile using the contact profilemeter Surtronik 3+.

First case: in the case the measured profile shall be considered to be the roughness profile.

Second case: in this case the measured profile shall be considered to be the total profile, as if it were measured with a skidless instrument.

3.2. RESULTS AND DISCUSSION

Below we provide a graphical representation of the differences between the roughness parameters. The research includes the following parameters: SE (Parameter of statistic equality of sampling lengths [1]), *Ra* (*Pa*), *Rt* (*Pt*), *Rq* (*Pq*) and *RSm* (*PSm*). The values of the considered parameters were obtained as the average of five measurements.

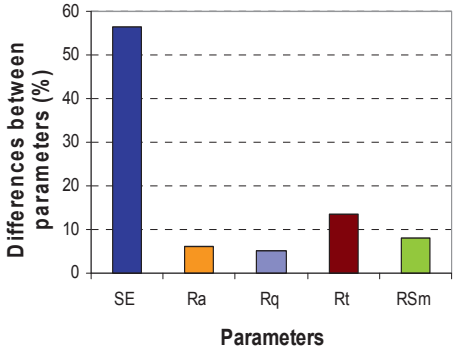


Figure 2. Diferences between parameters for the etalon surface representative of turning with $Ra = 0{,}8$ µm

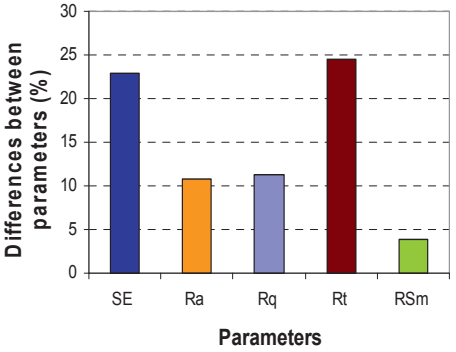


Figure 3. Diferences between parameters for the etalon surface representative of turning with $Ra = 1{,}8$ µm

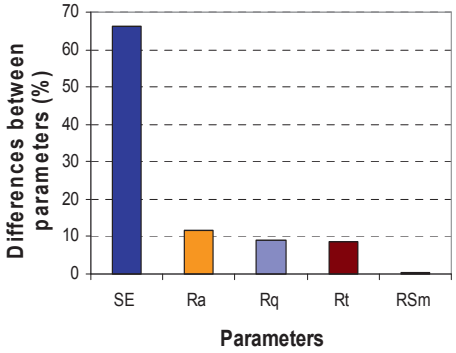


Figure 4. Diferences between parameters for the etalon surface representative of turning with $Ra = 3{,}2$ µm

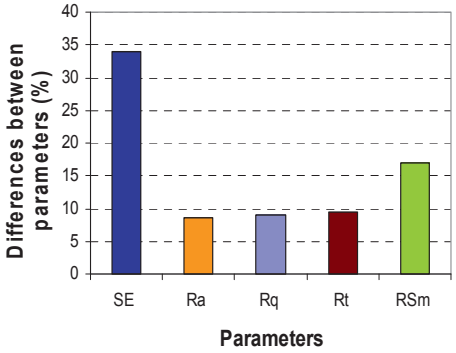


Figure 5. Diferences between parameters for the etalon surface representative of milling with $Ra = 1{,}6$ µm

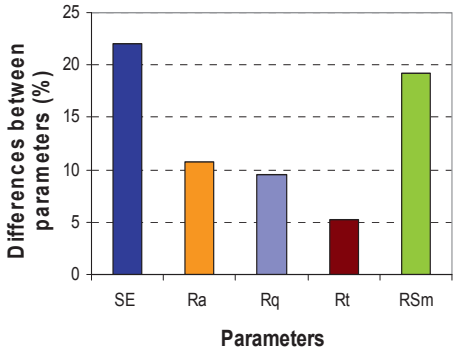


Figure 6. Diferences between parameters for the etalon surface representative of milling with $Ra = 3{,}2$ µm

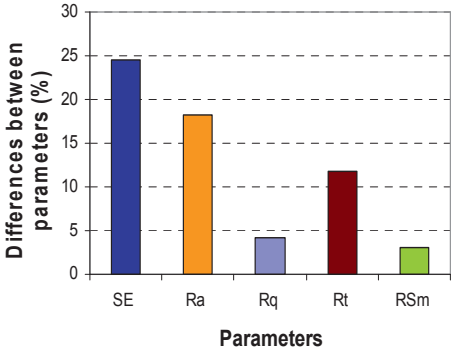


Figure 7. Diferences between parameters for the etalon surface representative of planing with $Ra = 3{,}2$ µm

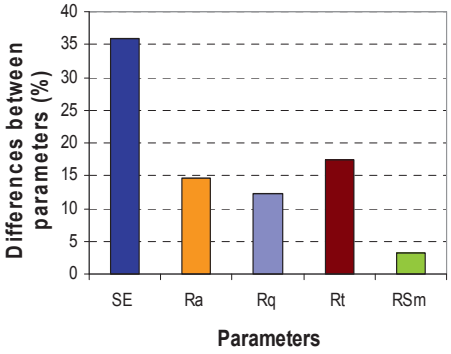


Figure 8. Diferences between parameters for the etalon surface representative of planing with *Ra* = 6,3 μm

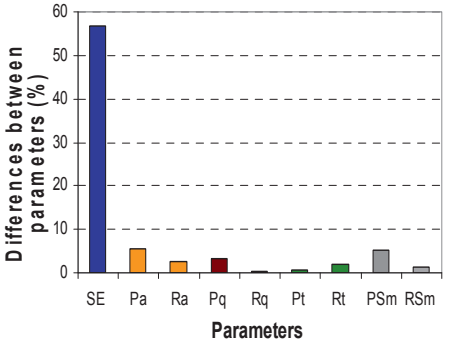


Figure 9. Diferences between parameters for the etalon surface representative of turning with *Ra* = 0,8 μm

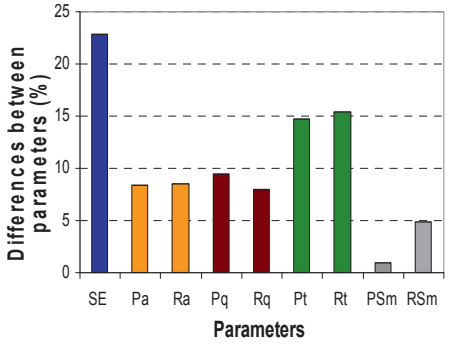


Figure 10. Diferences between parameters for the etalon surface representative of turning with *Ra* = 1,8 μm

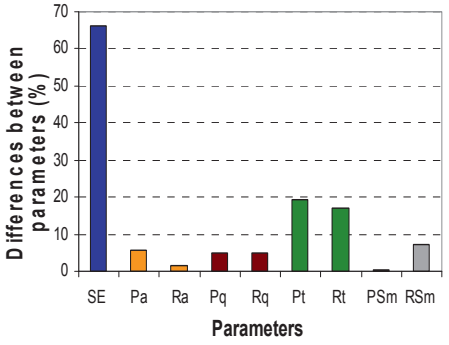


Figure 11. Diferences between parameters for the etalon surface representative of turning with *Ra* = 3,2 μm

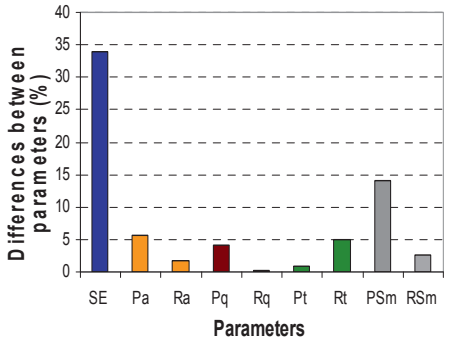


Figure 12. Diferences between parameters for the etalon surface representative of milling with *Ra* = 1,6 μm

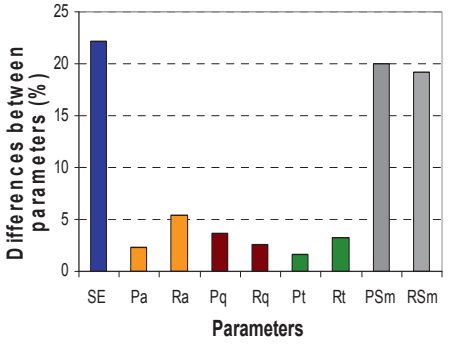


Figure 13. Diferences between parameters for the etalon surface representative of milling with *Ra* = 3,2 μm

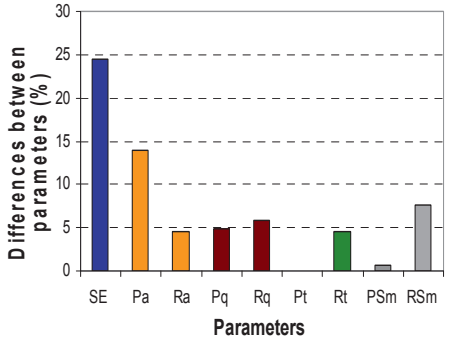


Figure 14. Diferences between parameters for the etalon surface representative of planing with Ra = 3,2 μm

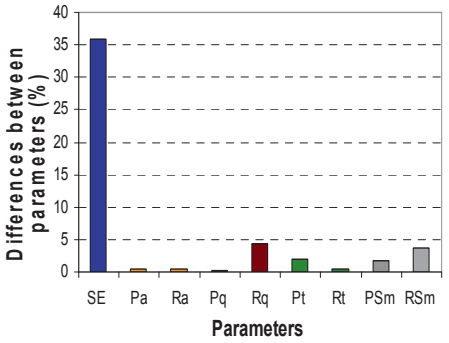


Figure 15. Diferences between parameters for the etalon surface representative of planing with Ra = 6,3 μm

The values of the parameters and the differences between them included in the comparative analysis, shown on Figures 2 to 8, refer to the first case (the measured profile shall be considered to be the roughness profile), while Figures 9 to 15 refer to the second case (the measured profile shall be considered to be the total profile).

The graphical illustration suggest that the biggest differences can be noted for the SE parameter, which shows that the shape of profiles have some differences, but these other parameters are less sensitive to these differences.

If we compare the values of differences between the parameters obtained in the first and the second case, we can conclude that the differences are smaller in the second case, when the measured profile is considered to be the total profile. This is a very important conclusion that suggests that the recommendations in the international standards referring to the skidded instruments need to be further specified in the future. If we compare the differences between the primary profile parameters (P-parameters) and the roughness profile parameters (R-parameters), shown on figures 9 to 15, we can conclude that no specific pattern exists. For some of the profiles the P-parameter differences are larger, whereas the R-parameters are larger for other profiles.

4. CONCLUSION

These researches showed that one needs to be very careful when using skidded instruments to obtain the roughness parameters. The ambiguities of the international standards related directly to the skidded instruments clearly warrant such a requirement. This also showed that the roughness parameters (at least those considered in this paper) are not sufficiently sensitive to changes of the profile shape as is the SE parameter. The values obtained for the differences between the considered parameters have shown no specific change patters. For the future, we recommend that such research should be expanded to also include non-periodic surfaces, as well as possibilities to include several different measuring instruments.

REFERENCES

[1] TOMOV M., KUZINOVSKI M., CICHOSZ P., *A New Parameter of Statistic Equality of Sampling Lengths in Surface Roughness Measurement*. Strojniški vestnik – Journal of Mechanical Engineering Vol. 59 (2013) No. 5, pp. 339–348.
[2] KUZINOVSKI M., TOMOV M., *Standardization – a mitigating or a confusing circumstance in surface roughness measuring in the metal processing industry*. International Journal of Industrial Engineering & Technology (IJIET). Vol. 3, Issue 1, Mar 2013, pp. 37–42.
[3] ISO 3274:1996. *Geometrical Product Specifications (GPS) – Surface texture: Profile method – Nominal characteristics of contact stylus instruments*. International Organization for Standardization, Geneva.
[4] ISO 11562:1996. *Geometrical Product Specifications (GPS) – Surface texture: Profile method – Metrological characteristics of phase correct filters*. International Organization for Standardization, Geneva.
[5] ISO 16610-21:2011. *Geometrical product specifications (GPS)-Filtration: Linear profile filters: Gaussian filters.* International Organization for Standardization, Geneva.
[6] ISO 5436-1:2000; *Geometrical product specifications (GPS) – Surface texture: Profile method; Measurement standards – Part 1*: Material measures.
[7] ISO 12179:2000; *Geometrical product specifications (GPS) – Surface texture*: Profile method – Calibration of contact (stylus) instruments.

ANALIZA PORÓWNAWCZA CHROPOWATOŚCI POWIERZCHNI MIERZONEJ PRZY ZASTOSOWANIU STYKOWYCH I BEZSTYKOWYCH PRZYRZĄDÓW POMIAROWYCH

Artykuł porusza niektóre problemy związane z zaleceniami zawartymi w międzynarodowych normach dotyczących pomiarów chropowatości powierzchni przy zastosowaniu stykowych i bezstykowych przyrządów pomiarowych. W celu wyznaczenia wpływu zróżnicowanej konstrukcji badanych przyrządów pomiarowych na zmierzoną wartość chropowatości powierzchni, dokonano pomiarów wzorcowych powierzchni uzyskanych po różnych sposobach obróbki (toczeniu, frezowaniu). Przedstawiono analizę porównawczą zmierzonych wartości parametrów chropowatości powierzchni.

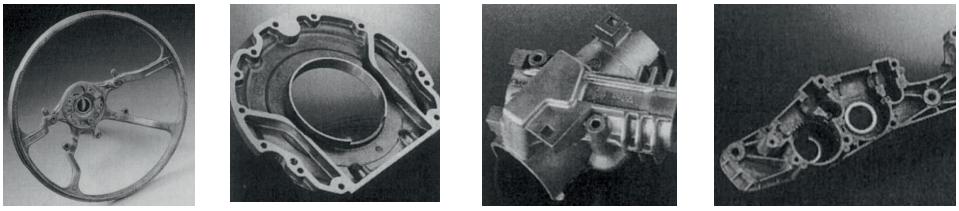
Słowa kluczowe: parametry chropowatości powierzchni, przyrządy stykowe, przyrządy bezstykowe, powierzchnie wzorcowe

CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI OBROBIONEJ STOPU MAGNEZU AZ91 PO FREZOWANIU WALCOWO-CZOŁOWYM

Szymon WOJCIECHOWSKI, Iwona WSTAWSKA[1]

1. WSTĘP

Stopy magnezu z dodatkiem pierwiastków ziem rzadkich stanowią ważną grupę materiałów stosowanych w przemyśle lotniczym i samochodowym. Cechuje je mała gęstość – ok. 1,8 g/cm^3 i dobre właściwości mechaniczne (R_m = 300÷350MPa, $A_{11,3}$ do 20% oraz twardość ok. 100HB). Z tego względu stopy magnezu znalazły zastosowanie w budowie samolotów, przemyśle motoryzacyjnym (rys. 1), do wytwarzania aparatury automatycznej oraz na elementy sprzętu domowego i maszyn biurowych. Zależnie od sposobu wytwarzania stopy te dzieli się na odlewnicze i przeznaczone do obróbki plastycznej na zimno i na gorąco.



Rys. 1. Przykładowe części dla przemysłu motoryzacyjnego wykonane ze stopów magnezu [1]

Jeżeli chodzi o przemysł lotniczy większość elementów wykonywana jest poprzez obróbkę frezowaniem. Półfabrykatami są odlewy ciśnieniowe, które wykonane są ze stopów *Al-Mg*, lub monolityczne bloki wykonane ze stopów aluminium. Z bloków monolitycznych wytwarza się tzw. elementy kieszeniowe [2].

Frezowanie, np. powierzchni uszczelniających i przylegania [4, 5], stanowi częsty zabieg obróbkowy, wykonywany na odlewach ciśnieniowych ze stopów magnezu. Narzędzia stosowane w obróbce to głównie głowice frezarskie lub frezy walcowo-czołowe. Materiałem narzędziowym, w przypadku narzędzi monolitycznych, są głównie węgliki spiekane lub wlutowywane wkładki z polikrystalicznego diamentu. Dotychczasowe badania [3] potwierdziły lepszą skrawalność

[1] Instytut Technologii Mechanicznej Politechniki Poznańskiej, ul. Piotrowo 3, 60-965 Poznań.

(ze względu na chropowatość powierzchni) stopów magnezu w porównaniu do popularnych stopów aluminium (3031, 7075, AlSi10Mg).

Również stopy magnezu i wapnia są wykorzystywane w przemyśle medycznym do produkcji implantów. Pomimo ciągłego rozwoju, proces obróbki implantów *Mg-Ca*, nie jest zagadnieniem dobrze znanym ani zrozumiałym. Zagadnienie to przybliżono w pracy [6]. Badania kliniczne wykazały, że stopy Mg-Ca nie produkują żadnych toksyn do organizmu, nie są rakotwórcze oraz nie zawierają substancji mutagennych [7-10].

Obróbka stopów magnezu charakteryzuje się małymi wymaganiami w odniesieniu do mocy obrabiarek, długim okresem trwałości narzędzia, krótkimi, łamliwymi wiórami, wysoką jakością powierzchni obrobionej, małym obciążeniem mechanicznym oraz termicznym narzędzia, a także możliwością zastosowania płynów obróbkowych [11]. Obróbka z płynem chłodzącym wymaga dodatkowych kosztów zakupu, magazynowania oraz stwarza problemy z recyklingiem wiórów [12]. W kontakcie z wodą magnez ulega reakcji chemicznej, w wyniku której tworzy się wodór, który jest bardzo łatwopalny. Płyny zawierające olej stwarzają niebezpieczeństwo eksplozji podczas obróbki.

Za stopami magnezu przemawiają także względy ekonomiczne. Według [13] są one o wiele tańsze od stopów aluminium i cynku.

Skrawalność stopów magnezu ze względu na parametry chropowatości *Ra*, *Rz* i *Rmax* jest bardzo dobra [15]. Mają one niewielką twardość i niską temperaturę topnienia, a co za tym idzie temperatury skrawania są niewielkie. Nie wykazują one dużego powinowactwa do stali, co powoduje, że siły adhezji pomiędzy materiałem obrabianym, a narzędziem są niewielkie, zużycie ostrza jest niewielkie. Dzięki temu stopy magnezu mogą być obrabiane z dużymi prędkościami skrawania przy małych siłach. Wióry są segmentowe i kruche. Najgorszą cechą magnezu jest jego łatwopalność, co dotyczy szczególnie drobnych wiórów [4, 14]. Parametry technologiczne obróbki stopów magnezu powinny również uwzględniać skłonność wiórów do samozapłonu. Skłonność ta jest tym większa im mniejszy jest wiór.

Pomimo badań skrawalności stopów magnezu, niewiele jest prac dotyczących doboru parametrów skrawania zapewniających otrzymanie pożądanej struktury geometrycznej powierzchni (SGP) oraz wydajności objętościowej procesu. W związku z tym, w pracy poddano analizie skrawalność stopu magnezu z uwzględnieniem chropowatości powierzchni i wydajności objętościowej skrawania.

2. CEL, ZAKRES I METODYKA BADAŃ

Przeprowadzone badania miały na celu określenie skrawalności stopu magnezu na podstawie pomiaru chropowatości powierzchni obrobionej, w zakresie zmiennego posuwu na ostrze f_z oraz prędkości skrawania v_c. Materiałem obrabianym był stop magnezu AZ91 (Mg-90%, Al-9%, Zn-1%) (rys. 2).

W badaniach zastosowano monolityczny frez walcowo-czołowy z drobnoziarnistego węglika spiekanego z powłoką ceramiczną TiAlCN o średnicy D = 8 mm, i liczbie ostrzy z = 4.

Badania zostały przeprowadzone w warunkach frezowania współbieżnego i przeciwbieżnego na pięcioosiowym centrum obróbkowym DMU 60 monoBLOCK (rys. 3). Zakres badań przedstawiono w tabeli 1.



Rys. 2. Stop magnezu AZ91 w stanie dostawy



Rys. 3. Centrum obróbkowe DMU 60T monoblok

Tabela 1. Zakres badań dotyczących chropowatości powierzchni obrobionej

n [obr/min]	**v_c [m/min]**	**f_z [mm/ostrze]**				a_p = 5 mm a_e = 0,1 mm const.
		0,01	0,05	0,1	0,2	
		v_f [mm/min]				
3981	100	79,62	398,1	796,2	1592,4	
9952	250	199,04	995,2	1990,4	3980,8	
15923	400	318,46	15992,3	3184,6	6369,2	
23885	600	477,7	2388,5	4777	9554	

Do pomiarów chropowatości zastosowano profilografometr firmy Hommelwerke T1000 oraz T8000. Podczas przeprowadzonych badań wykonano po trzy pomiary po każdym przejściu za pomocą profilografometru Hommelwerke T1000. Długość odcinka elementarnego wynosiła l_n = 4,8mm. Wyznaczono po dwa parametry *Ra* i *Rz*, a następnie wartości uśredniono. Te same próbki zmierzono za pomocą profilografometru T8000 w celu wyznaczenia trójwymiarowej topografii obrobionej powierzchni.

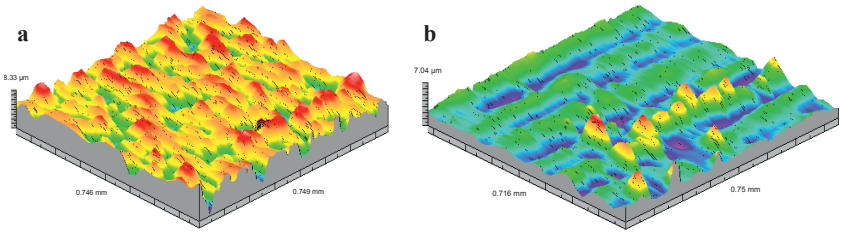
Korzystając ze wzoru (1) obliczono wydajność objętościową frezowania:

$$Q_V = a_p \cdot a_e \cdot f_z \cdot z \cdot n \tag{1}$$

3. WYNIKI BADAŃ I ANALIZA

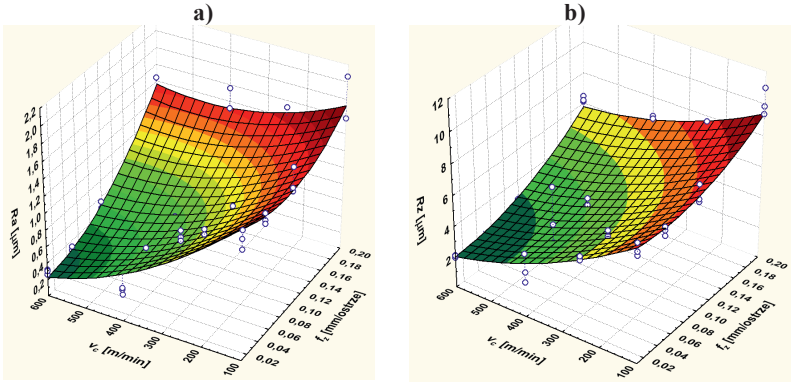
Na rysunku 4 przedstawione zostały wykresy 3D topografii powierzchni próbki dla dwóch różnych wartości prędkości skrawania. W przypadku, najmniejszej badanej prędkości (v_c = 100 m/min) mikronierówności na obrobionej powierzchni

cechują się losowością, która prawdopodobnie spowodowana jest występowaniem zjawiska narostu. W zakresie większych prędkości skrawania ($v_c \geq 400$ m/min) mikronierówności na obrobionej powierzchni mają charakter zdeterminowany, zgodny z odwzorowaniem kinematyczno-geometrycznym ostrza w materiale obrabianym. Wywołane jest to zanikaniem zjawiska narostowego w zakresie większych prędkości skrawania. W następstwie wpływa to również korzystnie na obniżenie wartości parametrów chropowatości powierzchni (*Ra*, *Rz*).



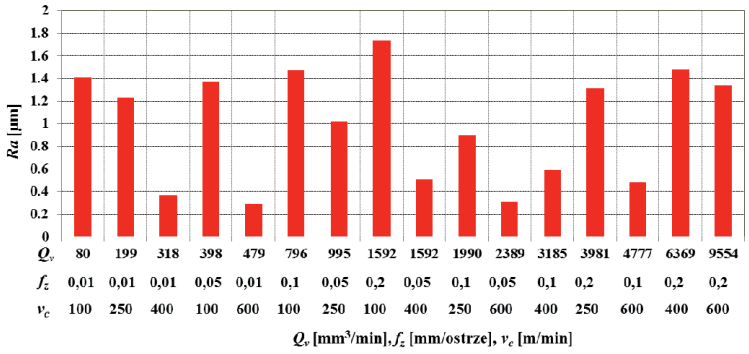
Rys. 4. Obrazy 3D powierzchni obrobionej dla f_z = 0,01 mm/ostrze oraz: (a) v_c = 100m/min, (b) v_c = 400m/min

Na rysunku 5 przedstawione zostały parametry chropowatości powierzchni obrobionej *Ra* i *Rz* w zależności od posuwu f_z i prędkości skrawania v_c. Zaobserwowano, że wzrost prędkości skrawania v_c wywołuje intensywny spadek wartości parametrów *Ra*, *Rz*, niezależnie od wartości posuwu na ostrze f_z. Dodatkowo, wzrost posuwu na ostrze powoduje zwiększenie wartości parametrów *Ra* i *Rz*. Obserwacja ta pozostaje w zgodzie z kinematyczno-geometrycznym modelem odwzorowania ostrza w materiale obrabianym. Na rysunkach 6 i 7 przedstawiono wartości parametrów *Ra* i *Rz* w zależności od wartości wydajności objętościowej frezowania Q_V. Wykresy te umożliwią dobór parametrów skrawania (f_z, v_c) zapewniających otrzymanie niewielkich wartości chropowatości powierzchni, przy jednoczesnym zachowaniu dużej wartości wydajności skrawania. Z rysunków 6 i 7

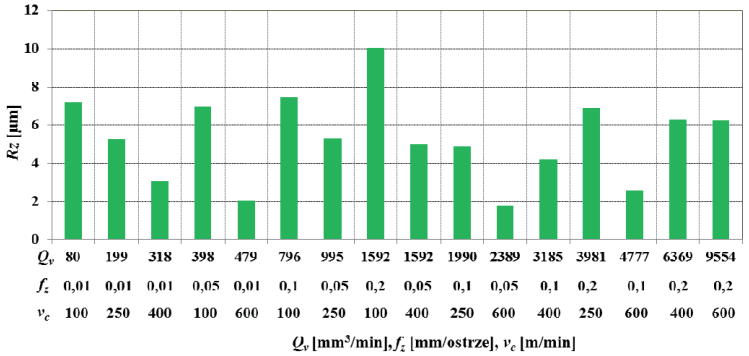


Rys. 5. Chropowatość powierzchni w zależności od f_z oraz v_c, opisana parametrem: a) *Ra*, b) *Rz*

wynika, że ustawienie posuwu na ostrze f_z = 0,1 mm/ostrze oraz prędkości skrawania v_c = 600 m/min wywołuje uzyskanie relatywnie dużej wartości wydajności objętościowej frezowania Q_V = 4777 mm^3/min i jednocześnie niewielkich wartości parametrów chropowatości powierzchni ($Ra \approx 0{,}5$ µm, $Rz \approx 2{,}5$ µm). Dalsze zwiększenie wydajności objętościowej frezowania przy zachowaniu niewielkiej chropowatości powierzchni obrobionej może być możliwe poprzez zwiększenie głębokości skrawania (a_p, a_e) i/lub prędkości skrawania v_c. Niemniej jednak, potwierdzenie tej hipotezy wymaga kolejnych badań doświadczalnych.



Rys. 6. Chropowatość powierzchni *Ra* w zależności od wydajności objętościowej frezowania Q_V



Rys. 7. Chropowatość powierzchni *Rz* w zależności od wydajności objętościowej frezowania Q_V

4. PODSUMOWANIE I WNIOSKI KOŃCOWE

Na podstawie przeprowadzonych badań sformułowano następujące wnioski:

– Wzrost prędkości skrawania v_c wywołuje intensywny spadek wartości parametrów chropowatości powierzchni (*Ra*, *Rz*), niezależnie od wartości posuwu na ostrze f_z. W związku z powyższym stop magnezu AZ91 należy skrawać w zakresie $v_c \geq$ 600m/min.

– Ustawienie posuwu na ostrze f_z = 0,1 mm/ostrze oraz prędkości skrawania v_c = 600 m/min wywołuje uzyskanie relatywnie dużej wartości wydajności objętościowej frezowania oraz niewielkiej chropowatości powierzchni.

LITERATURA

[1] MORDIKE B.L., EBERT T.: *Magnesium: Properties – applications-potential*.
[2] ZAGÓRSKI I., PIEŚKO P.: *Badania porównawcze chropowatości powierzchni wybranych stopów magnezu po frezowaniu narzędziem pełnowęglikowym oraz PKD*. Postępy nauki i techniki, Politechnika Lubelska 2011.
[3] KUCZMASZEWSKI J.: *Efektywność wytwarzania elementów lotniczych Zr stopów aluminium i magnezu*. Komputerowo Zintegrowane Zarządzanie, Oficyna Wyd. Polskiego Towarzystwa Zarządzania Produkcją, Opole 2011, s. 7-18.
[4] OCZOŚ K.E.: *Efektywne skrawanie stopów magnezu*. Mechanik, nr 7/2000, s. 467–474.
[5] OCZOŚ K.E.: *Rozszerzenie granic stosowalności stopów magnezu*, Mechanik 5–6/2009, s. 386 – 400.
[6] GUO Y.B., SALAHSHOOR M.: *Process mechanics and surface integrity by high-speed dry milling of biodegradable magnesium-calcium implant alloys*. Journal of Materials Processing Technology 59 (2010) 151-154.
[7] GEFEN A.: *Computational simulations of stress shielding and bone resorption around existing and computer-designed orthopaedic screws*, Med. Biol. Eng. Comput. 40 (2002) 311–322.
[8] DENKENA B., WITTE F., PODOLSKY C., LUCAS A.: *Degradable implants made of magnesium alloys*, in: Proceedings of the Fifth Euspen International Conference, Montpellier, France, 2005.
[9] DENKENA B., LUCAS A.: *Biocompatible magnesium alloys as absorbable implant materials-adjusted surface and subsurface properties by machining processes*, Ann. CIRP 56 (2007) 113–116.
[10] REIFENRATH J., BORMANN D., MEYER-LINDENBERG A.: *Magnesium Alloys as Promising Degradable Implant Materials in Orthopaedic Research*, Institute for Material Science, University of Hannover Germany, 2011.
[11] BYRNE G., DORNFELD D., DENKENA B.: (2003) *Advancing Cutting Technology*. Annals of CIRP 52/2:483–507.
[12] MORALES H.J.: *Magnesium, machinability and safety*. SAE Technical paper No. 800418, SAE, Detroit, Michigan, 1980.
[13] http://www.4metal.pl
[14] FANG F.Z., LEE L.C., LIU X.D.: *Mean flank temperature measurement of high speed dry cutting of magnesium alloy*. Journal of Materials Processing Technology 167 (2005) 119–123.
[15] ADAMSKI W.: *Wybrane kierunki zwiększania wydajności skrawania*. Mechanik, nr 5–6/2009.

SURFACE ROUGHNESS OF AZ91 MAGNESIUM ALLOY AFTER END MILLING

The valuation of AZ 91 magnesium alloy's machinability including surface roughness and cutting performance was presented. Experiments were carried out during end milling using monolithic sintered carbide tool. The influence of cutting speed v_c and feed per tooth f_z on the surface roughness parameters (*Ra*, *Rz*) was investigated. Research results enable the selection of cutting parameters assuring obtaining of advantageous process technological effects (e.g. reduction of cutting time, improvement of surface quality).

Key words: milling, magnesium alloy, surface roughness

PORÓWNANIE TOPOGRAFII POWIERZCHNI CZĘŚCI ZE STALI UTWARDZONEJ PO TOCZENIU I OBRÓBCE ŚCIERNEJ

Krzysztof ŻAK, Wit GRZESIK, Roman CHUDY[1]

1. WPROWADZENIE

Toczenie, frezowanie czy szlifowanie są najczęściej stosowanymi tradycyjnymi sposobami obróbki materiałów, natomiast najczęściej wykorzystywaną operacją wykończeniową dla części ze stali utwardzonej jest szlifowanie. Z drugiej strony rozwój obróbki toczeniem i frezowaniem pod względem zastosowania nowoczesnych materiałów narzędziowych, takich jak ceramika mieszana czy CBN, spowodował większe zastosowanie tych technologii w kształtowaniu ubytkowym elementów maszyn. Natomiast dla toczenia i szlifowania materiałów o dużej twardości najlepsze wyniki uzyskuje się przez integrację tych procesów w jednym łańcuchu technologicznym. Przez połączenie obróbki na twardo i szlifowania uzyskuje się [1]:

– dużą dokładność i skrócenie procesu technologicznego przez obróbkę w jednym zamocowaniu;
– prowadzenie procesu zgodnie z wymaganiami jakościowymi;
– podział procesu na wstępny i wykończeniowy;
– dużą elastyczność i wysoką niezawodność procesu;
– możliwość szlifowania na sucho i MQL.

Aby jednak możliwe było ocenienie jakości i funkcjonalności obrabianych powierzchni, na które mogą wpływać zaburzenia spowodowane przez proces kształtowania w czasie obróbki na twardo czy też szlifowania, niezbędne są pomiary chropowatości powierzchni 2D/3D. Wiadomo także, że z analizy chropowatości powierzchni 3D, otrzymujemy w porównaniu do 2D pełniejsze informacje o stanie mikronierówności powierzchni. Możemy dostrzec większą liczbę szczegółów w kierunku równoległym do śladów obróbki, a nie jak w przypadku analizy 2D, która dotyczy profilu w kierunku prostopadłym do śladów obróbki [2,3].

[1] Politechnika Opolska, Katedra Technologii Maszyn i Automatyzacji Produkcji, ul. Mikołajczyka 5, 45-271 Opole.

W artykule zaprezentowane zostały wyniki badań dotyczące toczenia, szlifowania oraz dogładzania oscylacyjnego (superfinish) stali 41Cr4 utwardzonej do około 60 HRC. Analizie poddano znormalizowane parametry chropowatości 3D w aspekcie stanu i właściwości funkcjonalnych generowanych powierzchni.

2. WARUNKI BADAŃ

2.1. MATERIAŁ OBRABIANY ORAZ NARZĘDZIA SKRAWAJĄCE I WARUNKI SKRAWANIA

Próby skrawania przeprowadzono na próbkach ze stali 41Cr4 (odpowiednik AISI 5140) o twardości około 60±1 HRC. Do skrawania użyto płytek ostrzowych z narożami z CBN CB 7015 o symbolu TNGA 160408 S01030 firmy Sandvik Coromant. Szlifowanie przeprowadzono tarczą z elektrokorundu monokrystalicznego 32A o wymiarach 350×25×127 mm. Natomiast dogładzanie oscylacyjne prowadzono osełkami ceramicznymi o oznaczeniu 99A320N10V z doprowadzeniem medium chłodząco-smarującego (MCS) zawierającego 85% nafty i 15% oleju maszynowego.

Warunki prowadzenia trzech wymienionych operacji podano w tabeli 1.

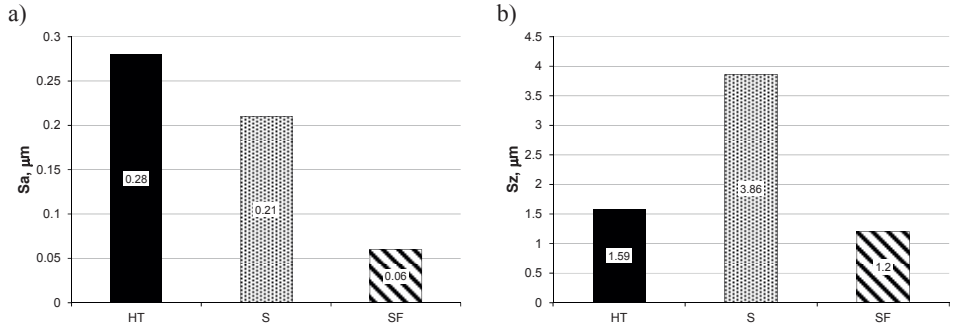
Tabela 1. Zestawienie warunków badań

Symbol operacji	Rodzaj operacji	Warunki procesu
HT	Toczenie na twardo ostrzem z CBN TNGA 160408 S01030	v_c = 150 m/min, f = 0,075 mm/obr a_p= 0,15 mm
S	Szlifowanie Tarcza z elektrokorundu monokrystalicznego 350×25×127 32A	około n = 650 obr/min f = 0,35 m/min
SF	Dogładzanie oscylacyjne (SF) po toczeniu na twardo. Osełka ceramiczna 99A320N10 V	v_c = 26 m/min, f = 0,1 mm/obr, t ≈ 45min, częstotliwość oscylacji – 680 osc/min, siła nacisku – 40 N, amplituda – 3,5 mm, wielkość ziarna – 29 μm

Pomiary topografii i chropowatości powierzchni przeprowadzono na profilometrze TOPO-01P z promieniem zaokrąglenia igły równym 2±0,5 μm. Wszystkie próby skrawania zostały przeprowadzone na 3-osiowej tokarce CNC GENOS L200 firmy OKUMA, natomiast próby szlifowania przeprowadzono na szlifierce uniwersalnej do wałków typu SWA 25L. Niezbędne obliczenia oraz wizualizację topografii powierzchni, prowadzono w programie Mountains Map v 6 firmy Digital Surf.

3. WYNIKI BADAŃ

Przeprowadzone badania miały na celu porównanie wyników dwóch operacji technologicznych – toczenia (HT) i szlifowania (S), przy założeniu, że wartość parametru Sa ma wynosić około 0,2 μm (rys. 1a), a następnie przeprowadzenie obróbki wykończeniowej, którą jest dogładzanie oscylacyjne (SF). Na tej podstawie stwierdzono znaczne różnice w parametrach wysokościowych chropowatości powierzchni. Jak widać na rys. 1a najmniejsze wartości parametru Sa otrzymano po dogładzaniu oscylacyjnym (SF), natomiast największe wartości parametru Sz (rys. 1b) otrzymano po obróbce szlifowaniem (S). Przyczyną takiego stanu rzeczy może być charakterystyka ściernicy, rozumiana pod pojęciem topografii ściernicy, związana z ukształtowaniem jej czynnej powierzchni, głównie kształtu, wielkości i rozmieszczenia ostrzy ziaren ściernicy [4].

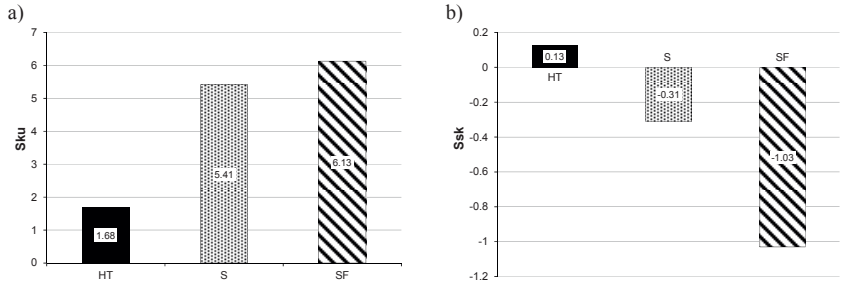


Rys. 1. Porównanie wartości pionowych parametrów 3D dla powierzchni po różnych sposobach obróbki

Analizując parametry chropowatości związane z rozkładem rzędnych powierzchni można zauważyć, że wartości parametru Sku są do siebie zbliżone po szlifowaniu (S) i dogładzaniu oscylacyjnym (SF) (rys. 2a) a różnica między nimi wynosi 0,72. Natomiast po toczeniu (HT) otrzymano najmniejszą wartość kurtozy Sku = 1,68.

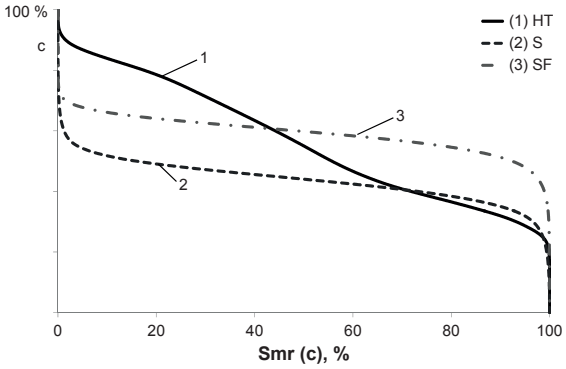
Odmienny charakter zmian zaobserwowano w odniesieniu do parametru Ssk (asymetrii rozkładu rzędnych powierzchni) (rys. 2b). Po szlifowaniu i dogładzaniu oscylacyjnym asymetria rozkładu rzędnych (skośność) jest ujemna. W wyniku toczenia generowana jest powierzchnia, dla której wartość parametru Ssk jest dodatnia. Można tu dodać, iż ujemne wartości mówią nam w tym przypadku o powierzchniach z wzniesieniami płaskowyżowymi, natomiast dodatnie wartości sugerują powierzchnię o kształcie zaostrzonym, [5] co można zauważyć na rys. 4.

Krzywe udziału materiałowego (krzywe Abbot'a–Firestone'a) powstałe w wyniku toczenia, szlifowania oraz dogładzania oscylacyjnego zostały przedstawione na rys. 3.



Rys. 2. Porównanie wartości parametrów związanych z rozkładem rzędnych 3D dla powierzchni po różnych sposobach obróbki

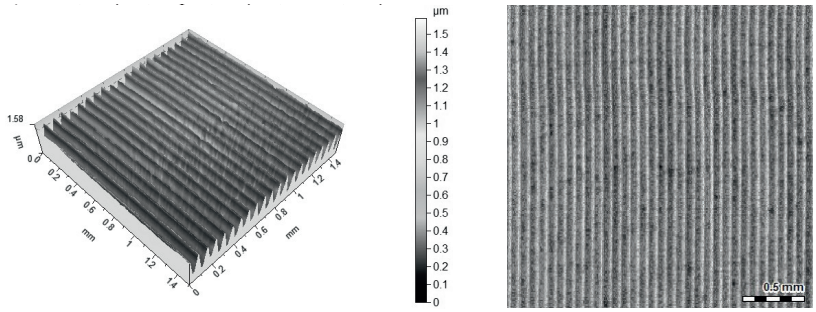
Można zauważyć, że po toczeniu (HT) uzyskano powierzchnie o nośności degresywno-progresywnej, a nawet degresywnej, liniowej (krzywa 1 na rys. 3). Po szlifowaniu i dogładzaniu oscylacyjnym można zaobserwować zmianę kształtu krzywych udziału materiałowego na degresywno-progresywny, zbliżony do litery „S", (krzywa 2 i 3 na rys. 3).



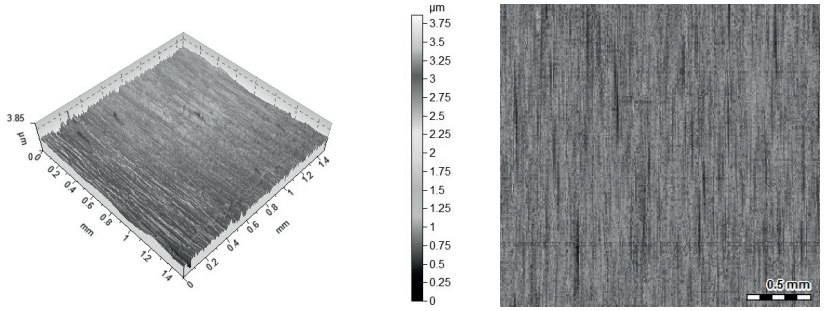
Rys. 3. Procentowy udział nośny dla powierzchni po różnych sposobach obróbki

Na rys. 4 przedstawiono trzy typowe topografie powierzchni tworzone w przeprowadzonych operacjach technologicznych. Po toczeniu (rys. 4a) powierzchnia charakteryzuje się równolegle rozmieszczonymi śladami ostrza. Po szlifowaniu i dogładzaniu oscylacyjnym porównując ze sobą parametr polowego stosunku materiału Smr ($Smr_{(S)}$=92,8%, $Smr_{(SF)}$=100%) stwierdzono, że powierzchnia po dogładzaniu oscylacyjnym (SF) ma większą nośność oraz większą odporność na zużycie [1]. Można to również zauważyć na rys. 3. Dla powierzchni po szlifowaniu charakterystyczne jest występowanie, oprócz składowych losowych dwóch dominujących składowych okresowych stochastycznych. Powierzchnię po dogładzaniu oscylacyjnym charakteryzuje struktura losowa, ale o charakterze izotropowym z charakterystyczną dla tej obróbki powstającą siatką, skrzyżowanych śladów pozostawionych przez ziarna ścierne w osełce [5].

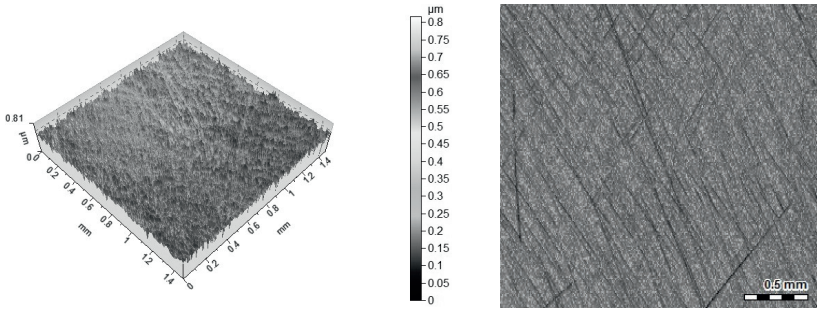
a) Sa = 0,28 µm, Sq = 0,31 µm, Sk = 0,84 µm



b) Sa = 0,21 µm, Sq = 0,28 µm, Sk = 0,61 µm



c) Sa = 0,06 µm, Sq = 0,075 µm, Sk = 0,15 µm



Rys. 4. Widoki powierzchni po: (a) toczeniu (HT); (b) szlifowaniu (S); (c) dogładzaniu oscylacyjnym (SF)

4. PODSUMOWANIE

Obserwując topografie powierzchni, jak i również wartości parametrów chropowatości 3D można stwierdzić, że najlepsze własności nośne otrzymano po dogładzaniu oscylacyjnym. Natomiast pomimo otrzymania porównywalnych wartości Sa dla toczenia i szlifowania ($Sa_{(HT)}$=0,28 µm i $Sa_{(S)}$=0,21 µm) udziały nośne są różne i dla toczenia krzywa AF ma kształt degresywny. Można tu

także dodać, że na taki stan rzeczy wpływa zastosowana różna geometria narzędzia skrawającego. Ta sama powierzchnia poddana różnym sposobom obróbki charakteryzuje się widocznymi różnicami (rys. 4) oraz różnymi właściwościami tribologicznymi powierzchni (rys.2 i rys. 3), a ostatecznie ich trwałością. Należy dodać również, iż w literaturze [1] udokumentowano, że powierzchnie części utwardzonych po toczeniu mają dobre właściwości tribologiczne jak i większą trwałość w porównaniu z powierzchniami szlifowanymi.

LITERATURA

[1] GRZESIK W., *Polepszenie jakości technologicznej i użytkowej części z materiałów utwardzonych. Cz. II. Integracja skrawania na twardo i wykończeniowej obróbki ściernej*, Mechanik, 8-9, 2011, 650-657.
[2] GRZESIK W., ŻAK K., *Investigation of surface textures produced by oblique machining of different workpiece materials*, Archives of Materials Science and Engineering, 52/1, 2011, 46-53.
[3] GRZESIK W., BROL S., ŻAK K., *Ocena chropowatości powierzchni 2D i 3D po toczeniu różnych materiałów konstrukcyjnych*, Pomiary, Automatyka, Kontrola, 1, 2010, 44-45.
[4] OCZOŚ K., PORZYCKI J., Szlifowanie. Podstawy i technika, Warszawa, WNT, 1986.
[5] OCZOŚ K.E, LIUBIMOV V., *Struktura geometryczna powierzchni. Podstawy klasyfikacji z atlasem charakterystycznych powierzchni kształtowanych*, Rzeszów, Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, 2003.

COMPARISON OF SURFACE TOPOGRAPHY OF HARDENED STEEL AFTER TURNING AND ABRASIVE MACHINING

This paper presents the results of research on turning, grinding and superfinishing (superfinish) operations of 41Cr4 steel hardened to 60 HRC. Analyses performed concern normalized 3D roughness parameters in terms of surface integrity and functional properties of the generated surface.

Key words: turning, grinding, superfinish, surface roughness, surface functionality

4. OBRÓBKA MATERIAŁÓW TRUDNOOBRABIALNYCH

WPŁYW CIECZY SMARUJĄCO-CHŁODZĄCYCH NA PROCES WIERCENIA STALI WYSOKOAZOTOWEJ

Alexander BALITSKII[1], Maria HAWRILYUK[1], Jacek ELIASZ[2],
Walentyna BALITSKA[3], Wiktor KOWALENKO[1]

1. WPROWADZENIE

Stale i stopy wysokoazotowe (SWA) należą do kategorii materiałów trudno obrabialnych. Główne cechy skrawania SWA to:

– wysoka wytrzymałość materiału w trakcie procesu technologicznego, utrudniająca jego obróbkę mechaniczną [1],
– mała przewodność cieplna materiału obrabianego, powodująca wzrost temperatury w strefie kontaktu,
– zdolność do zachowania początkowej wytrzymałości i twardości przy podwyższonych temperaturach, co prowadzi do wysokich obciążeń na powierzchni kontaktowej narzędzia w trakcie cięcia;
– duża zdolność do ścierania, co związane jest z obecnością roztworu stałego i dodatkowo tak zwanej drugiej fazy,
– niska odporność na wibracje, spowodowana wzrostem wytrzymałości przy nierównomierności zachodzenia procesu zniekształcenia.

Jednym z głównych sposobów poprawy procesu skrawania materiałów trudno obrabialnych jest stosowanie cieczy smarująco-chłodzących (CSCH) [2]. Należy zaznaczyć, że na efektywność stosowania CSCH wpływ ma ich skład fizykochemiczny oraz sposób podania do strefy skrawania [3, 4].

[1] Fizyko-Mechaniczny Instytut Narodowej Akademii Nauk we Lwowie, 79-601, 5, ul. Naukowa, Lwów, Ukraina.
[2] Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny w Szczecinie, 70-310, 19, Aleja Piastów, Szczecin, Polska.
[3] Lwowski Państwowy Uniwersytet Bezpieczeństwa Życia, 79000 Lwów, ul. Kleparowska 35, Lwów, Ukraina.

2. MATERIAŁY I METODYKA BADAŃ

Dla obróbki skrawaniem SWA opracowano skład nowej CSCH na podstawie syntetycznych, nowych komponentów kwasów tłuszczowych i oleju słonecznikowego trzyetanolaminem (TEA) w obecności katalizatora – potasu zasadowego (KOH).

Koncentrat FMI Rz-U zawiera olej roślinny, emulgator i inne komponenty funkcjonalne. Jako CSCH wykorzystuje się 3-10% emulsję wodną. Przy wyborze CSCH, które zostały poddane badaniom zdecydowano się na emulsje wodne, które mają bardziej technologiczny charakter i są najczęściej używane. Dla materiałów trudnoobrabialnych zdecydowano się zastosować CSCH z dodatkami związków siarki. Ostatecznie do badań wybrano następujące CSCH: Awitol (emulsja wodna na bazie koncentratu oleju naftowego z dodatkiem odsiarczonego oleju rzepakowego) oraz FMI Rz (emulsja wodna na bazie koncentratu oleju naftowego z dodatkiem eterów TEA oleju talowego).

Ocenę zdolności do smarowania i właściwości CSCH wyznaczono w zależności od wielkości obciążenia skrawania w strefie kontaktu próbki I w stosunku do drugiej próbki podlegającej ustawieniu siły tarcia SMC- 1 zgodnie z metodyką, opracowaną w Fizyko-Mechanicznym Instytucie Narodowej Akademii Nauk we Lwowie. W celu przeprowadzenia badań skonstruowano i wykonano specjalne uniwersalne mocowanie kontrujące (przy wykorzystaniu klocków hamulcowych) oraz mikrowiertła. Pozwoliło to na przeanalizowanie nie tylko procesu tarcia przy poślizgu, ale i cięcia stali. Dla pomiaru momentu tarcia (M_t) i momentu wiercenia (M_w) wykorzystano bezstykowy czujnik indukcyjny. Moment tarcia był rejestrowany w całym przedziale obciążeń dla zastosowanej CSCH.

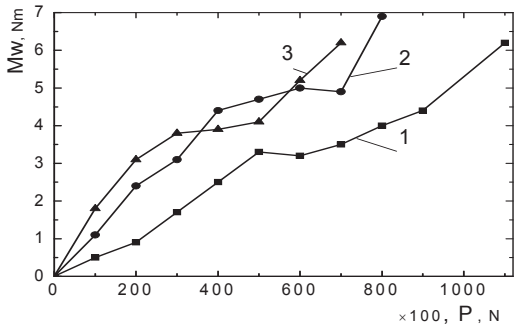
3. WYNIKI BADAŃ

Zdolność CSCH do smarowania oceniano przy maksymalnym obciążeniu P_{max}, obserwując równocześnie proces niszczenia błony CSCH i jej usuwania ze strefy kontaktu. To prowadziło do bezpośredniego kontaktu powierzchni metalowych i zwiększania sił tarcia.

Siłę skrawania określano drogą eksperymentalną. Optymalna siła skrawania wynosiła 300 N. Przy zwiększeniu siły skrawania powyżej 300 N zaobserwowano intensywne zużycie próbek o średnicy około 2-3 mm kosztem pojawienia się znacznego ich bicia, co prowadziło z kolei do aberracji wyników badań. Droga skrawania wynosiła 1000 m. Utratę masy próbek przy skrawaniu określano metodą wagową. Zużycie liniowe wyznaczono przyrządem elektronowym, przy uwzględnieniu wyniku średniego z nie mniej niż czterech pomiarów, dla pary tnącej.

Efektywność CSCH przy skrawaniu SWA oceniano poprzez ustalenie trwałości narzędzia skrawającego oraz tworzenia się krzywych jej zależności od

prędkości skrawania. Zakres badanej trwałości przyjęto na poziomie od 0,3 do 30 min., natomiast prędkości skrawania w przedziale od 6,0 do 20,0 m/min. Badania przeprowadzono dla procesu wiercenia. Wykorzystano do tego wiertła ze stali szybkotnącej R6M5K5 z podwyższoną zawartością kobaltu w celu podwyższenia trwałości w wysokich temperaturach (HSS COBALT DIN 338 produkcje firmy IRVIN, Niemcy). Proces wiercenia płyty ze stali 12Kh18AG18Sh o grubości 14 mm przeprowadzono na frezarce uniwersalnej, charakteryzującej się podwyższoną sztywnością, która jest wymagana przy wierceniu SWA. Badania przeprowadzono dla tzw. otworów ślepych wierconych na głębokość dwóch średnic ($t = 2d = 12$ mm), a za kryterium stępienia wiertła przyjęto utratę ich właściwości skrawnych, przejawiające się powstawaniem hałasu w trakcie wiercenia. Właściwości smarujące nowej CSCH porównano z właściwościami cieczy OSM-3 (będącej olejową CSCH, w składzie której znajduje się odsiarczony olej rzepakowy) [5]. Wyniki badań zdolności smarujących CSCH przedstawiono na rysunku1.



Rys. 1. Zdolność do smarowania CSCH w parze tarciowej R6M5 -12Kh18AG18Sh:
1 – 3% FMI-Rs-U; 2 – 3% FMI-Rz; 3 – OSM-3

Ustalono, że moment tarcia M_t i odpowiednio współczynnik tarcia μ jest najmniejszy przy smarowaniu emulsją na bazie koncentratu FMI-Rzs-U, przy czym rośnie on monotonicznie w całym przedziale obciążeń P_N.

Właściwości skrawne CSCH przy obróbce mechanicznej stali 12Kh18AG18Sh przy obciążeniu $P_{kr} = 300$ N i prędkości skrawania $v_c = 1{,}43$ m/s przedstawiono w tabeli 1. Maksymalne zużycie zaobserwowano dla drogi skrawania wynoszącej $S = 250$m. Proces zużycia ma falisty charakter, a jego maksimum przypada dla drogi skrawania $S = 250$-350 m.

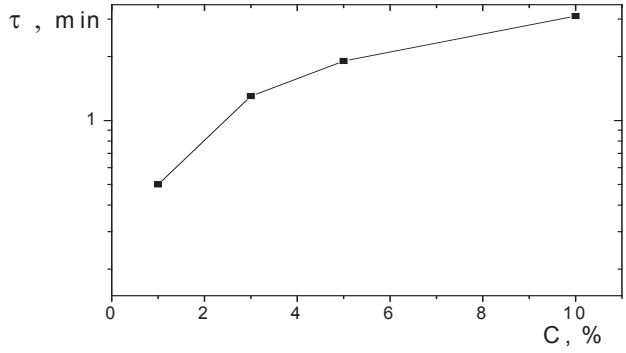
Zużycie całkowite na drodze skrawania $S = 1000$ m wynosi dla emulsji Awitol 4,7 g, dla cieczy FMI-Rz – 5 g, a dla cieczy FMI-Rzs-U – 7,86g.

W trakcie badań zdolności do smarowania i właściwości skrawnych opracowanej CSCH okazało się, że optymalny jest przedział jej koncentracji wynoszący 3 – 5%. Wyniki badań przedstawiono na rysunku 2. Przy zwiększeniu koncentracji CSCH trwałość narzędzia skrawającego wzrasta. Natomiast optymalna

Tabela 1. Właściwości skrawne CSCH przy obróbce mechanicznej stali 12Kh18AG18Sh

N	Droga skrawania S [m]	Wielkość zużycia, Z, g		
		FMI-Rz	FMI-Rzs-U	Awitol
1	250	1,5843	2,6329	1,4977
2	350	1,3823	2,3090	1,3404
3	500	0,3538	0,7270	0,3320
4	750	0,6226	0,9304	0,5542
5	1000	1,0630	1,2641	0,9768

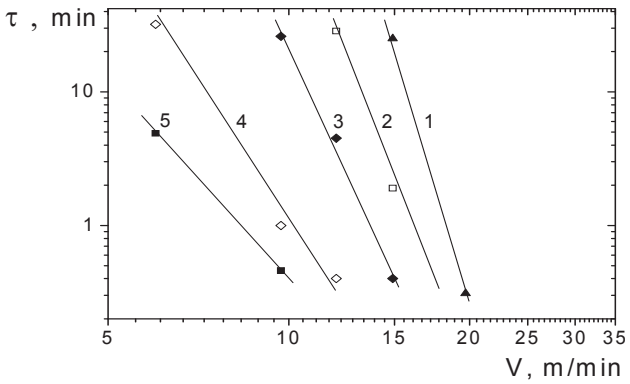
koncentracja FMI-Rzs-U w CSCH wynosi 5% (mas.), przy czym wzrost koncentracji do przedziału 5 – 10% nie jest na tyle znaczący, aby był uzasadniony ekonomicznie. Ponadto jak już wcześniej o tym wspomniano, podwyższanie koncentracji emulsji wodnej CSCH prowadzi do dodatkowych problemów technologicznych.



Rys. 2. Wpływ koncentracji CSCH FMI-Rzs-U na trwałość narzędzia przy skrawaniu stali 12Kh18AG18Sh (wiertła ze stali R6M5K5; v_c = 14,9 m/min; f = 0,1 mm/obr.)

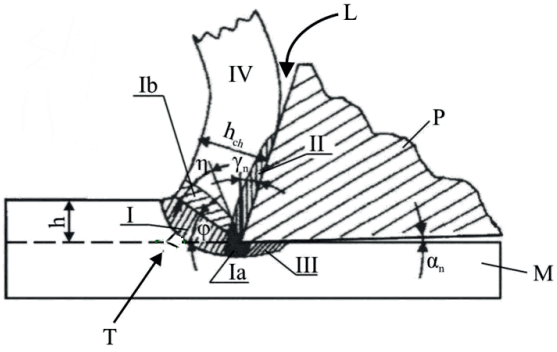
W dalszych badaniach wykorzystywano emulsję o koncentracji 5%. Wyniki oceny efektywności CSCH oraz jej wpływu na parametry odpornościowo-szybkościowe obróbki skrawaniem stali 12Kh18AG18Sh przedstawiono na rysunku 3.

Stosowanie tego rodzaju CSCH pozwala na znaczne podwyższenie trwałości narzędzia i prędkości skrawania. Nowoopracowana CSCH wykazuje zdecydowanie lepsze właściwości aniżeli Awitol, czy też ciecz FMI-Rz. I tak dla pracy ze średnią odpornością wynoszącą 10 min. nowoopracowana CSCH pozwala na zwiększenie prędkości skrawania o 1,2 razy w stosunku do Avitolu i o 3 razy w stosunku do skrawania na sucho. Tym samym opracowana na bazie oleju roślinnego CSCH FMI-Rzs-U, nie zawierająca wyrobów naftowych, jest bardziej efektywna przy obróbce skrawaniem stali chromowo-manganowej.



Rys. 3. Zależność trwałości narzędzia od prędkości skrawania dla stali 12Kh18AG18Sh: 1 – FMI-Rz-5%, 2 – FMI-Rzs-U-5%, 3 – Awitol-5%, 5 – suche, 4 – suche, stal 12Kh18N10T

Wykorzystując model procesu skrawania opisany w [9] oraz mechanizm oddziaływania wodoru cząsteczkowego w strefie obróbki opisany w [8, 10], w niniejszym opracowaniu proponuje się przyjęcie następującego, prawdopodobnego mechanizmu wpływu CSCH na obróbkę skrawaniem. Wprowadzenie CSCH (oznaczone *L*) do procesu cięcia, zabezpiecza komponenty aktywne, które wydzielają się na powierzchni wiertła *P* oraz wiórków IV i wnikają do strefy niszczenia, gdzie poddają się destrukcji wraz z tworzeniem się aktywnych radykałów i wodoru cząsteczkowego, co sprzyjają separacji cząstek powierzchni przyłożonym narzędziem *P* (rys. 4).



Rys. 4. Schemat prawdopodobnego mechanizmu procesu cięcia: gdzie *M* – materiał obrabiany; *P* – narzędzie; *L* - CSCH; *T* – pęknięcie poprzedzające; I – strefa przekroju; Ia – strefa niszczenia; Ib –ostateczna granica odkształcenia (plastyfikacji) (określona jak kąt kompresji η); II – wspinaczka wióru po powierzchni tarcia; III – separacja powierzchni wióra (strefa I) przyłożonym narzędziem do głębi materiału obrabianego; IV – proces tworzenia wióra; h – głębokość skrawania; h_{ch} – grubość wióra; φ – kąt przekroju; η – kąt kompresji; γ_n – kąt tarcia; α_n – kąt przyłożenia

Dzięki absorpcji chemicznej aktywne radykały współreagują z powierzchniami w strefach II i III, zmniejszając tym samym straty energii w trakcie cięcia. Tworzeniu się wodoru cząsteczkowego wskutek procesów mechaniczno-chemicznych sprzyja wysoki poziom odkształcenia i znaczne podwyższenie temperatury w strefie przekroju I. Wodór umiejscawia się, intensyfikując procesy zniekształcenia plastycznego [6 – 8], co ułatwia niszczenie kosztem przenikania do utworzonego, wyprzedzającego mikropęknięcia, które schematycznie oznaczono *T*.

W trakcie tworzenia się wióra IV nasycanie wodorem cząsteczkowym doprowadza do jego kruchości, co jest szczególnie ważne dla obrabiarek ze sterowaniem numerycznym. Na potwierdzenie tzw. wodorowego mechanizmu działania CSCH na metal przy cięciu świadczy kruchy wygląd wióru (rys. 5).

Przy pracy na optymalnej prędkości skrawania mamy do czynienia z długim, wstęgowym wiórem. Przy stosowaniu CSCH wygląd wióra zmienia się zdecydowanie. Ma on co prawda nadal charakter wstęgowy, lecz skręca się do drobnych spiral z elementami odczepienia. Przy podwyższeniu prędkości skrawania pojedyncze kawałki wióra stają się płynnymi. Taka uproszczona wersja mechanizmu bazuje na metodyce przyjętej przez P.O. Rebindera i G.W. Karpienki, a także badaniach eksperymentalnych wpływu CSCH na obróbkę mechaniczną metali [4-6, 10-12].



a b c

Rys. 5. Wygląd wióra po obróbce skrawaniem stali 12Kh18AG18Sh przy pracy z optymalną prędkością skrawania: (a) w powietrzu (4,3 m/min), (b) z CSCH (12 m/min); (c) z CSCH z podwyższoną prędkością

4. PODSUMOWANIE

Zbadano efektywność nowej cieczy smarująco-chłodzącej (CSCH) – zawierającej w swoim składzie olej roślinny – wykorzystywanej przy obróbce skrawaniem wysoko-azotowych, chromo-manganowych, nierdzewnych stali austenitycznych.

Optymalny przedział prędkości skrawania metali przy użyciu CSCH wynosi 10…15 m/min. W procesie skrawania przy wykorzystaniu CSCH i tworzeniu wióra pojawia się wyprzedzające pęknięcie, którego rozprzestrzenianie się

znacznie się przyspiesza poprzez wpływ wodoru, który dyfunduje w strefę przed zniszczeniem. Tworzeniu się wodoru w wyniku procesów mechaniczno-chemicznych sprzyja nie tylko wysoki poziom odkształcenia, ale i znaczne podwyższenie temperatury w strefie skrawania.

Lokalne wytwarzanie wodoru intensyfikuje procesy odkształcania plastycznego, w wyniku czego osłabieniu ulegają procesy niszczenia stali wysoko-azotowych. Potwierdzeniem tego mechanizmu wytwarzania się wodoru w trakcie destrukcji CSCH i oddziaływania na metal jest powstawanie tzw. kruchych i krótkich wiórów w trakcie obróbki.

LITERATURA

[1] PODURAJEW W.N., *Skrawanie materiałów trudno obrabialnych*. Wydawnictwo „Wyższa szkoła", Moskwa, 1974, 590 s.

[2] *Smarująco-chłodzące zasoby dla obróbki mechanicznej metali* (poradnik pod redakcją Entelisa S.G.), Wydawnictwo Maszynostrojenie, Moskwa, 1986, 352 s.

[3] GORDON M.B., *O fizycznej przyrodzie tarcia i działania smarowego zewnętrznych środowisk przy skrawaniu metali.* Naukowo-techniczne podstawy stosowania chłodzących płynów przy skrawaniu metali. Iwanowo, 1968, s. 21-45.

[4] KARPENKO G.W., *Wpływ środowisk na wytrzymałość i trwałość metali.* Wydawnictwo Naukowa Dumka, Kijów, 1976, 127 s.

[5] HAWRILYUK M., KHRUNIK R., CZUCZMAREW O., *Wpływ bazowej oliwy cieczy smarująco-chłodzących na ich charakterystyki trybologiczne*, Materiały I Międzynarodowej Konferencji Naukowo-Technicznej „Teoria i praktyka racjonalnego projektowania, produkowania i eksploatacji konstrukcji dla budowy maszyn". Wydawnictwo „Politechnika Lwowska", Lwów, 2008. s. 142-143.

[6] SOSZKO A.I., MAKAROW S.N., *Penetracja wodoru w materiał obrabiany z cieczy smarująco-chłodzącymi zasobami technologicznymi*, Wshidnio - Europejski Zyrnal Zaawansowanych Technologij, 2005, N4/1(16), s.49-56.

[7] KARPENKO G.W., LYTWYN A.K., TKACZEW W.I., *Do pytania o mechanizmie kruchości wodorowej*. *Materials Science*, 1973, N 4, s. 6-12.

[8] KARPENKO G.W., *O fizyko-chemicznej mechanice materiałów*. – Wydawnictwo Naukowa Dumka, Kijów, 1973. – 175 s.

[9] WYSIECKI M., Nowoczesne materiały narzędziowe. Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, Warszawa, 1997, 172 s.

[10] BALITSKII A., ELIASZ J., SOSZKO W., HAWRILYUK M., *Modyfikacja powierzchni stali z wykorzystaniem cieczy chlodzaco-smarujacych w celu zwiększania efektywności procesu skrawania*. Obróbka skrawaniem: efektywne wytwarzanie, pod red. Piotra Cichosza, Wrocław, 2012, s. 333 – 340.

[11] REBINDER P.A., *Powierzchowne zjawiska w systemach dyspersyjnych. Fizykochemiczna mechanika*. Wydawnictwo „Nauka", Moskwa, 1979, 381 s.

[12] LICHTMAN W.I., REBINDER P.A., KARPENKO G.W., *Wpływ środowiska powierzchniowo aktywnego na procesy odkształcenia metali*. Wydawnictwo Akademii Nauk ZSRR, Moskwa, 1954, 208 s.

INFLUENECE OF LUBRICATED COOLING LIQUIDS ON THE DRILLING PROCESS OF HIGH NITROGEN STEEL

It has tested the efficiency of new lubricated-cooling liquids (LCL) – which consist the vegetable oil and used during cutting treatment of high nitrogen chromium -manganese corrosion resistant austenitic steels. In the cutting process with application of LCL and creating the metal spirals it has nucleation of cracks, which propagated with acceleration due to hydrogen influence, which has defunded in the area before fracture.

Key words: cutting, cooling liquids

ANALIZA WPŁYWU ZASTOSOWANIA OSTRZY O GEOMETRII WYGŁADZAJĄCEJ W OBRÓBCE KOMPOZYTÓW ALUMINIOWYCH

Paweł KAROLCZAK, Maciej KOWALSKI[1]

1. WPROWADZENIE

Kompozyty zaliczane są do nowoczesnych materiałów konstrukcyjnych. Łączą one w sobie odmienne właściwości osnowy, która nadaje kształt elementom i wzmocnienia, które poprawia właściwości kompozytu w porównaniu z osnową. Dzięki temu charakteryzują się one bardzo dobrymi właściwościami wytrzymałościowymi, przy jednoczesnym niewielkim ciężarze właściwym. Innymi pożądanymi właściwościami kompozytów są m.in.: duża twardość i sztywność, odporność na ścieranie czy korozję [12, 13].

Problemy ze skrawalnością kompozytów związane są głównie z szybkim zużywaniem się ostrzy skrawających. Zużycie to jest wynikiem silnego działania ściernego materiałów stanowiących wzmocnienie kompozytu [12, 13]. Szybkie zużywanie się ostrzy znacząco wpływa na pogorszenie jakości uzyskiwanych powierzchni, a także wymusza na technologach zmniejszanie prędkości skrawania, stąd obniżona jest wydajność obróbki kompozytów.

1.1. SKRAWALNOŚĆ ALUMINIOWYCH MATERIAŁÓW KOMPOZYTOWYCH

W Instytucie Technologii Maszyn i Automatyzacji Politechniki Wrocławskiej od kilku lat prowadzone są badania nad możliwościami kształtowania powierzchni aluminiowych materiałów kompozytowych metodami obróbek ubytkowych. Efektem prowadzonych badań jest szereg wniosków dotyczących obrabialności tych materiałów.

W porównaniu z materiałem osnowy, szczególnie w zakresie małych prędkości skrawania tj. poniżej 300 m/min, chropowatość powierzchni po toczeniu kompozytu wzmacnianego włóknami jest mniejsza. Dodatkowo analiza udziałów

[1] Politechnika Wrocławska, Wydział Mechaniczny, Instytut Technologii Maszyn i Automatyzacji, ul. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław.

nośnych powierzchni obydwu materiałów sugeruje lepsze właściwości eksploatacyjne i większą odporność na ścieranie powierzchni kompozytu [1].

Chropowatość powierzchni toczonego materiału kompozytowego wzmacnianego włóknami maleje w zakresie prędkości skrawania mniejszych niż 300–400 m/min. Powyżej tego zakresu prędkości utrzymuje się ona na stałym poziomie [1,2].

Wyniki badań nad obróbką toczeniem aluminiowych materiałów kompozytowych różnymi materiałami narzędziowymi pokazują, że uzyskiwana chropowatość powierzchni jest dla narzędzi węglikowych i diamentowych podobna [2].

Zwiększona do 20% zawartość wzmocnienia nie powoduje pogorszenia warunków konstytuowania warstwy wierzchniej, a w niektórych przypadkach je poprawia. Wynika to ze zwiększonej twardości i zdecydowanie mniejszej intensywności tworzenia się narostu podczas toczenia kompozytów o zwiększonej zawartości wzmocnienia [6].

Obróbka aluminiowych materiałów kompozytowych metodami obróbek ściernych nie przynosi poprawy chropowatości powierzchni. Wynika to z faktu złej obrabialności tymi sposobami stopu będącego osnową (np.: podczas dogładzania oscylacyjnego twarde włókna z ceramiki wykruszając się z osnowy mogą ją rysować, powodując pogarszanie jej chropowatości) [5].

Zastosowanie minimalnego smarowania w obróbce kompozytów wzmacnianych cząstkami SiC, w porównaniu z obróbką na sucho, poprawia chropowatość powierzchni jedynie nieznacznie. Największy, pozytywny wpływ minimalnego smarowania (MQL) na chropowatość powierzchni kompozytu zaobserwowano dla dużych prędkości skrawania. Ponadto zastosowanie minimalnego smarowania powoduje znaczne zmniejszenie rozrzutu wyników pomiaru chropowatości zarówno aluminium, jak i kompozytu; zwiększa się stabilność procesu obróbczego [9,10].

Zastosowanie minimalnego smarowania w obróbce kompozytów wzmacnianych włóknami Al_2O_3 ma zdecydowanie większe uzasadnienie przy obróbce narzędziami niepowlekanymi. Pozytywny wpływ MQL zmniejsza się wraz ze wzrostem objętościowej zawartości wzmocnienia w kompozycie [7,8].

1.2. GEOMETRIA OSTRZY TYPU WIPER

W nowoczesnym wytwarzaniu ogromny nacisk kładzie się na połączenie wydajności z dokładnością obróbki. Współczesne materiały narzędziowe pozwalają na stosowanie bardzo dużych prędkości skrawania. Jeśli głównym powodem niemożliwości zwiększenia posuwu jest chropowatość powierzchni, uzasadnione wydaje się być wprowadzenie ostrzy o geometrii typu Wiper. Ostrza wygładzające posiadają zmodyfikowane naroże. Modyfikacja naroża typu Wiper polega na wprowadzeniu pomocniczych krawędzi wygładzających o bardzo dużym promieniu zaokrąglenia R_{b0} oraz, w niektórych przypadkach, pomocniczych krawędzi zaokrąglenia naroża $r_{\varepsilon 1}$ i $r_{\varepsilon 2}$.

Producenci narzędzi skrawających podają, że maksymalna skuteczność ostrzy Wiper to zmniejszenie chropowatości o 50% przy zastosowaniu tego samego posuwu. Producenci podają także, że dla małych posuwów skuteczność ta jest mniejsza. W pracach [3,11] stwierdzono, że skuteczność działania tego typu ostrzy rośnie wraz ze wzrostem posuwu, a zastosowanie ostrzy Wiper pozwala na zmniejszenie wartości uzyskiwanej chropowatości nawet o 80% – w porównaniu z wartościami uzyskiwanymi przy obróbce ostrzami o standardowej geometrii. Jednocześnie stwierdzono, że przy małych posuwach ostrza Wiper, w porównaniu z ostrzami tradycyjnymi, mogą pogarszać chropowatość obrabianej powierzchni [11].

2. CEL ORAZ METODYKA BADAŃ

Jak wykazano w podrozdziale 1.1 możliwe jest uzyskanie chropowatości powierzchni *Ra* po toczeniu kompozytów nawet poniżej 1μm. Wymaga to jednak bardzo małych posuwów, co przy jednoczesnej konieczności, ze względu na ścierne działanie wzmocnienia i duże zużycie ostrza, ograniczania prędkości skrawania, sprawia, że znacznie spada wydajność obróbki tych materiałów. Dlatego też celem badań było określenie wpływu zastosowania ostrzy typu Wiper na chropowatość powierzchni uzyskiwaną po toczeniu aluminiowych materiałów kompozytowych i jednoczesne określenie możliwości zwiększenia wydajności obróbki poprzez zwiększenie posuwu.

2.1. WARUNKI PROWADZENIA BADAŃ

Badaniom poddano materiał kompozytowy, którego osnową był odlewniczy stop aluminium o oznaczeniu AlSi9Mg, a wzmocnieniem włókna typu Al_2O_3 oraz cząstki SiC. Objętościowa zawartość włókien to 10 i 20%, natomiast cząstek 10%.

Badania przeprowadzono na tokarce uniwersalnej ze sterowaniem numerycznym CNC TUR 560 MN. Pomiary chropowatości wykonano profilografometrem FORM TALYSURF 120L firmy TAYLOR HOBSON (rys.1). Powierzchnie mierzone były w trzech miejscach, rozmieszczonych co 120°, na obwodzie toczonych próbek. Długość odcinka pomiarowego wynosiła 30 mm [4].

Do badań użyto narzędzi skrawających trzech rodzajów. Dwie z płytek miały geometrię tradycyjną: TCGX16T304-Al H10 (z niepowlekanego węglika spiekanego) oraz TCGX16T304-Al 1810 (z węglika spiekanego powlekanego warstwą diamentu). Węglik, z którego wykonane było ostrze łączy w sobie bardzo dobrą odporność na ścieranie i ostrość krawędzi. Zalecany jest do toczenia zgrubnego i wykańczającego stopów aluminium, a więc materiałów będących osnową badanego kompozytu. Powłoka diamentowa zapewnia dobrą odporność na ścieranie tego narzędzia oraz zmniejsza intensywność tworzenia się narostu. Jako ostrze o geometrii wygładzającej zastosowano płytkę o oznaczeniu TCMX16T304-WF 5015.



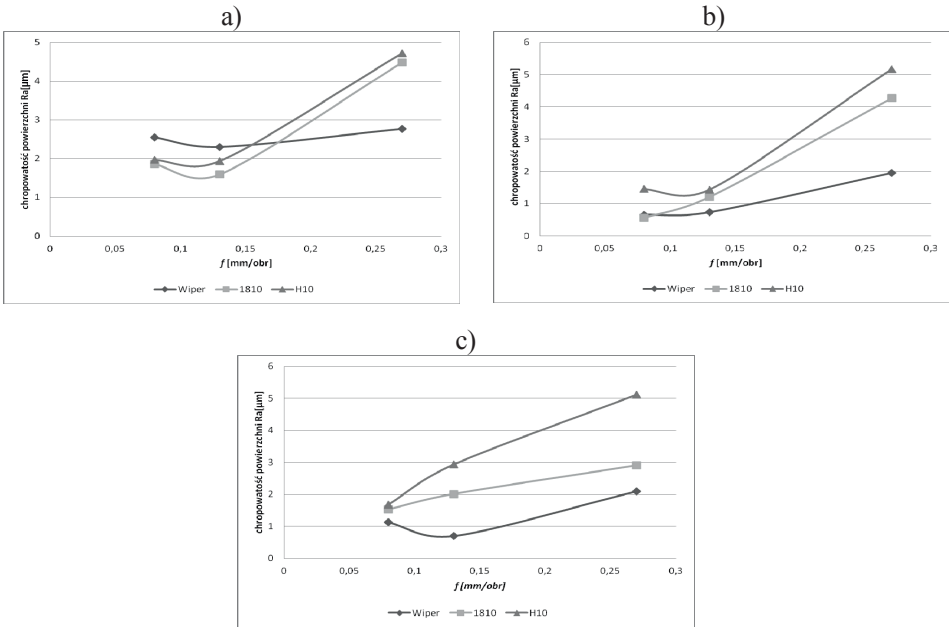
Rys. 1. Stanowisko pomiarowe – profilografometr FORM TALYSURF 120L firmy TAYLOR HOBSON

Dobrano ją tak, aby była tego samego kształtu, wielkości, miała ten sam kąt przyłożenia i typ łamacza wióra co ostrze tradycyjne, a ponadto gwarantowała odpowiednio małe zużycie wynikające z kontaktu z twardym wzmocnieniem kompozytu. Zastosowano następujące parametry skrawania: v_c = 150; 450 i 900 m/min; f = 0,08; 0,13; 0,27 mm/obr. Głębokość skrawania wynosiła a_p = 0,5 mm.

3. WYNIKI BADAŃ

3.1. WPŁYW ZASTOSOWANIA OSTRZY TYPU WIPER NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI PO TOCZENIU KOMPOZYTU ALUMINIOWEGO WZMACNIANEGO WŁÓKNAMI CERAMICZNYMI O UDZIALE OBJĘTOŚCIOWYM 10%

Na rysunku 2 przedstawiono wyniki pomiarów chropowatości po toczeniu kompozytu aluminiowego wzmacnianego włóknami Al_2O_3, o objętościowym udziale wzmocnienia równym 10%. Analizując wykresy można zauważyć, że pozytywny wpływ ostrzy o geometrii wygładzającej rośnie wraz ze wzrostem posuwu i prędkości skrawania. Dla najmniejszych: posuwu i prędkości, chropowatość po toczeniu ostrzami typu Wiper jest podobna lub nawet gorsza, w porównaniu z chropowatością po toczeniu ostrzami tradycyjnymi. Najbardziej znaczące obniżenie zmierzonych parametrów chropowatości uzyskano dla prędkości v_c = 900m/min i posuwu f = 0,13 mm/obr. Zmierzone wartości parametru *Ra* były niższe o około 75% w porównaniu z ostrzami bez powłoki oraz około 65% w porównaniu z ostrzami z powłoką. Najmniejsza wartość parametru *Ra*, jaką udało się uzyskać wahała się w granicach 0,6–0,7 µm. Warto zaznaczyć, że wraz ze wzrostem posuwu, szczególnie przy dużych prędkościach skrawania, chropowatość po obróbce ostrzami Wiper rośnie.

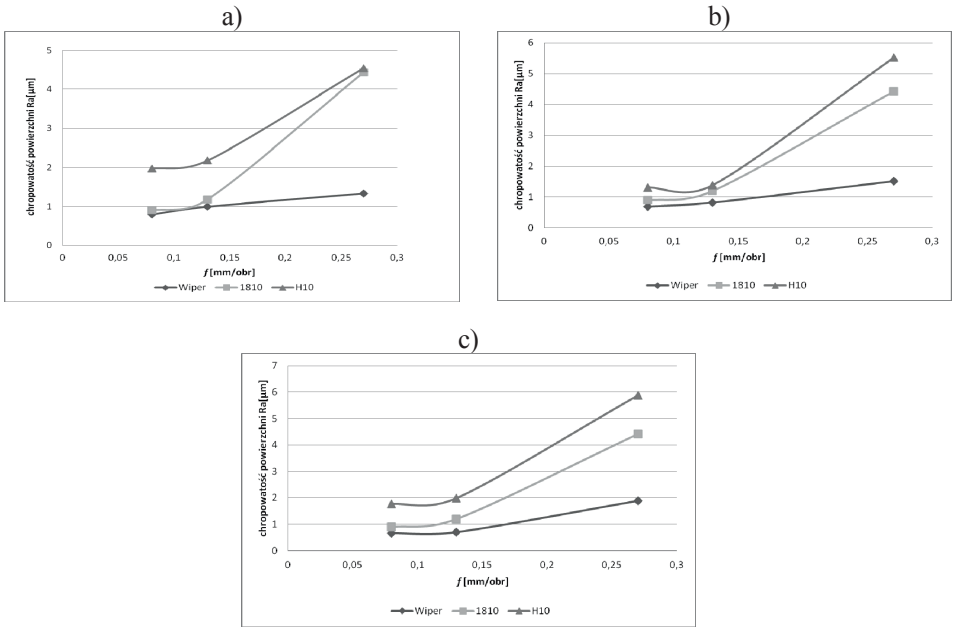


Rys. 2. Wpływ zastosowania ostrzy o geometrii wygładzającej na parametr chropowatości *Ra* po toczeniu aluminiowego materiału kompozytowego wzmacnianego włóknami Al_2O_3; udział objętościowy wzmocnienia 10%; a) prędkość skrawania v_c = 150 m/min, b) prędkość skrawania v_c = 450 m/min, c) prędkość skrawania v_c = 900 m/min

3.2. WPŁYW ZASTOSOWANIA OSTRZY TYPU WIPER NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI PO TOCZENIU KOMPOZYTU ALUMINIOWEGO WZMACNIANEGO WŁÓKNAMI CERAMICZNYMI O UDZIALE OBJĘTOŚCIOWYM 20%

Na rysunku 3 przedstawiono wyniki pomiarów chropowatości po toczeniu kompozytu aluminiowego wzmacnianego włóknami Al_2O_3, o objętościowym udziale wzmocnienia równym 20%. Analizując wykresy można zauważyć, że obniżający chropowatość powierzchni wpływ ostrzy o geometrii wygładzającej rośnie wraz ze wzrostem posuwu. Największą poprawę struktury geometrycznej warstwy wierzchniej uzyskano w przypadku zastosowania prędkości skrawania v_c = 900 m/min i posuwu f = 0,27 mm/obr.

Zmierzono wartości parametru *Ra* niższe o około 70% dla ostrzy bez powłoki oraz około 65% dla ostrzy z powłoką. Najmniejsza wartość parametru *Ra*, jaką udało się uzyskać wahała się w granicach 0,6–0,7 µm. Podobnie, jak w przypadku obróbki kompozytów z udziałem wzmocnienia 10%, wraz ze wzrostem posuwu nieznacznie wzrastała chropowatość po toczeniu ostrzami wygładzającymi. Ponadto nie można zauważyć wyraźnego wpływu objętościowego udziału wzmocnienia. Jedynie przy małych posuwach i prędkościach pozytywny efekt działania

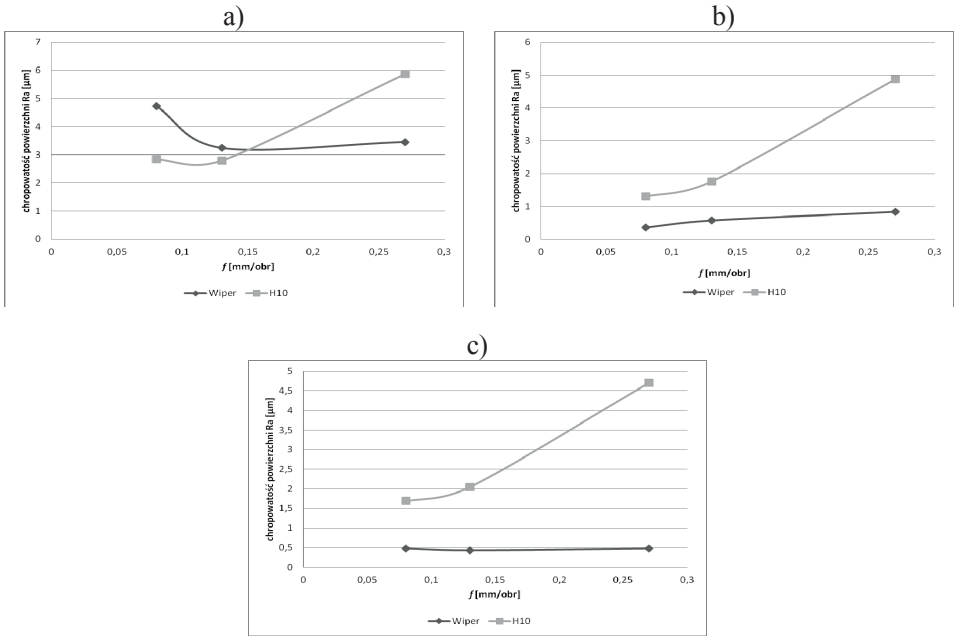


Rys. 3. Wpływ zastosowania ostrzy o geometrii wygładzającej na parametr chropowatości *Ra* po toczeniu aluminiowego materiału kompozytowego wzmacnianego włóknami Al_2O_3; udział objętościowy wzmocnienia 20%; a) prędkość skrawania v_c = 150 m/min, b) prędkość skrawania v_c = 450 m/min, c) prędkość skrawania v_c = 900 m/min

ostrzy typu Wiper był większy przy obróbce kompozytów o zwiększonym udziale wzmocnienia. Wynikać to może z faktu, że zastosowane ostrza tradycyjne przeznaczone były do obróbki stopów aluminium i zdecydowanie zmniejszały skłonność do tworzenia się narostu. Cechy tej pozbawione były ostrza wygładzające, stąd przy obróbce bardziej miękkiego kompozytu o mniejszej zawartości wzmocnienia, tworzył się narost pogarszając jakość powierzchni.

3.3. WPŁYW ZASTOSOWANIA OSTRZY TYPU WIPER NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI PO TOCZENIU KOMPOZYTU ALUMINIOWEGO WZMACNIANEGO CZĄSTKAMI SIC O UDZIALE OBJĘTOŚCIOWYM 10%

Na rysunku 4 przedstawiono wyniki pomiarów chropowatości po toczeniu kompozytu aluminiowego wzmacnianego cząstkami SiC, o objętościowym udziale wzmocnienia równym 10%. Znaczne obniżenie wartości zmierzonego parametru chropowatości, po zastosowaniu ostrzy Wiper zaobserwowano dla prędkości v_c = 450 i 900 m/min. Zmierzono wartości parametru *Ra* niższe o około 90%. Najniższa wartość parametru *Ra*, jaką udało się uzyskać wahała się w granicach 0,4–0,5 µm. Dla dużych prędkości skrawania chropowatość nie ulegała zmianie wraz ze wzrostem posuwu. Wynika to zapewne z kształtu i postaci wzmocnienia.



Rys. 4. Wpływ zastosowania ostrzy o geometrii wygładzającej na parametr chropowatości *Ra* po toczeniu aluminiowego materiału kompozytowego wzmacnianego cząstkami SiC; udział objętościowy wzmocnienia 10%, a) prędkość skrawania v_c = 150 m/min, b) prędkość skrawania v_c = 450 m/min, c) prędkość skrawania v_c = 900 m/min

Cząstki, nawet gdy zostaną wyrwane z powierzchni, pozostawiają mniejsze kratery niż wyrwane długie włókna. Ponadto geometria wygładzająca ostrzy może zmieniać nieznacznie mechanizm oddzielania materiału podczas obróbki kompozytów wzmacnianych cząstkami. Mała chropowatość po toczeniu tych kompozytów może świadczyć o większej liczbie cząstek ściętych niż wyrwanych.

4. PODSUMOWANIE

Celem badań było określenie, czy ostrza typu Wiper, których nie zaleca się stosować podczas obróbki stopów aluminium, mogą poprawić chropowatość powierzchni kompozytów aluminiowych po toczeniu, szczególnie w zakresie dużych posuwów, co mogłoby znacznie zwiększyć wydajność obróbki. Wyniki badań eksperymentalnych pokazują, że:

– najbardziej znaczące obniżenie wartości zmierzonych parametrów chropowatości (nawet o 90%) uzyskano w przypadku toczenia kompozytów wzmacnianych włóknami SiC,

– pozytywny efekt oddziaływania ostrzy wygładzających na wielkość chropowatości podczas toczenia kompozytów włóknistych jest widoczny, ale jest mniejszy niż w przypadku kompozytów wzmacnianych cząstkami i w przypadku obróbki stali,
– dla kompozytów skrawanych ostrzami wygładzającymi objętościowa zawartość wzmocnienia nie ma wpływu na uzyskiwane wartości parametru chropowatości *Ra*,
– obniżenie wartości parametru chropowatości *Ra*, dzięki zastosowaniu, w obróbce kompozytów aluminiowych, ostrzy typu Wiper, jest proporcjonalne do zwiększenia zastosowanego posuwu i prędkości skrawania,
– dzięki zastosowaniu ostrzy o geometrii wygładzającej możliwe jest, w przypadku kompozytów wzmacnianych włóknami, uzyskanie powierzchni o chropowatości *Ra* = 0,6–0,7 μm, a w przypadku kompozytów wzmacnianych cząstkami – o chropowatości *Ra* = 0,4–0,5 μm.

LITERATURA

[1] BAŁAMUCKI J., CICHOSZ P., KAROLCZAK P., *Struktura geometryczna powierzchni po toczeniu kompozytu na osnowie stopu aluminium wzmocnionego włóknem typu saffil*. Obróbka Skrawaniem. Wysoka Produktywność, Piotr Cichosz (red.), Wrocław, Oficyna Wydawnicza PWr, 2007, s. 296–303.
[2] CICHOSZ P., KAROLCZAK P., *Możliwości kształtowania toczeniem topografii powierzchni aluminiowych materiałów kompozytowych.*: Obróbka Skrawaniem. Innowacje. Jerzy Stós (red). Kraków : Instytut Zaawansowanych Technologii Wytwarzania, 2008. s. 304–311.
[3] CICHOSZ P., KOŁODZIEJ M., *Wpływ ostrzy typu Wiper na chropowatość obrobionej powierzchni oraz siły skrawania,* Obróbka Skrawaniem. Zaawansowana Technika, Hubert Latoś (red.), Bydgoszcz, Wydawnictwa Uczelniane Uniwersytetu Przyrodniczo-Technicznego, 2009.
[4] DRAB J., *Ocena możliwości obróbki kompozytów o osnowie aluminiowej ostrzami typu Wiper.* Praca magisterska (promotor: dr inż. Paweł Karolczak), Wrocław 2012.
[5] KAROLCZAK P., KOWALSKI M., *Moznosti tvarovani povrchu hlinikovych kompozitnich materialu obrabenim brousenim* Technologické Inžinierstvo. 2008, Roc. 5, cis. 1, s. 21–23.
[6] KAROLCZAK P., KOWALSKI M., *Możliwości kształtowania toczeniem metalowych materiałów kompozytowych o zwiększonej zawartości wzmocnienia.* Polimery i kompozyty konstrukcyjne. Gabriel Wróbel (red.), Wydawnictwo Logos Press, Cieszyn 2010, s. 150–157.
[7] KAROLCZAK P., KOWALSKI M., WAŚCIŃSKA H., *Wpływ minimalnego smarowania na chropowatość powierzchni po toczeniu materiałów kompozytowych na osnowie aluminium,* Obróbka Skrawaniem. Nauka a Przemysł. Wit Grzesik (red.), Wydawnictwo Sutoris, Wrocław/ Opole 2011, s. 103–110.
[8] KAROLCZAK P., KOWALSKI M., *Ocena wpływu zastosowania minimalnego smarowania MQL na chropowatość powierzchni po toczeniu aluminiowych materiałów kompozytowych wzmacnianych włóknami* Al_2O_3, Mechanik 8-9/2012, s.415–422.
[9] KAROLCZAK P., Influence of turning conditions on quality of surfa ces of aluminium matrix composites *reinforces with SiC particles.* Technologické Inžinierstvo. 2012, vol. 9, nr 1, s. 17–20.

[10] KAROLCZAK P., *Lubrication MQL in machining aluminium matrix composites reinforced with SiC particles*. Technologické Inžinierstvo. 2012, vol. 9, nr 1, s. 29–33.
[11] KAROLCZAK P., KOWALSKI M., *Influence of use of Wiper blades upon surface roughness in machining of austenitic stainless steel.* Progressive and innovative machining technology and manufacturing techniques : proceedings of VIII. international scientific conference, Žilina-Podjavorník, 5th-7th September 2012. Žilina : University of Žilina. s. 34–37.
[12] MIRACLE D. B., *Metal matrix composites from science to technological significance,* Composites Science and Technology 65 (2005) s. 2526–2540.
[13] OCZOŚ K. E., *Kompozyty włókniste – właściwości, zastosowanie, obróbka ubytkowa*, Mechanik 7/2008, s. 579–592.

ANALYSIS OF INFLUENCE OF SMOOTHING CUTTING INSERTS USE IN ALUMINUM MATRIX COMPOSITES MACHINING

Composites are classified as modern constructional materials. They combine the different properties of the matrix, which gives shapes of the elements, and reinforcement which improves the properties of the composite in comparison to the matrix. This paper describes the influence of using Wiper inserts on surface roughness achieved after aluminum matrix composites turning, and at the same time determine the opportunities to increase machining efficiency by increasing the feed rate.

Key words: aluminum matrix composites, Wiper inserts, surface layer

SEKWENCYJNE I HYBRYDOWE TOCZENIE ZAHARTOWANYCH LASEROWO STALI KONSTRUKCYJNYCH

Mieczysław KAWALEC, Marian JANKOWIAK, Zbigniew NOWAKOWSKI[1]

1. WPROWADZENIE

Zastosowanie techniki laserowej w różnych procesach technologicznych w celu ich intensyfikacji, poprawy jakości wyrobu lub/i względów ekologicznych jest coraz wyraźniej widoczne w produkcji [18, 20, 23]. Integracja różnych zabiegów na jednym stanowisku obróbkowym daje różne efekty ekonomiczne w zależności od skali produkcji [2, 9-11, 15]. Słabo rozpoznane są jeszcze skutki technologiczne i eksploatacyjne zintegrowanych z techniką laserową klasycznych operacji technologicznych [8].

W artykule przedstawiono wybrane efekty nowej technologii kształtowania warstwy wierzchniej (WW) elementów stalowych osiowosymetrycznych z udziałem energii lasera zwaną *obróbką hybrydową na „gorąco i twardo"* i porównania jej efektów z tradycyjnym toczeniem zahartowanej uprzednio laserem WW nazwanym *toczeniem sekwencyjnym*.

Obróbka hybrydowa to prawie równoczesne laserowe hartowanie bezprzetopieniowe, lub częściej przetopieniowe stali, i dokładne toczenie części WW już utwardzonej w celu usunięcia nierówności struktury geometrycznej powierzchni (SGP) oraz uzyskania wymaganej dokładności wymiarowej. W przypadku obróbki hybrydowej skracamy znacznie łączny czas procesów obróbkowych [8, 18], gdyż czas maszynowy skrawania pokrywa się z czasem hartowania a w obróbce sekwencyjnej czas zabiegu wydłuża oddzielny, wcześniejszy zabieg hartowania.

2. CEL, ZAKRES, WARUNKI I TECHNIKA BADAŃ

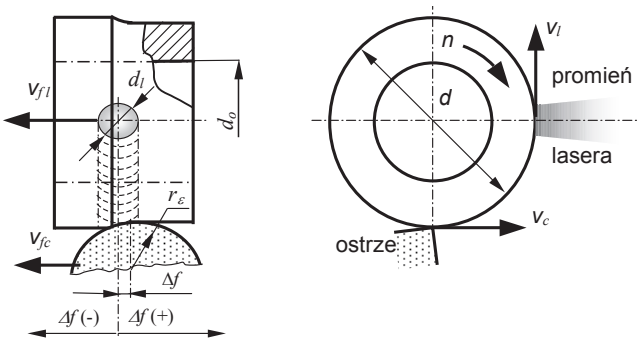
Celem przeprowadzonych badań było przede wszystkim uzyskanie w obróbce hybrydowej porównywalnych lub korzystniejszych w stosunku do warunków toczenia sekwencyjnego parametrów mikronierówności powierzchni obrobionej

[1] Instytut Technologii Mechanicznej Politechniki Poznańskiej, ul. Piotrowo 3, 60-965 Poznań.

oraz korzystnych objawów zużycia ostrza. Ponadto ocena jakościowa i ilościowa mikrostruktury WW oraz rozkładu mikrotwardości w obróbce hybrydowej.

Do badań doświadczalnych hartowania i toczenia wytypowana została stal stopowa narzędziowa 100Cr6 (ŁH15). W narzędziach skrawających zastosowano płytki wieloostrzowe: z azotku boru (PCBN) KB9610 z powłokami Al_2O_3+TiN, z ceramiki narzędziowej mieszanej NB100C z powłoką TiN/AlN nano oraz węglików spiekanych KC5510 z nowymi powłokami typu TiAlN nano.

Badania właściwości geometrycznych i fizycznych warstwy wierzchniej stali 100Cr6 przeprowadzono po przetopieniowym hartowaniu laserowym, toczeniu sekwencyjnym oraz obróbce hybrydowej (jednoczesne hartowanie i toczenie zahartowanej WW). Zabiegi te przeprowadzono na stanowisku składającym się z lasera technologicznego CO_2 firmy Trumpf (TLF 2600t) o mocy $P = 2600$ W, połączonego z tokarką TUM35D1 przystosowaną do bezstopniowej regulacji prędkości obrotowej wrzeciona. Laser rozbudowano o zewnętrzny układ optyki umożliwiający doprowadzenie wiązki światła laserowego do strefy nagrzewania oraz skupienie promienia do zadanej średnicy. Głowica laserowa została sprzężona z suportem narzędziowym tokarki, dzięki czemu mogła wykonywać ruch prostoliniowy równoległy do osi wrzeciono-konik, z prędkością ruchu posuwowego v_f.



Rys. 1. Kinematyka obróbki hybrydowej

Hartowanie laserowe przeprowadzono przy stałej wartości mocy $P = 1000$ W promienia laserowego zogniskowanego na powierzchni próbek do średnicy $d_l = 1$ mm. Obróbkę hybrydową realizowano podczas równoczesnego hartowania i toczenia stali narożem ostrza (toczenie tradycyjne) oraz krawędzią prostoliniową płytki wieloostrzowej w tzw. toczeniu ukośnym z $\lambda_s = 60°$. W celu uniknięcia powtórnego zahartowania obrobionej hybrydowo powierzchni, ostrze skrawające zastało przesunięte w stosunku do osi wiązki laserowej o stałą wartość $\Delta f = +0{,}44$ mm (rys. 1), zgodnie z zależnością (1) [8].

$$\Delta f = \frac{1}{2} d_l + \frac{1}{4} f - \frac{1}{2} f = \frac{d_l}{2} - \frac{f}{4} \tag{1}$$

W badaniach stosowano następujące wartości parametrów: $f_l = f = 0{,}25$ mm/obr, $a_p = 0{,}1$ mm, w toczeniu sekwencyjnym $v_l = 5$ m/min, $v_c = 120$ m/min, w obróbce hybrydowej $v_l = v_c = 5$ m/min.

Pomiar parametrów struktury geometrycznej powierzchni (SGP) wykonano bezpośrednio na obrabiarce za pomocą profilografometru Hommel Tester T500 wyposażonego w oprogramowanie Turbo DataWin NT 1.34. Dla każdej powierzchni wykonano po sześć powtórzeń wzdłuż osi symetrii toczonej próbki. Po każdym pomiarze próbkę obracano o 60°. Pomiar przeprowadzono na odcinku pomiarowym $l_n = 4{,}8$ mm i odcinku elementarnym $l_r = l_w = 0{,}8$ mm. Dla wyznaczonych średnich wartości parametrów chropowatości wyznaczono przedziały ufności dla poziomu istotności $\alpha = 0{,}05$.

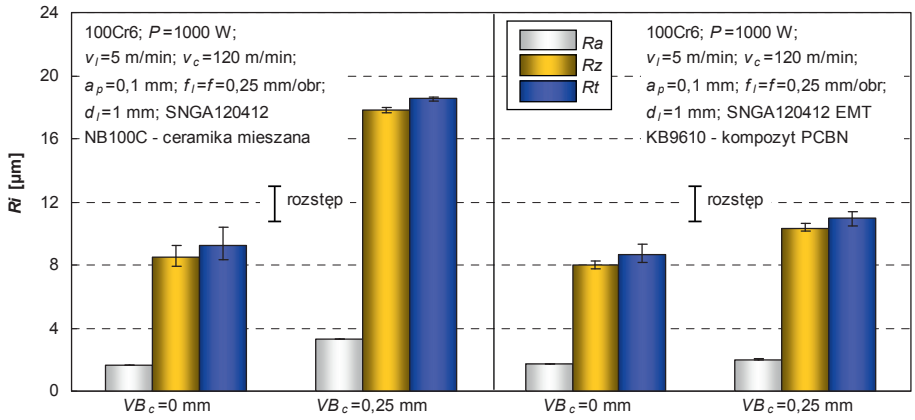
Obserwacje zgładów prostopadłych do powierzchni obrobionych, po ich wytrawieniu 3% alkoholowym roztworem kwasu azotowego prowadzono za pomocą mikroskopu świetlnego ECLIPSE L150 (Nikon) wraz z analizatorem obrazu NIS-Elements. Po hartowaniu i toczeniu mikrotwardość HV0,1 na zgładach w głąb WW ($h < 0{,}3$ mm) mierzono za pomocą twardościomierza MICROMET 2104 firmy Buehler.

3. WYNIKI BADAŃ I ICH ANALIZA

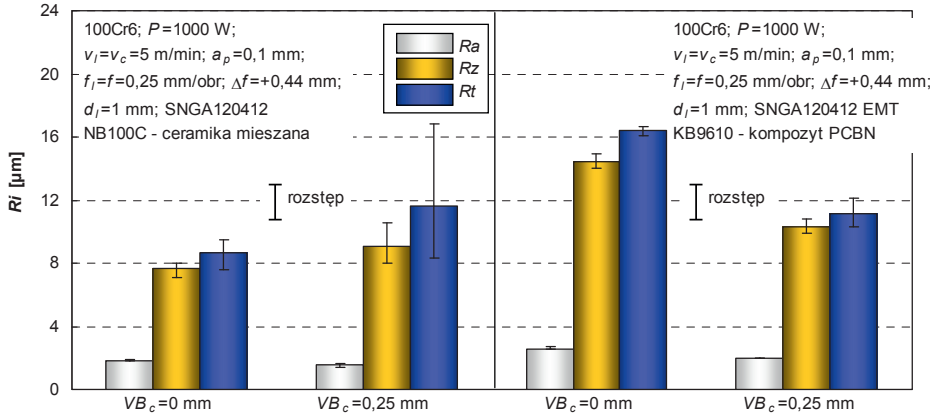
Po toczeniu sekwencyjnym ostrzami ceramicznymi NB100C i z azotku boru KB9610 o początkowych cechach geometrycznych ($VB_c \approx 0{,}0$ mm), wysokość mikronierówności powierzchni obrobionej zahartowanej laserowo stali 100Cr6 oceniana parametrami *Ra*, *Rz*, *Rt* (rys. 2) nie różni się istotnie pomiędzy sobą. Wysokość mikronierówności jest nieznacznie większa od wartości chropowatości teoretycznej $Rzt = f^2/8r_\varepsilon = 6{,}51$ μm, wyznaczonej dla łukowego odwzorowania ostrza w materiale obrabianym. Znacznie różniące się wartości promienia r_n zaokrąglenia krawędzi skrawającej badanych ostrzy (KB9610 – $r_n \approx 42$ μm, NB100C – $r_n \approx 8$ μm) nie mają istotnego wpływu, w badanych warunkach skrawania, na kształtowanie struktury geometrycznej powierzchni.

Wpływ zużycia ostrza na wysokość kształtowanych mikronierówności na powierzchni obrabianej uzależniona jest między innymi od rodzaju zastosowanego ostrza. Zastosowanie do toczenia sekwencyjnego ostrzy ceramicznych NB100C o wskaźniku zużycia $VB_c = 0{,}25$ mm powoduje dwukrotny wzrost parametrów wysokościowych (*Ra*, *Rz*, *Rt*) chropowatości powierzchni obrobionej, w odróżnieniu od stosowania ostrzy z azotku boru KB9610 czemu towarzyszy około 20% wzrost tych parametrów (rys. 2).

Proces kształtowania struktury geometrycznej powierzchni w obróbce hybrydowej odbywa się przy znacznie mniejszej prędkości skrawania niż przy toczeniu sekwencyjnym. Mimo to wartości parametrów chropowatości uzyskanych po obróbce hybrydowej (rys. 3) ostrzami ceramicznymi NB100C o początkowym stanie geometrycznym



Rys. 2. Porównanie wartości parametrów chropowatości powierzchni stali 100Cr6 toczonych sekwencyjnie na twardo płytkami ostrzowymi z ceramiki narzędziowej NB100C i azotku boru KB9610 o różnym stanie ostrza



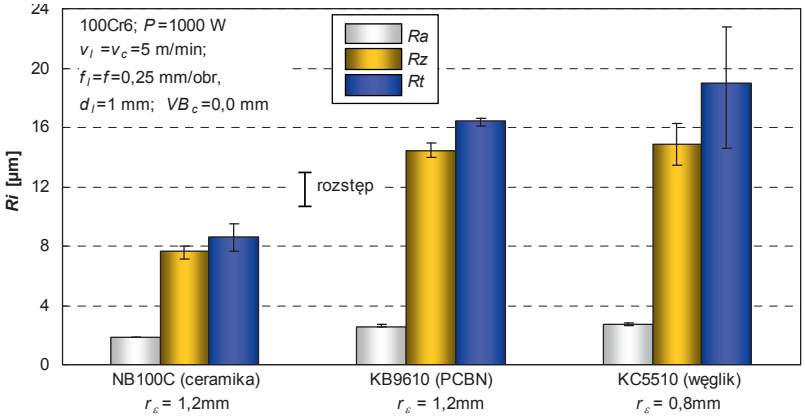
Rys. 3. Porównanie wartości parametrów chropowatości powierzchni stali 100Cr6 toczonych hybrydowo na twardo płytkami ostrzowymi z ceramiki narzędziowej NB100C i azotku boru KB9610 o różnym stanie ostrza

nie różnią się istotnie od uzyskanych po toczeniu sekwencyjnym (rys. 2). Tocząc hybrydowo stal 100Cr6 ostrzem z azotku boru KB9610 uzyskano już prawie dwukrotnie większe wartości badanych parametrów chropowatości powierzchni obrobionej (rys. 3) w porównaniu z toczeniem ostrzem ceramicznym NB100C.

W badanym zakresie parametrów, zużycie ostrza VB_c = 0,25 mm w niewielkim stopniu wpływa na zmiany wartości parametrów *Ra*, *Rz* i *Rt* chropowatości powierzchni obrobionej (rys. 3).

Porównując średnie wartości parametrów chropowatości po obróbce hybrydowej stali 100Cr6 różnymi ostrzami (rys. 4) stwierdzono, że najgorsze rezultaty uzyskano stosując ostrze z węglika spiekanego KC5510. Parametr *Rz* chropowatości

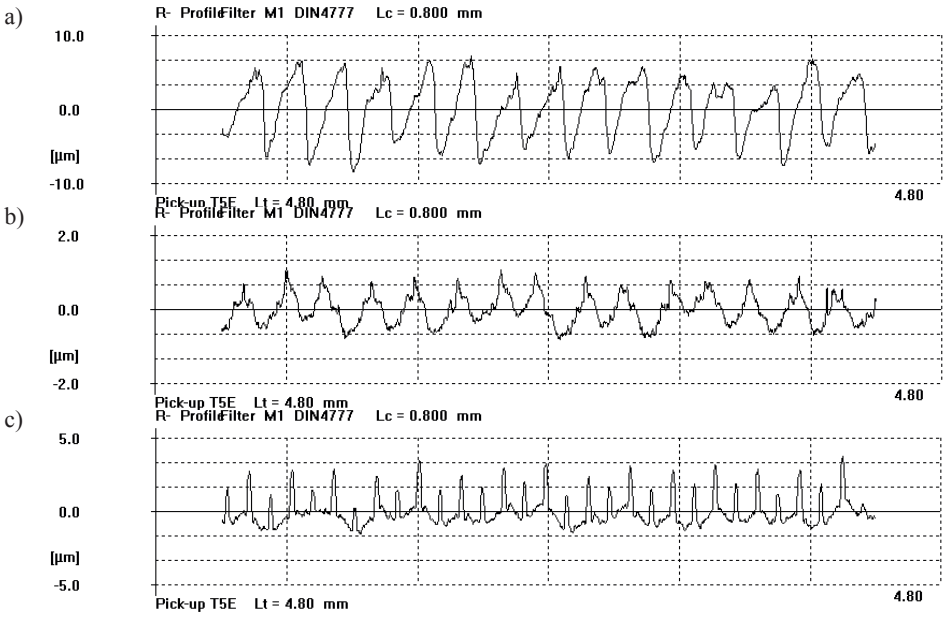
powierzchni obrobionej uzyskany stosując ostrze z węglika spiekanego KC5510 jest około dwukrotnie większy w porównaniu z ostrzem ceramicznym NB100C. Jedną z przyczyn odnotowanych relacji może być mniejsza wartość promienia r_ε naroża ostrza węglika spiekanego KC5510. Jednak oceniając błąd odwzorowania badanych ostrzy w materiale obrabianym *Rz*/*Rzt* to dla ostrzy ceramicznych błąd ten wynosi *Rz*/*Rzt* = 1,18 i jest prawie dwukrotnie większy dla ostrzy z CBN *Rz*/*Rzt* = 2,22 i z węglików spiekanych *Rz*/*Rzt* = 2,28.



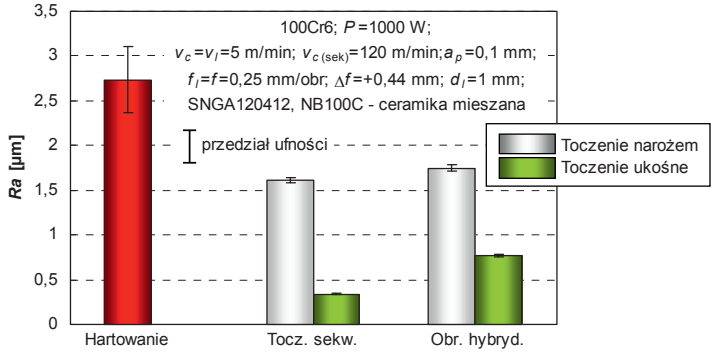
Rys. 4. Porównanie wartości parametrów chropowatości powierzchni stali 100Cr6 toczonych hybrydowo na twardo płytkami ostrzowymi z ceramiki narzędziowej NB100C, azotku boru KB9610 i węglika spiekanego KC5510 o początkowym stanie ostrzy (VB_c = 0,0 mm)

Jak wynika z dotychczasowych analiz teoretycznych i badań doświadczalnych ukośnego skrawania prostoliniową krawędzią m.in. [4, 5, 7, 12-14, 16, 19, 22], w tej odmianie toczenia wzdłużnego jest stosunkowo długa czynna krawędź skrawająca oraz mała wysokość mikronierówności teoretycznej pomimo znacznej wartości posuwu na obrót. Te fakty, korzystne zwłaszcza w obróbce hybrydowej, były impulsem do podjęcia analiz i porównania efektów praktycznych, zwłaszcza uzyskanych mikronierówności z toczeniem tradycyjnym ostrzem z narożem. Na rysunku 5 zamieszczono profile chropowatości stali 100Cr6 po hartowaniu, toczeniu sekwencyjnym i obróbce hybrydowej.

Porównanie średnich wartości parametru *Ra* struktury geometrycznej powierzchni po hartowaniu, toczeniu ukośnym (λ_s = 60°), sekwencyjnym i hybrydowym oraz toczeniu tradycyjnym narożem r_ε = 1,2 mm przedstawiono na rysunku 6. Zarówno w obróbce hybrydowej jak i toczeniu sekwencyjnym, toczenie ukośne prostoliniową krawędzią (λ_s = 60°) zmniejsza kilkakrotnie wartość parametru chropowatości *Ra* w porównaniu z wartością *Ra* po hartowaniu laserowym. Jak widać z rysunku 6 skrawanie ukośne (w obróbce hybrydowej i toczeniu sekwencyjnym) pozwala również uzyskać 2-3 krotne zmniejszenie parametru *Ra* w porównaniu z toczeniem tradycyjnym narożem zaokrąglonym (r_ε = 1,2 mm).



Rys. 5. Profile chropowatości powierzchni stali 100Cr6: a) po zahartowaniu, b) ukośnym toczeniu sekwencyjnym, c) ukośnym toczeniu hybrydowym, płytkami ostrzowymi z ceramiki narzędziowej NB100C

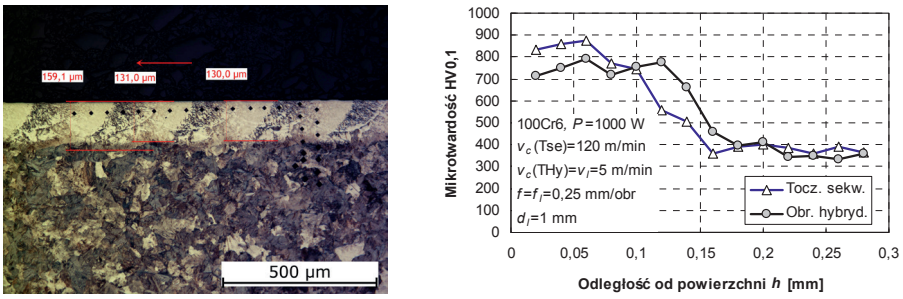


Rys. 6. Porównanie parametru chropowatości *Ra* powierzchni stali 100Cr6 po hartowaniu, toczeniu sekwencyjnym i hybrydowym narożem i ukośnie płytkami ostrzowymi z ceramiki narzędziowej NB100C

Przykładowe zdjęcie mikrostruktury zahartowanej laserowo i toczonej ukośnie WW stali 100Cr6 zamieszczono na rysunku 7 a. Nachodzące po sobie kolejne przejścia wiązki lasera (f = 0,25 mm/obr, d_l = 1,0 mm) powodowały powtórne zahartowanie części WW. „Odpuszczający" (ciemniejsze strefy na rysunku 7 a) wpływ ciepła jest widoczny w obróbce hybrydowej. Na rysunkach widoczne są

ślady wgłębień penetratora diamentowego do pomiarów mikrotwardości HV0,1 w głąb WW oraz wzdłuż. Warstwa wierzchnia stali 100Cr6 ma większą średnią mikrotwardość po toczeniu sekwencyjnym niż hybrydowym (rys. 7 b). W odległości h = 30 μm mikrotwardość WW stali 100Cr6 wynosi około 800HV0,1 po toczeniu sekwencyjnym i ~700HV po obróbce hybrydowej.

a) b)



Rys. 7. Zahartowana laserowo i toczona ukośnie warstwa wierzchnia stali 100Cr6: a) mikrostruktura po obróbce hybrydowej, b) rozkład mikrotwardości HV0,1 w głąb od powierzchni

4. PODSUMOWANIE

Proces obróbki hybrydowej i toczenia sekwencyjnego zmniejsza ponad dwukrotnie wysokościowe parametry mikronierówności powierzchni utwardzonej podczas hartowania.

Kształtowanie struktury geometrycznej powierzchni przy znacznie mniejszej prędkości skrawania (obróbka hybrydowa) niż przy toczeniu sekwencyjnym, umożliwia uzyskanie ostrzami ceramicznymi NB100C o początkowym stanie geometrycznym, porównywalnych parametrów chropowatości powierzchni.

Obróbka hybrydowa istotnie zmniejsza wysokość mikronierówności powierzchni obrobionej w porównaniu z jej wysokością po przetopieniowym hartowaniu laserowym. Wynika stąd przesłanka, że obróbka hybrydowa jest zabiegiem pożądanym z punktu widzenia jakości powierzchni obrobionej i nie pociągającej za sobą wzrostu czasu maszynowego.

Skrawanie ukośne prostoliniową krawędzią skrawającą (hybrydowe i sekwencyjne) umożliwia 2-3 krotnie zmniejszyć parametry SGP w porównaniu z toczeniem tradycyjnym (r_ε = 1,2 mm). Możliwość zmniejszenia parametrów chropowatości powierzchni hartowanych jest jeszcze większa (4÷6 razy). Ten wydajny sposób kształtowania warstwy wierzchniej powinien być szerzej stosowany w praktyce przy toczeniu powierzchni przelotowych.

Obróbka hybrydowa umożliwia ukonstytuowanie w WW strefy zahartowanej o twardości >700HV0,1 i grubości $h \leq 0{,}15$ mm co powinno być wystarczające do poprawy właściwości eksploatacyjnych części maszyn.

LITERATURA

[1] ADAMCZAK S.: *Normalizacja pomiarów struktury geometrycznej powierzchni Cz.7. Ocena chropowatości i falistości powierzchni. Informacje podstawowe.* Mechanik 78 (2005) nr 5-6, s. 492-495.

[2] BURAKOWSKI T.: *Areologia. Powstanie i rozwój*. Wydawnictwo Instytutu Technologii Eksploatacji – PIB, Radom 2007.

[3] BURAKOWSKI T.: *Rozważania o synergiźmie w inżynierii powierzchni*. Wydawnictwo Politechniki Radomskiej, Radom 2004.

[4] GRZESIK W.: *Geometria ostrza noża jednokrawędziowego z prostoliniową krawędzią skrawającą.* Mechanik, 1984 nr 4.

[5] GRZESIK W.: *Uogólniony model swobodnego skrawania nieortogonalnego*. Studia i Monografie z. 18, Wyd. WSI w Opolu 1987.

[6] JANKOWIAK M., KAWALEC M., KLOCZKOWSKI K, KODYM J., GRUNOW R., KOCH A., WARZINIAK W.: *Noże tokarskie składane*. Patenty PRL nr nr 148525, 148746, 148803, UP Warszawa 1989.

[7] KAWALEC M.: *Efekty technologiczne obróbki na twardo materiałów metalowych.* Mechanik, 79 (2006) 1, s. 20-25.

[8] KAWALEC M., BARBACKI A., JANKOWIAK M., NOWAKOWSKI Z. i inni: *Hybrydowy i sekwencyjny proces dokładnego toczenia zahartowanych laserowo stali stopowych.* Sprawozdanie merytoryczne z projektu badawczego MNiSW nr 4T07D03928 realizowanego w latach 2005-2008, Instytut Technologii Mechanicznej Politechniki Poznańskiej, Poznań 2008.

[9] KAWALEC M., BOROWSKI J., JANKOWIAK M.: *Modyfikacja cech warstwy wierzchniej stali 100Cr6 po laserowym hartowaniu i toczeniu na twardo*. w. Zagadnienia konstrukcyjne i technologiczne niekonwencjonalnych technik wytwarzania. Pr. zb. pod red. M. Styp-Rekowskiego. Wydawnictwo uczelniane ATR w Bydgoszczy, 2006, s. 260-266.

[10] KAWALEC M., JANKOWIAK M., BARBACKI A.: *Geometryczne i fizyczne właściwości technologicznej warstwy wierzchniej stali stopowych w warunkach hybrydowego procesu laserowego hartowania i skrawania*. Problemy Eksploatacji, 4/2005, nr 59, s. 171-180.

[11] KAWALEC M., JANKOWIAK M., BARBACKI A.: *Sekwencyjne i hybrydowe toczenie zahartowanej laserowo warstwy wierzchniej stali stopowych.* Materiały Międzynarodowej Konferencji Naukowo – Technicznej „M`01 – Manufacturing – Współczesne Problemy Wytwarzania", 8-9 listopada 2001. Poznań, Instytut Technologii Mechanicznej Politechniki Poznańskiej, s. 389-396.

[12] KAWALEC M., KLOCZKOWSKI K.: *Chropowatość powierzchni hartowanych stali toczonych ostrzami supertwardymi.* Studia i materiały, t. IV, nr 1-2, Gorzowski Ośrodek Badań i Ekspertyz Naukowych, Gorzów Wlkp. 1985.

[13] KAWALEC M., KLOCZKOWSKI K.: *Toczenie zahartowanych stali ostrzami supertwardymi w warunkach skrawania skośnego*. Zesz. Nauk. Pol. Pozn., Mechanik, 1990, nr 34, s. 29-42.

[14] KAWALEC M., WARZINIAK W.: *Analiza mikronierówności powierzchni toczonych w warunkach skrawania skośnego różnych materiałów.* Archiwum Technologii Budowy Maszyn, z. 9, 1992, s. 255-261.

[15] KUSIŃSKI J.: *Lasery i ich zastosowanie w inżynierii materiałowej*. Wydawnictwo Naukowe „Akapit", Kraków 2000.

[16] LATOŚ H.: *Noże tokarskie o prostoliniowej krawędzi bez naroży do toczenia wzdłużnego.* Mechanik, 1980, nr 12, s. 661-662.
[17] NAPADŁEK W., PRZETAKIEWICZ W.: *Analiza efektów zużycia tribologicznego stali* 40H *po różnych zabiegach utwardzania cieplnego*. Problemy Eksploatacji, 3/2004, s. 67-81.
[18] OCZOŚ K.E.: *Ubytkowa obróbka laserowa – stan obecny, zastosowania i perspektywy*. Mechanik nr 5-6/2005, s. 365-386.
[19] PODGORKOV V.V.: *Cistovoje točenie odnokromočnymi rezcami.* Stanki i instrument, 1974, nr 1.
[20] RADZIEJEWSKA J., KALITA W.: *Modyfikacja warstwy wierzchniej metali metodami hybrydowymi (wiązka lasera + obróbka mechaniczna)*. Materiały Seminarium „Oceny stopnia degradacji materiałów i laserowe obróbki materiałów", Centrum Doskonałości „Badania Mechanicznych Właściwości Materiałów i Konstrukcji", Zakopane, 5-8 grudnia 2005, tom 3, s. 243-258.
[21] SAMOLCZYK J., BOROWSKI J.: Badania *metalograficzne próbek ze stali ŁH15 oraz WNL.* Sprawozdanie z badań nr 14/08 BM, INOP Poznań 2008, s. 1-8.
[22] VOGEL Z., GRZESIK W.: *Stan geometryczny warstwy wierzchniej przedmiotu obrabianego w warunkach toczenia nożami jednokrawędziowymi.* Mechanik, 1980, nr 7, s. 349-352.
[23] WECK M., HERMANNS CH.: *Laserintegration in Werkzeugmaschinen.* VDI–Z 135(1993) nr 5, s. 38-41.
[24] PN-EN ISO 4287:1999 Specyfikacje geometrii wyrobów. Struktura geometryczna powierzchni. Metoda profilowa. Terminy, definicje i parametry struktury geometrycznej powierzchni.

SEQUENTIAL AND HYBRID TURNING OF LASER HARDENED CONSTRUCTIONAL STEELS

Sequential turning is the process of traditional surface texture micro – irregularities removal after the laser hardening. The process of hybrid surface texture generation was carried out in so-called surficial melt down hardening condition with the almost simultaneous turning, in order to reduction of surface texture micro – irregularities created during the hardening. This paper refers to various aspects of surface texture generation of the axial-symmetric parts hardened on lathes or numerical machine tools.

Key words: hard parts turning, surface layer, laser hardening, hybrid turning

PRZYSPIESZONE BADANIA SKRAWALNOŚCI TRUDNOOBRABIALNYCH STOPÓW LOTNICZYCH

Joanna KOSSAKOWSKA, Krzysztof JEMIELNIAK[1]

1. WPROWADZENIE

W przemyśle lotniczym często stosowane są trudnoobrabialne materiały jak stal nierdzewna, tytan, czy Inconel. Obróbka tych materiałów jest zagadnieniem stosunkowo nowym i stąd brakuje doświadczeń dotyczących najbardziej wydajnych, ekonomicznych warunków skrawania tych materiałów. Problem dotyczy m.in. często stosowanego materiału na osnowie niklu – Inconelu 718. Skrawalność tego materiału z punktu widzenia trwałości ostrza (także z punktu widzenia innych kryteriów skrawalności jak jakość warstwy wierzchniej, rodzaj wiórów i siły skrawania) jest bardzo mała, a ponadto niepowtarzalna z dostawy na dostawę. Losowość ta utrudnia dobór parametrów skrawania i zmusza do określania skrawalności każdej dostawy, w celu ew. wprowadzenia korekty stosowanych prędkości skrawania. Istnieją próby teoretycznego określenia skrawalności materiału i uwzględnienia jej w doborze warunków skrawania na podstawie analizy składu chemicznego czy właściwości materiału, np. twardości. Jednak sama twardość bądź wytrzymałość na rozciąganie nie przekłada się bezpośrednio na trwałość ostrza, stąd takie oszacowanie można potraktować jedynie orientacyjnie. Z praktyki przemysłowej wiadomo, że określenie skrawalności jest zadaniem bardzo złożonym, ponieważ należy uwzględnić wiele, często wzajemnie powiązanych czynników. Na skrawalność ma wpływ skład chemiczny i struktura materiału oraz jego własności fizyczne i wytrzymałościowe. Stąd najbardziej wiarygodnym sposobem określenia skrawalności jest badanie trwałości ostrza. Wyróżnić tu można badania klasyczne i przyspieszone. Metody klasycznego badania trwałości, tj. takie, które opierają się na wiernym odtwarzaniu w czasie prób warunków istniejących w normalnym, produkcyjnym procesie obróbki, należą do najbardziej dokładnych, ale są długotrwałe i przez to zazwyczaj nieekonomiczne. Najbardziej powszechną metodą klasycznego badania trwałości ostrza jest metoda oparta na toczeniu wzdłużnym, której dokładny opis można znaleźć w normie

[1] Politechnika Warszawska, Zakład Automatyzacji, Obrabiarek i Obróbki Skrawaniem.

PN-ISO 3685 [7]. Badanie polega na toczeniu wału ze stałą prędkością skrawania, przy pozostałych ustalonych parametrach oraz na pomiarze czasu pracy ostrza do jego stępienia. Próbę tę przeprowadza się przy kilku prędkościach skrawania z powtórzeniami. W efekcie wyznacza się zależność okresu trwałości ostrza od prędkości skrawania $T = f(v_c)$ w postaci równania Taylora:

$$T = (v_c / C_v)^k \tag{1}$$

Ogólnie można stwierdzić, iż stała *Cv* zależy od materiału obrabianego i innych warunków skrawania, zaś wykładnik *k* przede wszystkim od materiału ostrza i kryterium stępienia. Na podstawie otrzymanych wyników można wyznaczyć również okresową prędkość skrawania v_{cT} tj. prędkość pozwalającą na uzyskanie określonego (pożądanego) okresu trwałości ostrza. Jest to kluczowa wielkość w doborze warunków skrawania i musi być korygowa w zależności od skrawalności kolejnych dostaw materiału obrabianego. Jest zatem wyjściowym wskaźnikiem skrawalności. Służy także do porównywania skrawalności przy pomocy **względnego współczynnika skrawalności** K_v [6] definiowanego jako:

$$K_v = \frac{v_{cTB}}{v_{cTA}} * 100\% \tag{2}$$

gdzie:

v_{cTA} – okresowa prędkość skrawania materiału próbki *A*, stanowiącej punkt odniesienia,

v_{cTB} – okresowa prędkość skrawania badanego materiału *B*.

Opisana wyżej metodyka, jakkolwiek dokładna, ze względu na czasochłonność i koszt jest trudna do bezpośredniego zastosowania w warunkach przemysłowych. W takich przypadkach należy rozważyć zastosowanie mniej dokładnych, ale wystarczająco użytecznych metod przyspieszonych badań skrawalności.

Wciąż spotkać można, znaną od dawna metodę przyspieszonego badania skrawalności polegającą na promieniowym, odśrodkowym, płaskim toczeniu tarczy przy stałych warunkach skrawania, ze stałą prędkością obrotową [8] do stępienia ostrza. Najczęściej jednak stosuje się porównanie skrawalności materiału badanego z materiałem wzorcowym przez porównanie zużycia ostrza w określonej jednostce czasu. Np. w [2] porównywana jest liczba wywierconych otworów do momentu złamania wiertła bądź wielkość zużycia ostrza noża tokarskiego po wykonaniu określonej liczby operacji. Z kolei w [1] dla porównania skrawalności różnych materiałów stosowany jest tzw. B-index, wyznaczany przez porównanie wydajności skrawania danym ostrzem (ilość usuniętego materiału do czasu stępienia) dla kilku różnych prędkości skrawania.

Metody te mają swoje ograniczenia, uniemożliwiające ich zastosowanie w analizowanym zastosowaniu przemysłowym jak konieczność specjalnego przygotowania próbek czy użycia dużej ilości materiału. Stąd wciąż istnieje zapotrzebowanie na proste, tanie i wiarygodne badanie skrawalności, a ściślej wyznaczania

względnego wskaźnika skrawalności. W niniejszym referacie przedstawiono nową propozycję metody przyspieszonego badania i porównywania skrawalności oraz badania potwierdzające jej skuteczność w zastosowaniu do Inconelu 718 [4].

2. METODA PRZYSPIESZONEGO BADANIA SKRAWALNOŚCI

Opracowana metoda przyspieszonego badania trwałości ostrza oparta jest na badaniach wstępnych do klasycznego wyznaczania zależności Taylora, opisanych w załączniku E normy [7]. Badania takie są zalecane do doboru prędkości skrawania do badań właściwych. Próbę rozpoczyna się od stosunkowo małej prędkości skrawania. Czas skrawania z ta prędkością powinien być krótki, przy czym norma nie podaje konkretnej wartości sugerując wręcz, że w różnych przypadkach może on być różny. Jeśli po wykonaniu przejścia ostrze nie uległo stępieniu, należy zwiększyć prędkość i wykonać kolejne przejście, powtarzając procedurę do stępienia ostrza. Norma podkreśla, że czas skrawania z mniejszymi prędkościami podczas testu wstępnego jest mało znaczącą częścią okresu trwałości, stąd można ostatnią prędkość i czas skrawania przyjąć za punkt na wykresie zależności Taylora (1) i zakładając typową wartość wykładnika k wyznaczyć wstępnie tę zależność, lub wprost wyznaczyć prędkość skrawania do pierwszej próby badań właściwych:

$$v_{\mathrm{c1}} = v_{ck}\left(\frac{T_1}{T_k}\right)^{1/k} \tag{3}$$

gdzie:
v_{c1} – prędkość skrawania w pierwszej próbie badań właściwych,
v_{ck} – ostatnia prędkość w teście wstępnym,
T_1 – pożądana prędkość skrawania w pierwszej próbie,
T_k – czas skrawania w ostatnim przejściu testu wstępnego,
k – założona wstępnie wartość wykładnika Taylora (7 dla stali szybkotnącej, 4 dla węglików spiekanych, 2 dla materiałów ceramicznych).

W celu wykorzystania podanej wyżej procedury do porównawczego określania skrawalności, postanowiono ją doprecyzować dodając następujące założenia:
– prędkość krytyczna v_{ck}, przy której ostrze uległo stopniu, powinna w przybliżeniu być równa stałej Taylora C_v i będzie uznawana za wskaźnik skrawalności wykorzystywany we wzorze (2)
– prędkości skrawania należy zwiększać stopniowo z ciągiem geometrycznym R, równym: R = 1,06 dla stali szybkotnącej, R = 1,12 dla węglików spiekanych, R = 1,26 dla ceramiki

Poniżej przedstawiono teoretyczne wyznaczenie przebiegu zużywania się ostrza przy zachowaniu tych założeń. Podstawy metodyki wyznaczania skumulowanego zużycia ostrza przy pracy ze zmiennymi parametrami skrawania podano

w [3 i 5]. Ogólne równanie zużycia w funkcji czasu, po pominięciu krótkotrwałego docierania ostrza można dość ogólnie opisać zależnością:

$$w = C_w t^u \tag{4}$$

gdzie:
t – czas skrawania,
u – wykładnik, charakteryzujący wpływ czasu skrawania na zużycie,
C_w – stała, będąca funkcją wskaźnika stępienia,
w_k oraz warunków skrawania.

Czas skrawania, po którym zużycie ostrza w osiąga wartość równą wskaźnikowi stępienia w_k jest okresem trwałości ostrza T, stąd dla $t = T$, równanie (4) przyjmuje postać:

$$w_k = C_w T^u \tag{5}$$

Wynika stąd:

$$C_w = \frac{w_k}{T^u} \tag{6}$$

Załóżmy, że narzędzie pracuje przez kolejne, jednakowe odcinki czasu Δt z kolejnymi zestawami parametrów skrawania (zabiegami). Po pierwszym odcinku czasu zużycie wyniesie:

$$w_1 = C_{w1} \Delta t^u \tag{7}$$

Gdyby narzędzie od początku pracowało z drugim zestawem parametrów, jego zużycie przebiegałoby według zależności:

$$w = C_{w2} t^u \tag{8}$$

a zużycie w_1 zostałoby osiągnięte po czasie t':

$$t' = \left(\frac{C_{w1}}{C_{w2}}\right)^{1/u} \Delta t \tag{9}$$

Zużycie po dalszym skrawaniu z drugim zestawem parametrów przez kolejny odcinek czasu Δt wyniesie zatem:

$$w_2 = C_{w2}(t' + \Delta t)^u = \left({C_{w1}}^{1/u} \Delta t + {C_{w2}}^{1/u} \Delta t\right)^u \tag{10}$$

Ogólnie, po m przejściach (zabiegach) zużycie ostrza wyniesie:

$$w_m = \left[\sum_{i=1}^{m} \left({C_{wi}}^{1/u} \Delta t_i\right)\right]^u \tag{11}$$

Po podstawieniu (6) równanie to przyjmie postać:

$$w_m = w_k \left(\sum_{i=1}^{m} \frac{\Delta t_i}{T_i}\right)^u = w_k \left(\sum_{i=1}^{m} \Delta T_i\right)^u \tag{12}$$

gdzie:

ΔT_i – stosunek czasu skrawania do okresu trwałości ostrza, czyli wykorzystana część okresu trwałości ostrza dla *i*-tego przejścia (zabiegu),

m – liczba przejść (zabiegów) z kolejnymi prędkościami skrawania.

Jeżeli ostrze pracuje do stępienia ($w = w_k$), czyli do końca swojej trwałości, z równania (12) wynika ważne uproszczenie:

$$\sum_{i=1}^{m} \Delta T_i = 1 \tag{13}$$

co należy odczytać: „suma wykorzystanych części okresu trwałości ostrza do chwili jego stępienia równa jest jedności". Warto zauważyć, że z równania wyeliminowany został wykładnik u co oznacza, iż równanie to nie zależy od postaci zużycia ostrza. W analizowanym przypadku przyspieszonego badania skrawalności materiału jedynym zmiennym parametrem skrawania jest prędkość skrawania. Posługując się wzorem Taylora (1) wartość ΔT_i dla danej prędkości skrawania można opisać zgodnie z zależnością:

$$\Delta T_i = \Delta t \left(\frac{v_{ci}}{C_v}\right)^{-k} \tag{14}$$

Zakładając, że ostania, krytyczna prędkość skrawania v_{ck} powinna być równa stałej Taylora C_v, oraz, że zmiany prędkości następują w ciągu geometrycznym R, uogólniony wzór na prędkość skrawania w danym przejściu (zabiegu) można wyrazić jako:

$$v_{ci} = \frac{C_v}{R^{m-i}} \tag{15}$$

Podstawiając (15) do (14) i (13) otrzymuje się:

$$\Delta t = \left(\sum_{i=1}^{m} R^{k(m-i)}\right)^{-1} \tag{16}$$

Przyjmując współczynniki R i k, zgodnie z zaleceniami normy [7] otrzymuje się czasy przejścia zestawione w tabeli 1.

Tabela 1. Obliczeniowa wartość czasu Δt dla różnych materiałów ostrza

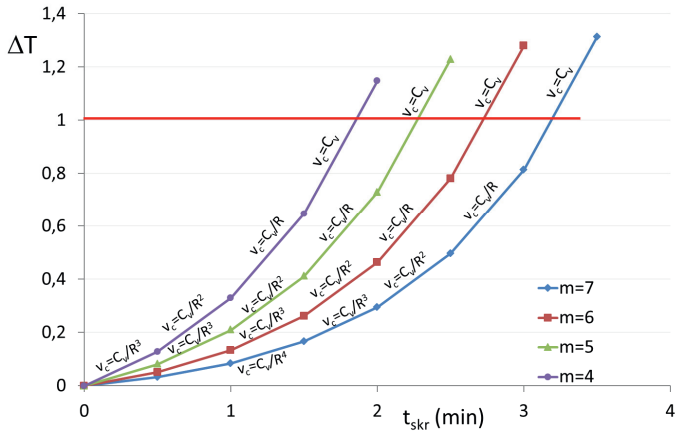
Materiał narzędzia	Liczba zabiegów		
	$m = 4$	$m = 5$	$m = 6$
HSS $R = 1.06$ oraz $k = -8$	0,441	0,413	0,397
węgliki spiekane $R = 1.12$ oraz $k = -4$	0,436	0,407	0,390
ceramika $R = 1.26$ oraz $k = -2$	0.439	0.411	0.395

Zastosowanie czasu skrawania wg tabeli 1 skutkowałoby stępieniem ostrza w końcu m-tego zabiegu. Ponieważ wartość wykładnika Taylora k jest przybliżona, ścisłe wyznaczenie czasu przejścia nie jest możliwe. Założono zatem, że stępienie ostrza powinno wystąpić nie koniecznie w końcu m-tego przejścia,

lecz podczas jego trwania, stąd do badań przyjęto nieco wyższy czas skrawania przejściu Δt = 0,5 min. Postanowiono przeanalizować teoretyczne przebiegi wykorzystanej części okresu trwałości ostrza przy założeniu różnej liczby przejść, obliczonej wg wzoru:

$$\Delta T = \Delta t \sum_{i=1}^{m} R^{k(m-i)} \tag{17}$$

Przedstawiono je na rysunku 1 dla R = 1.12 oraz k = –4. Każdy przebieg odpowiada innej liczbie zabiegów, każdy fragment przebiegu odpowiada innej prędkości skrawania. Niezależnie od tego, jaką przyjęto liczbę zabiegów m (czyli nie zależnie od tego, z jaką prędkością skrawania rozpoczęto badania) dla założonego Δt = 0,5min, ostrze ulega stępieniu przy prędkości równej C_v.



Rys. 1. Przebieg wykorzystanej części okresu trwałości ostrza ΔT dla przyspieszonych badań skrawalności, w zależności od liczby zabiegów

3. BADANIA SKRAWALNOŚCI INCONELU 718

Opracowaną nową metodykę przyspieszonego badania skrawalności materiałów zweryfikowano wykonując obróbkę dwóch wałków z Inconelu 718 dostarczonych przez partnera przemysłowego z bieżącej produkcji. Obydwa wałki przeszły ten sam proces obróbki cieplnej, jednakże miały wyraźnie różne twardości. Badania zostały przeprowadzone na tokarce TUD 50 za pomocą dwóch różnych narzędzi składanych. Pierwsze narzędzie typu hR117.17-2525 (CTGPR) wyposażone było w płytkę TPGN 160304, z węglika niepokrywanego H13A. Dobór tego typu narzędzia miał gwarantować szybkie stępienie, a więc małą ilość potrzebnego materiału obrabianego. Drugim narzędziem był nóż tokarski DCLNR 2020K 12 z płytką CNMG 120408-QM, z cermetalu typu 1105. Takie narzędzie obecnie jest stosowane w produkcji. Dla pierwszego narzędzia zastosowano

f = 0,08mm/obr i a_p = 1mm, zaś dla drugiego parametry używane w produkcji tj. f = 0,2mm/obr i a_p = 1,2mm. Próby przyspieszonego badania skrawalności prowadzono rosnącymi geometrycznie prędkościami skrawania (R = 1,12) od v_c = 45m/min. Każdą próbę powtórzono dwukrotnie, za każdym razem uzyskując ten sam wynik. Wyniki uzyskanych prędkości krytycznych $v_{ck} = C_v$ dla obu wałków, dla płytki TPGN oraz CNMG-QM przedstawiono w tabeli 2.

Tabela 2. Krytyczne prędkości skrawania $v_{ck} = C_v$ uzyskane w przyspieszonych badaniach skrawalności

Płytka	Wałek A	Wałek B
TPGN	63	80
CNMG-QM	63	80

We wszystkich próbach dla wałka B uzyskano większą prędkość krytyczną, co oznacza, że wałek ten charakteryzuje się lepszą skrawalnością. Wartość względnego współczynnika skrawalności K_v skrawalności wałka B względem wałka A (2) wyniosła dla obu płytek 127%. Podobieństwo wyników wartości C_v między obiema płytkami jest przypadkowe (badania przeprowadzone były w zupełnie innych warunkach skrawania: inne płytki, kąty, posuwy itp.). Jednak podobieństwo między wskaźnikami K_v już nie jest przypadkiem, świadczy natomiast o wiarygodności badań. Metoda jest skuteczna bez względu na to, jakie narzędzie zastosujemy do badań. Z drugiej strony zastosowanie słabszego narzędzia (tu z węglika niepokrywanego H13A) umożliwia obniżenie kosztu badania bez wpływu na jego wyniki.

Jako weryfikację uzyskanych wyników wykonano na obu wałkach próby trwałości ostrza dla płytki CNMG-QM z prędkością v_c = 40m/min. Dla wałka A, charakteryzującego się mniejszą skrawalnością, uzyskano okres trwałości ostrza 4.8 minuty, zaś dla wałka B – 9.2 min co z wystarczająco dobrym przybliżeniem odpowiada wyznaczonemu wskaźnikowi skrawalności względnej.

4. WNIOSKI KOŃCOWE

Badania opisane w niniejszym opracowaniu potwierdziły przydatność opracowanej metody przyspieszonego badania skrawalności materiałów w zastosowaniu do identyfikowania skrawalności poszczególnych partii Inconelu 718. Metoda ze względu na swoje zalety:

– krótki czas przeprowadzanych testów
– niewielka ilość materiału niezbędną do przeprowadzania próby
– brak wymagań odnośnie wymiarów próbki
– brak konieczności stosowania specjalnych urządzeń pomiarowych

jest możliwa do łatwego zaimplementowania w zakładach przemysłu lotniczego. Czas przeprowadzenia próby wynosi kilka minut, a samą próbę można wykonać na stanowisku obróbczym tuż przed wykonaniem docelowej obróbki. Przez porównanie prędkości krytycznej badanej próbki materiału z prędkością krytyczną dla wzorcowego materiału można dokonać szybkiej korekty prędkości skrawania, tak, aby otrzymać oczekiwaną trwałość ostrza.

Przeprowadzone badania wykazały, że do badań można zastosować zarówno narzędzie używane w praktyce produkcyjnej, jak wyraźnie słabsze (o niższej skrawności), bez wpływu na wyniki oceny skrawalności badanego materiału.

PODZIĘKOWANIA

Badania realizowane w ramach Projektu „Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym" Nr POIG.0101.02-00-015/08 w Programie Operacyjnym Innowacyjna Gospodarka (POIG). Projekt współfinansowany przez Unię Europejską ze środków Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego.

LITERATURA

[1] BJÖRKEBORN K., Klement U, Oskarson H. *Ranking of materials by their machinability applying a Short-Term Test* 2nd International Conference "Innovative Cutting Processes & Smart Machining", 2008.
[2] HU B. *Performance Characteristics of a Newly Developed Machinability Additive for PM Applications,* Advences in Powder Metallurgy & Particulate Materials, 2008.
[3] JEMIELNIAK K. *Obróbka Skrawaniem*, OWPW 1998.
[4] JEMIELNIAK K., KOSSAKOWSKA J., *Opracowanie metodyki przyspieszonego badania skrawalności trudnoobrabialnych stopów lotniczych*, Projekt kluczowy „Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym", Temat Badawczy 1, Listopad 2012.
[5] JEMIELNIAK K., SZAFARCZYK M., ZAWISTOWSKI J., *Difficulties in Tool Life Predicting when Turning with Variable Cutting Parameters*, Annals of the CIRP, 37(1985), nr 1, 113-116.
[6] JEMIELNIAK K., ZAWISTOWSKI J., *Określanie skrawności narzędzi lub skrawalności materiałów na podstawie okresowej prędkości skrawania*, Mechanik., nr 6, 1983, 327-330.
[7] PN-ISO 3685 1996 *Badanie trwałości noży tokarskich punktowych.*
[8] SALAK A., VASILKO K., SELECKA M., DANNINGER H., *New short time face turning method for testing the machinability of PM steels* Journal of Materials Processing Technology 176 (2006) 62–69.

SHORT-TERM MACHINABILITY TESTING OF DIFFICULT TO MACHINE MATERIALS

The paper presents a simple, fast method of testing machinability of difficult to machine materials. It is based on several short cutting tests of longitudinal turning with geometrically growing cutting speed. Experimental verification of the method was applied for evaluation of relative machinability of Inconel 718.

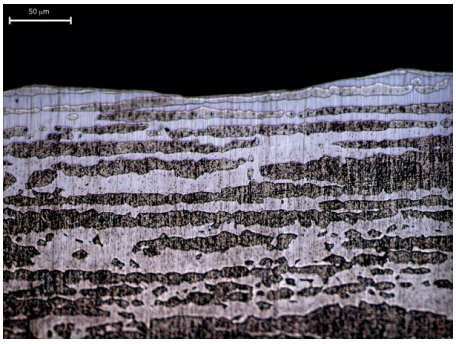
Key words: difficult to machine materials, short-term machinability testing

PRODUKCYJNE ASPEKTY SKRAWALNOŚCI STALI DUPLEX

Grzegorz KRÓLCZYK[1], Stanisław LEGUTKO[2], Maksymilian GAJEK[1]

1. WPROWADZENIE

Jednym z najczęściej stosowanych sposobów skrawania jest toczenie, ostatnio zwłaszcza na tokarkach sterowanych numerycznie. Udział toczenia we wszystkich operacjach obróbkowych szacowany jest na około 30%, a udział czasowy na około 40%. Z praktycznego punktu widzenia szczególnie ważna jest identyfikacja skrawalności nowych materiałów konstrukcyjnych. Wiąże się to z doborem odpowiednich narzędzi skrawających i warunków obróbki. Jednymi z trudniej obrabianych materiałów są dwufazowe stale ferrytyczno – austenityczne, tzw. stale duplex (rys. 1).



Rys. 1. Mikrostruktura stali duplex (ciemny: ferryt, jasny: austenit)

Stale duplex, jako materiały konstrukcyjne stosowane są w wielu dziedzinach przemysłu, zyskując coraz większą popularność dzięki bardzo dobrej odporności na korozję, zwłaszcza korozję naprężeniową oraz dzięki wyższej wytrzymałości mechanicznej w porównaniu do stali jednofazowych ferrytycznych i austenitycznych [4, 19]. Światowe zużycie stali nierdzewnej wzrasta z roku na rok na całym świecie w tempie 5% rocznie w ciągu ostatnich 20 lat, to znacznie więcej niż innych metali [1]. Stale

[1] Politechnika Opolska, Wydział Inżynierii Produkcji i Logistyki, ul. Ozimska 75, 45-370 Opole.
[2] Politechnika Poznańska, Wydział Budowy Maszyn i Zarządzania, ul. Piotrowo 3, 60-965 Poznań.

duplex stają się coraz bardziej powszechnymi materiałami z aplikacjami w takich branżach, jak przemysł chemiczny, samochodowy, czy spożywczy [17].

Optymalizacja czasu i kosztów toczenia elementów ze stali duplex ma w tym kontekście szczególne znaczenie. Stale duplex mają dużo większą granicę na rozciąganie, niż stale austenityczne. Jest ona zazwyczaj dwa razy większa od granicy plastyczności. W przypadku stali austenitycznych stosunek ten wynosi 0,35 [6]. Dzięki tym cechom często stosuje się stal duplex na podgrzewacze wody, zbiorniki ciśnieniowe oraz wymienniki ciepła. Stosując stal duplex, jako zamiennik stali austenitycznych w produkcji zbiorników magazynowych uzyskiwano znaczne zmniejszenie ich masy – nawet o 30%. Taki dobór materiałów przekłada się bezpośrednio na wynik finansowy danego zlecenia. Stale duplex posiadają mniejszą twardość poniżej temperatury -50°C oraz po wystawieniu na działanie temperatur większych niż 300°C [7]. Brak odporności na zmianę właściwości w wysokiej temperaturze jest ich zasadniczą wadą. Wykazują one skłonność do wydzielania kruchych faz w podwyższonych temperaturach. Wydzielenia faz z kolei wpływają na pogorszenie odporności na korozję oraz obniżenie właściwości plastycznych. Dlatego nie zaleca się stosowania tego rodzaju stali poza wymienionym zakresem temperaturowym. Stal duplex szczególnie szeroko stosowana jest zwłaszcza w urządzeniach pracujących w środowiskach zanieczyszczonych siarkowodorem i dwutlenkiem węgla.

Stale duplex należą do grupy materiałów trudnoskrawalnych, stąd proces obróbki nastręcza znaczne trudności. Jednym z ograniczeń wydajności procesu toczenia tej stali jest zużycie ostrza skrawającego. Zużycie ostrza narzędzia skrawającego prowadzi do pogorszenia się jakości powierzchni obrabianej [9, 15] i w konsekwencji do zmniejszenia wydajności obróbki. Wpływa to bezpośrednio na proces obróbki, powodując wzrost sił skrawania i temperatury na styku ostrze – materiał obrabiany, co spowodować może błędy obróbki. Oznacza to gorszą jakość produkowanych części.

Na skutek wpływu wielu wzajemnie powiązanych ze sobą czynników, takich jak: skład chemiczny obrabianego materiału, jego mikrostruktura, obróbka cieplna, czystość oraz wiele innych czynników wpływających na całościowy proces obróbki, skrawalność jest zespołem cech materiału trudnym do określenia [18].

Możliwość sterowania wskaźnikami stanu technologicznej warstwy wierzchniej w procesie toczenia powoduje, że coraz częściej proces ten stosowany jest również, jako obróbka wykończeniowa. Toczenie umożliwia kształtowanie odpowiednich walorów struktury geometrycznej powierzchni, które w istocie decydują o właściwościach eksploatacyjnych. Postęp oraz nowe osiągnięcia w dziedzinie konstrukcji obrabiarek i technologii wytwarzania stwarzają coraz to większe możliwości w zakresie stosowania obróbki skrawaniem materiałów trudnoskrawalnych, jako procesu alternatywnego do operacji szlifowania. W związku z tym, jeżeli zalecane tolerancje mogą zostać zagwarantowane po toczeniu takich materiałów, sposób ten jest obecnie oraz nadal będzie preferowany bardziej, niż szlifowanie, jako proces obróbki wykończeniowej.

2. ANALIZA PRODUKCYJNYCH ASPEKTÓW SKRAWALNOŚCI STALI DUPLEX

Do podjęcia badań dotyczących obróbki stali duplex przyczyniło się kilka czynników. Najistotniejszym czynnikiem są dochodzące z praktyki przemysłowej sygnały, co do trudności w czasie obróbki tej stali oraz sprzeczne informacje dotyczące doboru warunków obróbki skrawaniem. Bardzo niewielki zasób danych literaturowych dotyczący zagadnień obróbki stali duplex może być spowodowany stosunkowo niedawnym wprowadzeniem tej stali na rynek.

Geometryczne i materiałowe możliwości obróbki zostały przedstawione przez różnych badaczy [1, 5, 10, 11, 17, 20], jednakże brak jest w literaturze przedmiotu konkretnych zaleceń przemysłowych dotyczących obróbki skrawaniem stali duplex. Paro i in. [20], zajmowali się wierceniem stali super duplex o nazwie handlowej Duplok 27. W swoich badaniach stwierdzili, że zużycie narzędzi w procesie wiercenia, dla wierteł z węglika spiekanego z powłoką TiN, przy użyciu substancji chłodzącej, stale wzrastało przy niższych prędkościach skrawania. Odkształcenie plastyczne krawędzi tnących jest czynnikiem ograniczającym, prowadzącym do łuszczenia się powłoki przy wyższych prędkościach. Również mikrotwardość obu faz wraz ze wzrostem prędkości skrawania wzrastała. Carlborg [5] w swoich badaniach porównywał wydajność obróbki skrawaniem narzędziami z węglików spiekanych. Jego badania zostały ograniczone do dyskusji na temat jakościowego zużycia narzędzi oraz wyników trwałości tych narzędzi. Nie przedstawił natomiast informacji na temat sił skrawania, czy integralności powierzchni.

W miarę wzrostu twardości obrabianego materiału zmniejsza się jego skrawalność oraz mogą powstawać trudności w wykonywaniu tradycyjnych operacji obróbki skrawaniem związanych z wykończeniem powierzchni [2]. W miarę zmniejszania się skrawalności maleje również trwałość ostrza narzędzia. Wraz z postępem w dziedzinie rozwoju narzędzi skrawających oraz dostępnością sztywnych i mocnych obrabiarek, a także uchwytów obrabianego przedmiotu, istnieje możliwość obróbki twardych materiałów, włączając w to stale obrabiane cieplnie, z dużą dokładnością wymiarową. Obróbka na twardo może być dobrym dopełnieniem procesów szlifowania oraz jest bardziej ekonomiczna dla części, takich jak: wałki, koła zębate, koła zębate trzpieniowe oraz różne inne elementy wykorzystywane, np. w przemyśle samochodowym. Według Gunn'a [10] nisko stopowe gatunki stali duplex, takie jak S32304, podczas obróbki narzędziami ze stali szybkotnących zachowują się w sposób podobny do gatunków austenitycznych, takich jak 316 lub 317. Natomiast podczas obróbki narzędziami z węglika spiekanego stal ta zachowuje się w sposób podobny do gatunków 317LN i 317LMN. Współczesne gatunki stali duplex (druga generacja stali duplex – 2507) są trudniejsze do obróbki, niż gatunki produkowane wcześniej (pierwsza generacja stali duplex – 2205). Powodem tego jest większa zawartość fazy austenitu oraz azotu. Wzrost zawartości pierwiastków stopowych, takich jak azot i molibden powoduje, iż skrawalność tych stali jest gorsza. Gatunki stali super duplex są najtrudniejsze

do obróbki i podczas obróbki stwarzają takie same problemy, jak stale stopowe super austenityczne [10]. Wpływ zawartości pierwiastków stopowych wydaje się być taki sam, zarówno dla gatunków stali duplex, jak i dla gatunków austenitycznych. Porównanie stali stopowych duplex ze stalami stopowymi austenitycznymi o podobnych poziomach dodatków stopowych wskazuje, iż dla niektórych operacji obróbki, takich jak frezowanie czołowe z użyciem narzędzi ze stali szybkotnącej, gatunki duplex są łatwiejsze do obróbki. Jeżeli jednak chodzi o operacje toczenia przerywanego stale stopowe duplex są trudniejsze do obróbki, niż stale stopowe austenityczne. Natomiast obróbka skrawaniem stali odpornych na korozję, a w szczególności stali o strukturze ferrytyczno-austenitycznej, jest trudniejsza, niż obróbka stali austenitycznych. Podwyższona wytrzymałość stali duplex w stosunku do innych gatunków stali powoduje, iż prędkość skrawania musi być w przybliżeniu 20% mniejsza, niż w przypadku stali austenitycznej. Różnice w skrawalności pomiędzy stalami stopowymi austenitycznymi oraz ferrytyczno – austenitycznymi są częściowo spowodowane wyższą wytrzymałością stopów duplex na rozciąganie w wysokich temperaturach [10, 20]. Jednak pozostałe czynniki, takie jak mały udział objętościowy wtrąceń niemetalicznych oraz mała zawartość węgla, mają również znaczenie. Aby uzyskać lepszą skrawalność można wprowadzić wtrącenia niemetaliczne, takie jak siarczki. Wprowadzenie jednakże siarki do struktury stopu, oprócz lepszej skrawalności spowoduje, iż stale będą bardziej podatne na pękanie metalu spoiny (zestalenia), w niektórych przypadkach będą one prawie niemożliwe do spawania [3] oraz będą miały mniejszą odporność na korozję wżerową [8]. W związku z tym powinny one być dodawane tylko wtedy, gdy nie przewiduje się spawania, a odporność na korozję nie jest najważniejszym wymaganiem.

Według naszych badań [14] przy większych prędkościach skrawania powstają odkształcenia plastyczne ostrza, w połączeniu z łuszczeniem się i rozdrobnieniem powłoki płytki. Łamanie wiórów stanowi także problem w opisanych wyżej warunkach, choć lepsze łamanie wiórów można uzyskać przez użycie płytki o mniejszym promieniu naroża. Wiór powstający w procesie obróbki stali duplex jest twardy i działa na ostrze, jak ścierniwo. Stal duplex posiada 50% udziału ferrytu w swej strukturze i dlatego w czasie toczenia z chłodzeniem powstaje wiór rurowy długi mający tendencję do sczepiania się z materiałem narzędzia skrawającego [12]. Stal duplex nie zawiera dodatku stopowego siarki, brak jest więc efektu zwiększonej łamliwości wióra podczas obróbki skrawaniem. Dłuższe okresy trwałości ostrza uzyskuje się dobierając dodatnią geometrię łamacza wióra. W czasie obróbki skrawaniem z chłodzeniem skuteczność łamacza wióra była dużo mniejsza niż w czasie toczenia bez chłodzenia, co bezpośrednio przekładało się na trwałość ostrza [14]. Według Sharma i in. [21] dobre smarowanie/chłodzenie strefy skrawania pozwala na lepsze odprowadzanie ciepła oraz prowadzi do efektywnej i ekonomicznej obróbki tych materiałów. Proces toczenia z dużymi prędkościami skrawania generuje ciepło, a temperatura materiału obrabianego w obszarze krawędzi skrawającej może osiągnąć temperaturę przemiany austenitu w martenzyt [16]. Według badań własnych autorów przy mniejszych prędkościach

skrawania, narosty powodujące łuszczenie się oraz rozdrobnienie powłoki na ostrzu zdają się być czynnikiem ograniczającym [14]. Zazwyczaj, im większa wytrzymałość obrabianego materiału, szczególnie wytrzymałość w wysokiej temperaturze, tym większa wymagana siła skrawania. To z kolei prowadzi do zwiększonego ryzyka wystąpienia odkształceń plastycznych ostrza. W przedsiębiorstwach produkujących części maszyn ze stali duplex odnotowano także przypadki złego doboru geometrii łamacza wióra, który powodował powstawanie wióra długiego i ciągłego. Taki wiór przy braku uwagi operatora tokarki sterowanej numerycznie zaczepiał wióry znajdujące się w wannie tokarki, zaplątał się we wrzeciono tokarki, po czym je wyrwał. Aby zaoszczędzić czas jeden operator pracował, bowiem na dwóch maszynach – na tokarce pierwszej toczona była lewa strona wałków do silników elektrycznych, natomiast na tokarce drugiej – strona prawa.

3. PODSUMOWANIE

Podczas skrawania stali duplex zaobserwowano takie problemy, jak: utrudniona kontrola rodzaju wióra, nadmierne obciążenia cieplne i mechaniczne ostrza, silne oddziaływanie adhezyjne sprzyjające tworzeniu się narostu na ostrzu skrawającym oraz przyspieszone zużycie ostrza. Analizując występujące w warunkach przemysłowych trudności oraz na podstawie wcześniejszych badań własnych [12 – 14] zauważono, że stosowanie substancji chłodząco – smarującej niekorzystnie wpływa na trwałość ostrza skrawającego, zmniejszając trwałość ostrza nawet o 65% w procesie obróbki zgrubnej. Ponadto zaobserwowano, iż powłoki na ostrzu skrawającym i zwijacz wiórów były ważniejsze od innych czynników. Na podstawie analizy obróbki przedmiotowej stali zaobserwowano wyższe okresy trwałości ostrza, gdy używano łamacza wióra o dodatniej geometrii [12]. Projektując operacje obróbki stali duplex należy stosować ostrza z węglika spiekanego powlekanego z ceramiczną warstwą pośrednią (Al_2O_3) – Ti(C,N)/Al_2O_3/TiN, gdyż wykazują większą odporność na ścieranie. Zalecane są dla obróbki zgrubnej stali duplex. Optymalne prędkości skrawania przy przyjętym kryterium trwałości ostrza uzyskane w czasie badań empirycznych, to 130 – 150 m/min [14].

LITERATURA

[1] BADDOO N.R., *Stainless steel in construction: a review of research, applications, challenges and opportunities*, Journal of Constructional Steel Research, 64 (11) (2008), 1199–1206.

[2] BEDDOES J., BIBBY M. J., *Principles of Metal Manufacturing Processes*, Elsevier, 2008.

[3] BERGQVIST C., OLSSON J., *Machining in the new duplex grade LDX 2101® – easier than expected*, Associazione Italiana di Metallurgia, Grado 2007.

[4] CABRERA J.M., MATEO A., LLANES L., PRADO J.M., ANGLADA M., *Hot deformation of duplex stainless steels*, Journal of Materials Processing Technology, 143–144 (2003), 321–325.

[5] CARLBORG C., *Machinability of duplex stainless steel*. Proceedings of Duplex Stainless Steel, 1 (1) (1991), 683–696.
[6] Centro Inox., Stainless Steel: Tables of Technical Properties. Materials and Applications Series, Volume 5. Euro Inox 2007.
[7] CUNAT P.J., *Working with Stainless Steel*. Materials and Applications Series, Volume 2. EDP Sciences and Euro Inox 2009.
[8] DOBRZAŃSKI L.A., *Materiały inżynierskie i projektowanie materiałowe. Podstawy nauki o materiałach i metaloznawstwo*, WNT, Warszawa 2006.
[9] ENDRINO J. L., FOX-RABINOVICH G. S., GEY C., *Hard AlTiN, AlCrN PVD coatings for machining of austenitic stainless steel*. Surface and Coatings Technology 200 (24), 6840-6845.
[10] GUNN R. N., *Duplex Stainless Steels: Microstructure, Properties and Applications*. Abington Publishing, Cambridge, England 1997.
[11] HORVATH W., TABERNIG B., WERNER E., UGGOWITZER P., *Microstructures and yield strength of nitrogen alloyed super duplex steels*, Acta Materialia, 45 (4) (1997), 1645–1654.
[12] KROLCZYK G., GAJEK M., LEGUTKO S., *Predicting the tool life in the dry machining of duplex stainless steel*. Eksploatacja i Niezawodnosc – Maintenance and Reliability, 15 (1), (2013), 62–65.
[13] KROLCZYK G., LEGUTKO S., GAJEK M., *Predicting the surface roughness in the dry machining of duplex stainless steel*, Metallurgy, 52 (2), (2013), 259-262.
[14] KRÓLCZYK G., LEGUTKO S., RAOS P.: *Cutting wedge wear examination during turning of duplex stainless steel* – Tehnički Vjesnik – Technical Gazette, 20 (3) (2013), w druku.
[15] KORKUT I., KASAP M., CIFTCI I. SEKER U., *Determination of optimum cutting parameters during machining of AISI 304 austenitic stainless steel*, Materials & Design, 25, (2004) 303-305.
[16] KUNDRAK J. A., MAMALIS G., GYANI K., BANA V., *Surface layer microhardness changes with high-speed turning of hardened steels*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology (2011) 53:105–112.
[17] NOMANI J., PRAMANIK A., HILDITCH T., LITTLEFAIR G., *Machinability study of first generation duplex (2205), second generation duplex (2507) and austenite stainless steel during drilling process*, Wear, 304, (1–2), (2013), 20–28.
[18] OLSZAK W., *Obróbka skrawaniem*, WNT, Warszawa 2008.
[19] PARK Y.H., LEE Z.H., *The effect of nitrogen and heat treatment on the microstructure and tensile properties of 25Cr–7Ni–1.5Mo–3W–xN duplex stainless steel castings*, Materials Science and Engineering: A 297 (2001), 78–84.
[20] PARO J., HÄNNINEN H., KAUPPINEN V., *Tool wear and machinability of HIPed P/M and conventional cast duplex stainless steels*, Wear, 249 (3–4) (2001), 279–284.
[21] SHARMA V. S., DOGRA M., SURI N. M., *Cooling techniques for improved productivity in turning*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 49 (2009), 435–453.

PRODUCTION ASPECTS OF MACHINABILITY OF DUPLEX STAINLESS STEEL

In implementation of new structural materials their machinability is a very important issue . It is connected with choosing the most appropriate machining conditions and cutting tools. One of the new construction materials is duplex stainless steel. This stainless steel is corrosion resistant, and it is used for components working in very difficult conditions. This paper presents problems associated with processing of duplex stainless steel, signaled difficulties occurring in the industrial practice, discusses the use of tools and mechanisms responsible for the damage.

Key words: machining, machinability, duplex stainless steel

WŁAŚCIWOŚCI KOMPOZYTÓW METALOWO-CERAMICZNYCH I ICH ZMIANY POD WPŁYWEM TEMPERATURY

Damian PRZESTACKI[1]

1. WPROWADZENIE

Kompozyty metalowe łączą w sobie odmienne cechy osnowy i wzmocnienia dając nowe właściwości. Rola osnowy i wzmocnienia w takich materiałach jest odmienna. Właściwości użytkowe kompozytu zależą w dużym stopniu od względnej objętościowej ilości wzmocnienia w materiale osnowy [28], ale także od struktury kompozytu, kształtu i wielkości cząstek zbrojących oraz charakteru i stabilności połączenia powierzchni cząstek ze stopem osnowy [1, 25]. W licznych badaniach wykazano, że wytrzymałość na rozciąganie kompozytu bardziej zależna jest od wielkości cząstek aniżeli od zawartości procentowej. Natomiast zawartość w osnowie 10-20% twardych cząstek o średnicy 10-15 μm zmniejsza o około 20% współczynnik rozszerzalności cieplnej oraz zwiększa o około 50% granicę plastyczności w porównaniu ze stopem niezbrojonym [1].

Kompozyty metalowe zawierające twarde cząstki (SiC, Al_2O_3 lub B_4C) wykazują znacznie korzystniejsze właściwości tribologiczne, wytrzymałościowe w tym na rozciąganie oraz zwiększoną odporność na pełzanie w porównaniu ze stopem osnowy [20, 26]. Zużycie ścierne zmniejsza się o ponad połowę, spowodowane jest to obecnością twardych cząstek np. SiC, które zwiększają tarcie pomiędzy współpracującymi powierzchniami [23]. Wyrywanie twardych cząstek zbrojących z powierzchni kompozytu oraz rozkruszanie ich i nanoszenie na powierzchnie trące znacznie zwiększa wartość współczynnika tarcia suchego. Natomiast przypowierzchniowe i wystające ponad powierzchnię osnowy twarde cząstki SiC oraz rozkruszone cząstki, wcześniej wyrwane z osnowy, tocząc się pomiędzy współpracującymi powierzchniami, zmniejszają zużycie ścierne badanego kompozytu [18]. W pracy [21] wykazano, że odporność na zużycie badanego materiału kompozytowego wzrasta wraz ze spadkiem wielkości cząstek fazy zbrojącej przy takim samym udziale objętościowym tej fazy w kompozycie. Stwierdzono również, że wraz ze wzrostem udziału fazy zbrojącej do 25% wzrasta odporność

[1] Instytut Technologii Mechanicznej Politechniki Poznańskiej, pl. Marii Skłodowskiej-Curie 5, 60-965 Poznań.

materiału kompozytowego na zużycie cierne. Dlatego wypieranie takich materiałów konstrukcyjnych, jak żeliwa przez kompozyty metalowe w przemyśle motoryzacyjnym umożliwi nie tylko zmniejszenie masy, ale także istotne zwiększenie trwałości mechanizmów ciernych. Dotychczasowe badania wykazują [22], że mimo iż twardość żeliwa była prawie dwukrotnie, a gęstość trzykrotnie większa niż kompozytu aluminiowo-ceramicznego, to jednak odporność na ścieranie kompozytu jest wielokrotnie większa niż żeliwa, głównie z uwagi na obecność w strukturze materiału kompozytowego bardzo twardych cząstek SiC. Należy podkreślić [23], że tarcze hamulcowe z metalowych materiałów kompozytowych mają masę trzy razy mniejszą niż z żeliwa, wykazują lepsze odprowadzanie ciepła i są bardziej ciche podczas pracy. Stwierdzono [26], że wymiernym efektem zastosowania kompozytów metalowych jest redukcja sił bezwładności, pozwalająca na zwiększenie przyspieszenia i skrócenie drogi hamowania, jak również zwiększenie odporności na zużycie. Potwierdza to celowość stosowania tego typu kompozytów jako materiałów odpornych na zużycie ścierne o dużym współczynniku tarcia w warunkach tarcia suchego.

Korzystne właściwości metalowych materiałów kompozytowych (MMC) spełniają oczekiwania konstruktorów, technologów i eksploatatorów związanymi z rosnącym zapotrzebowaniem wielu dziedzin gospodarki, w tym przemysłu lotniczego, kosmicznego i motoryzacyjnego, na lekkie, mocne i wytrzymałe materiały, którymi dałoby się zastąpić stal i inne stopy. Obecnie kompozyty znajdują szerokie zastosowanie w przemyśle [1, 9, 24, 26]:

- motoryzacyjnym, z uwagi na małą gęstość, korzystne charakterystyki temperaturowe znacznie lepsze niż stopów bez dodatków wzmacniających, dobre właściwości zmęczeniowe, wytrzymałościowe, tribologiczne (odporność na zużycie) oraz sztywność i zdolność tłumienia drgań,
- lotniczym,
- kosmicznym jako elementy silników rakietowych, okrętowym,
- budownictwie jako lekki, mocny i elastyczny materiał konstrukcyjny,
- gospodarstwie domowym,
- transportowym,
- sportowym.

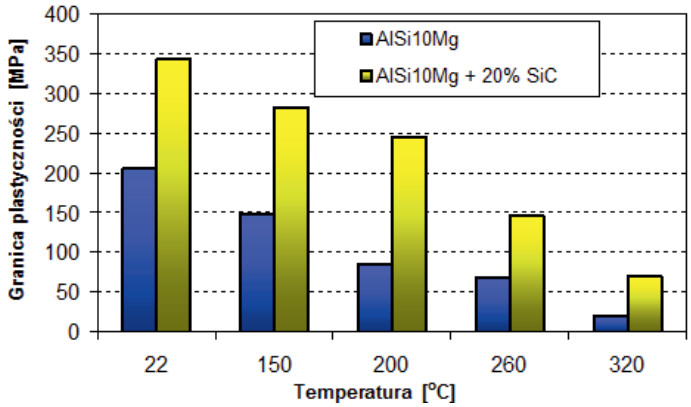
Tak liczne zastosowanie kompozytów w różnych gałęziach przemysłu wiąże się głównie z możliwością redukcji masy produktów przy zachowaniu dobrych parametrów eksploatacyjnych. Wytwarza się z nich elementy takich urządzeń jak: turbiny, silniki gazowe, wymienniki ciepła, konstrukcje lotnicze, odporne na zużycie elementy ploterów i drukarek, a także urządzenia optyczne i elektroniczne [1]. Na szczególne podkreślenie zasługuje fakt, że największy obszar wykorzystania materiały aluminiowo-ceramiczne znalazły w aplikacjach motoryzacyjnych, takich jak: bębny hamulcowe w samochodach ciężarowych, tarcze hamulców, blok silnika, głowica cylindra, tłoki, koła pasowe, korbowody, tarcze hamulcowe (Toyota) oraz

części skrzyni biegów [30]. Korzyści wynikające z zastosowania materiałów kompozytowych spodziewane są przede wszystkim w przemyśle lotniczym, kosmicznym, transportowym. Jednakże jako największy obszar potencjalnego zwiększenia zastosowania materiałów kompozytowych wskazuje się przemysł motoryzacyjny. Udowodniono [6], że dla samochodu o masie 1500 kg zmniejszenie jego masy o 300 kg prowadzi do oszczędności paliwa o około 30%. Powszechnie uważa się, że przy pełnym zachowaniu funkcjonalności pojazdu samochodowego produkowanego seryjnie udział materiałów kompozytowych powinien wynosić 30÷40%. Drugim ważnym aspektem wskazującym na coraz szersze stosowanie materiałów kompozytowych w konstrukcjach inżynierskich jest możliwość redukcji liczby elementów w celu uzyskania pożądanych efektów [31]. Należy pamiętać również, że zastosowanie aluminiowych materiałów kompozytowych w konstrukcji w prostej zależności prowadzi do jednoczesnego zwiększenia odporności korozyjnej konstrukcji, dzięki czemu wydłuża się jej żywotność eksploatacyjna [21].

2. WPŁYW TEMPERATURY NA ZMIANĘ WŁAŚCIWOŚCI KOMPOZYTU METALOWO-CERAMICZNEGO

Temperatura nagrzewanych materiałów jest istotna z punktu widzenia efektów jakie wywołuje w nagrzewanym materiale [10, 12] jednak pełni również ważną rolę podczas skrawania. Duże ilości energii wygenerowanej podczas procesu deformacji i tarcia niemal w całości zamieniane w energię cieplną, prowadzą do podwyższenia temperatury skrawania [33]. W pracy [1] zaobserwowano, że większa powierzchnia styku kompozytu metalowo-ceramicznego z ostrzem powodowała zmniejszenie wartości siły skrawania o 10%. Autorzy [1] tłumaczą to wzrostem kontaktu pomiędzy materiałem obrabianym a narzędziem, który wywołuje większe generowanie ciepła w obszarze skrawania powodując zmiękczenie materiału osnowy. Powyższe obserwacje są zgodne z wynikami przedstawionymi w pracy [27]. Jak wynika z rysunku 1 wzrost temperatury powoduje obniżenie granicy plastyczności zarówno dla kompozytu metalowo-ceramicznego jak i materiału osnowy.

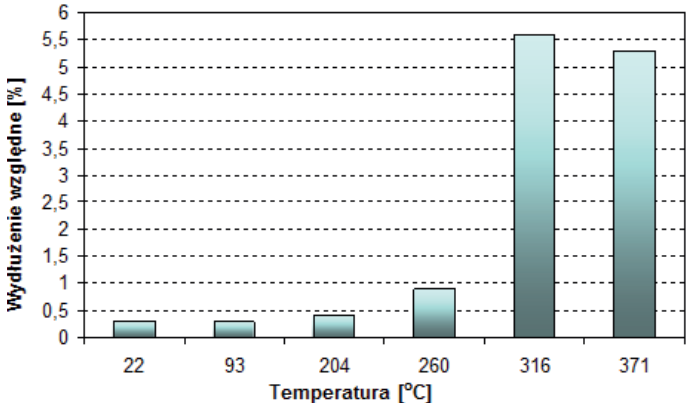
Niejednokrotnie osiągnięcie temperatury poprawiającej skrawalność wymaga stosowania dodatkowej formy energii. W wielu przypadkach [29] poprawienie skrawalności materiału możliwe jest poprzez podgrzanie strefy skrawania przez wiązkę lasera. W pracy [29] stwierdzono, że dzięki nagrzewaniu MMC za pomocą wiązki lasera Nd:YAG osnowa aluminiowa zostaje zmiękczona i łatwiej poddaje się plastycznym odkształceniom. Skutkiem powyższych zjawisk jest zmniejszenie wartości siły (około 10%) oraz zwiększenie liczby cząstek Al_2O_3 w warstwie wierzchniej przez wypychanie miękkiej osnowy z obrabianej powierzchni. Według autora [29] nowy rozkład cząsteczek Al_2O_3 w MMC prowadzi do poprawienia fizycznych oraz mechanicznych właściwości obrobionego kompozytu z powodu podwyższonej koncentracji cząsteczek Al_2O_3w warstwie wierzchniej kompozytu.



Rys. 1. Wpływ temperatury na granicę plastyczności kompozytu metalowo-ceramicznego (EN AC-43200 z 20% SiC) oraz stopu AlSi10Mg. Opracowano na podstawie [27]

Podwyższenie temperatury podczas skrawania nie pozostaje bez wpływu na zmiany mikrostruktury zachodzące w materiale obrabianym, dlatego poznanie wpływu temperatury na materiał obrabiany jest szczególnie istotne podczas dostarczania dodatkowej formy energii.

Wraz ze wzrostem temperatury metale i ich stopy zwiększają swoją objętość. W wielu przypadkach zmiany wymiarów powodowane wpływem temperatury są niepożądane, ponieważ mogą przyczyniać się do powstawania naprężeń wewnętrznych, a nawet zniszczenia materiału. Miarą rozszerzalności cieplnej są współczynniki liniowej i objętościowej rozszerzalności cieplnej. Wartość współczynników rozszerzalności zależy istotnie od temperatury i dlatego najczęściej podaje się ich średnie wartości dla określonych przedziałów temperaturowych [14, 15]. Powyższa zależność dotyczy również kompozytów metalowo-ceramicznych (rys. 2).



Rys. 2. Wpływ temperatury na wydłużenie względne kompozytu metalowo-ceramicznego (EN AC-43200 + 20% SiC). Pomiar wykonano na 3 próbkach o przekroju 25x152 mm, czas wygrzewania 30 min [27]

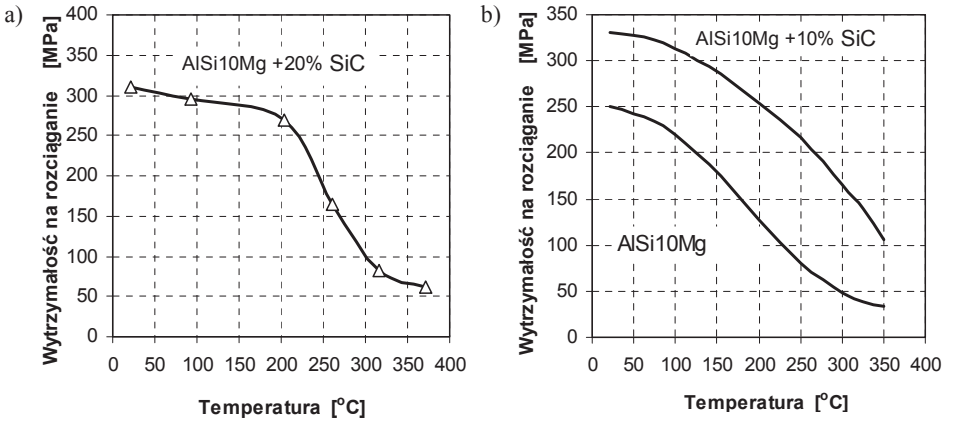
Stwierdzono również [14], że wzrost udziału objętościowego cząsteczek w osnowie stopu aluminium zmienia współczynnik liniowej rozszerzalności cieplnej kompozytu. Wynika to z małych w porównaniu z metalami wartościami współczynnika liniowej rozszerzalności materiałów ceramicznych, powszechnie stosowanych jako zbrojenia kompozytów metalowo-ceramicznych.

W licznych opracowaniach [19, 21] zaobserwowano zmiany metalograficzne struktury podczas obróbki cieplnej z powodu różnych właściwości ceramicznego zbrojenia i materiału osnowy. Podczas obróbki cieplnej różne współczynniki rozszerzalności cieplnej ceramicznych cząstek zbrojących i osnowy sprzyja występowaniu dużego zagęszczenia dyslokacji [16]. Także w pracy [21] potwierdzają powyższą tezę dodając, że dyslokacje powstałe w wyniku obecności cząstek ceramicznych prowadzą do szybszego starzenia kinetycznego w porównaniu ze stopem aluminiowym nie zawierającym zbrojenia. Natomiast wydłużenie czasu przesycania pozwala na zmniejszenie liczby dyslokacji wytwarzanych w osnowie [16]. Dodatkowo w pracy [17] zaobserwowano, że podwyższona temperatura spowodowała osadzenie się miedzi i cynku wzdłuż granic ziaren aluminiowych. Ponadto podczas toczenia tradycyjnego kompozytu Al/SiC [5] stwierdzono wzrost twardości oraz zmiany mikrostruktury powierzchni obrobionej wraz ze zmianami cieplnymi procesu. Wzrost twardości osnowy autorzy [5] tłumaczą wzrostem temperatury powodującej cieplne odkształcenia w osnowie oraz rozdrobnieniem ziarna w warstwie wierzchniej. Również w pracy [1] autorzy wykazali, że dostarczenie dodatkowej formy energii za pomocą wiązki lasera diodowego w obszar skrawania spowodowało zmniejszenie wielkości ziaren osnowy. Opisane zjawisko doprowadziło do wzrostu twardości zgodnie z zależnością Halla-Petch'a, a tym samym do wzrostu wytrzymałości MMC. Dodatkowo [1] podczas obserwacji warstwy wierzchniej za pomocą mikroskopu świetlnego nie zaobserwowano wydzieleń, które w dużej ilości były widoczne w strukturze wyjściowej, co jest potwierdzeniem zachodzących przemian fazowych podczas obróbki [1].

Zhao w prac [32] badając wpływ temperatury na właściwości kompozytów metalowo-ceramicznych udowodnił, że granica plastyczności MMC jest znacząco większa w porównaniu z materiałem osnowy w temperaturze od 100-300 ^{o}C.

W pracy [9] zajmującej się podobną problematyką stwierdzono, że wytrzymałość kompozytu aluminiowo-ceramicznego Al/SiC zmniejsza się znacznie w przedziale temperatury 400÷600 ^{o}C. Także w pracach [8, 27] wykazano, że wzrost temperatury powoduje obniżenie wytrzymałości na rozciąganie zarówno dla kompozytu metalowo ceramicznego (rys. 3 a) jak i materiału osnowy (rys. 3 b). Podobne wyniki zaprezentowano w pracy [7], w której wzrost temperatury od pokojowej do 550 ^{o}C powoduje obniżenie granicy plastyczności kompozytu, jednak jest ona o 10-30% większa niż materiału niezbrojonego.

Rezultatem działania wysokiej temperatury na MMC jest formowanie się kruchych frakcji typu Al_4C_3, które inicjacją pęknięcia powodując w konsekwencji uszkodzenie MMC [9]. Powyższe obserwacje potwierdzono w pracy [7] stwierdzając, że zmiana właściwości międzyfazowych w zależności od temperatury jest



Rys. 3. Wpływ temperatury na wytrzymałość na rozciąganie: a) kompozytu metalowo-ceramicznego (AlSi10Mg z 20% SiC) [27], b) kompozytu metalowo-ceramicznego (AlSi10Mg z 10% SiC oraz stopu AlSi10Mg) [8]

trudna do określenia, jednakże wraz ze wzrostem temperatury właściwości składników fazowych MMC ulegają modyfikacji. Natomiast Ziv w [34] udowodnił, że wytrzymałość międzyfazowa zmniejsza się wraz ze wzrostem temperatury. Ponadto w pracy [7] stwierdzono, że w temperaturze 425 °C plastyczność badanego MMC była największa.

W pracy [1] wykazano, że wzrost temperatury wraz ze zmianą parametrów skrawania miał wpływ na plastyczną deformację materiału oraz wartość naprężeń własnych powstałych w warstwie wierzchniej. Także w pracy [7] stwierdzono, że plastyczność była silnie zależna od temperatury.

W opracowaniu [2] przedstawiającym m.in. wpływ temperatury na chropowatość powierzchni obrobionej wykazano zmniejszenie chropowatości powierzchni obrobionej wraz ze wzrostem (w pewnym zakresie) temperatury materiału obrabianego. W pracy [13] wykazano, iż podczas skrawania z podwyższoną temperaturą materiału obrabianego zużycie ostrza zwiększyło się w porównaniu z tradycyjnym frezowaniem. Z drugiej strony Barnes [2] stwierdził, że wzrost temperatury podczas skrawania kompozytu aluminiowego z cząstkami SiC powoduje zmniejszenie trwałości ostrza, utrzymując, że wzrost temperatury redukuje narost, który chroni powierzchnię natarcia przed zużyciem. Różnice w powyższych eksperymentach mogą wynikać z faktu użycia różnych materiałów obrabianych i narzędziowych. Według badań zawartych w pracy [2], wcześniejsze wygrzewanie kompozytu aluminiowego z zawartością 18% cząsteczek SiC w piecu do temperatury 450°C a następnie chłodzenie w powietrzu, mające na celu zmniejszenie twardości osnowy z 167HV_{10} do 92HV_{10}, spowodowało kilkukrotne zmniejszenie zużycia ostrzy przy tych samych parametrach skrawania. Powyższe badania wykazały, że mimo iż cząsteczki SiC mają dominujący wpływ na zużycie ostrza to twardość osnowy może mieć również wpływ na zużycie podczas skrawania MMC.

3. WNIOSKI

Kompozyty metalowo-ceramiczne należące do grupy materiałów trudno skrawalnych, z których wytwarzanie nowych wyrobów ograniczone jest z powodu możliwości technicznych tradycyjnych sposobów wytwarzania. Spowodowane jest to często porównywalną twardością materiału zbrojącego z twardością ostrza skrawającego.

Jednym z efektywnych sposobów uzyskania lepszych wskaźników użytkowych procesu kształtowania nowych materiałów jest tzw. obróbka hybrydowa dzięki której, wykorzystując już istniejący sposób obróbki, osiąga się poprawę skrawalności poprzez jednoczesne doprowadzenie do strefy oddziaływania procesu dodatkowych form energii. Poprawa skrawalności tych materiałów wiąże się z chwilową lub stałą zmianą ich właściwości za pomocą energii cieplnej np. promienia laserowego [1, 3-7, 10, 12-14]. Identyfikacja temperatury w takich procesach jest kluczowym zagadnieniem zarówno z poznawczego jak i utylitarnego punktu widzenia.

LITERATURA

[1] BARNES S., MORGAN R., SKEEN A., *Effect of laser pre-treatment on the machining performance of aluminum/SiC MMC*, Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 125, 2003, 378–384.

[2] BARNES S., PASHBY I. R., MOK D. K., *The effect of workpiece temperature on the machinability of an aluminum/SiC MMC*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME, Vol. 118, 1996, 422–427.

[3] DABADE U. A., JOSHI S. S., BALASUBRAMANIAM R., BHANUPRASAD V. V., *Sufrace finish and integrity of machined surfaces on Al/SiCp composites*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 192-193, 2007, 166–174.

[4] DOBRZAŃSKI L. A., KONIECZNY J., *Wpływ parametrów wyciskania na jednorodność struktury oraz stan warstwy wierzchniej profili ze stopów aluminium*, M3E Conference Proceeding Materials, Mechanical and Manufacturing Engineering, Gliwice, 2002, 63–68.

[5] EL-GALLAB M., SKLAD M., *Machining of Al/SiCp metal matrix composites part II: Workpiece surface integrity*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 83, 1998, 277–285.

[6] GABRYLEWSKI M., PATEJUK A., *Materiały kompozytowe z osnową metaliczną*, Inżynieria Materiałowa, Nr 6, 1997, 222–227.

[7] GANGULY P., POOLE W. J., LLOYD D. J., *Deformation and fracture characteristics of AA6061- Al_2O_3 particle reinforced metal matrix composites at elevated temperatures*, Scripta Materialia, Vol. 44, 2001, 1099–1105.

[8] HAMED O. A., SHADY M. A. and EL-DESOUKY A. R., *Creep behavior of a cast 359/SiC/10p aluminum composite*, Materials and Design, Vol. 22, 2001, 473–479.

[9] HUANG W., NIE X., XIA Y., *Effects of heat-treatment and strain rate on the mechanical properties of SiC/Al composite wires-experimental and constitutive modeling*, Composites, Part A, Vol. 36, 2005, 1316–1322.

[10] JANKOWIAK M., *Laserowe wspomaganie toczenia twardej ceramiki Si_3N_4*. Wybrane zagadnienia obróbek skoncentrowaną wiązką energii, Praca zbiorowa pod red. M. Styp-Rekowskiego, BTN Bydgoszcz 2003, 184–192.
[11] KALIŃSKI D., PIETRZAK K., WŁOSIŃSKI W., *Analiza właściwości termofizycznych wybranych materiałów kompozytowych przeznaczonych na odbiorniki ciepła w mikroelektronice*, IV Seminarium Kompozyty 2000 – Teoria i praktyka, Wydawnictwo Politechniki Częstochowskiej, Częstochowa 2000, 90–96.
[12] KAWALEC M., JANKOWIAK M. i inni, *Zastosowanie techniki laserowej do kształtowania właściwości warstwy wierzchniej elementów maszyn i narzędzi*, Wydziałowy Program Badawczy nr PB-22-200/04/BW, Instytut Technologii Mechanicznej Politechniki Poznańskiej, Poznań 2004 (materiały niepublikowane).
[13] KONIG W., ZABOKLICKI A. K., *Laser-assisted hot machining of ceramics and composite materials*, NIST Special Publication 874, Proceedings of the International Conference on Machining of Advanced Materials, Vol. 847, 1993, 55–63.
[14] KONOPKA Z., CISOWSKA M., RACHWALIK A., *Rozszerzalność cieplna kompozytów na osnowie stopu AlMg10 z cząstkami SiC i Cgr*, Kompozyty (Composites), Vol. 2(3), 2002, 113–116.
[15] KURZAWA A., KACZMAR J. W., JANUS A., *Rozszerzalność cieplna materiałów kompozytowych na osnowie Al w podwyższonych temperaturach*, Kompozyty (Composites), Vol. 1, 2, 2001, 167–170.
[16] MAHADEVAN K., RAGHUKANDAN K., SENTHILVELAN T., PAI B. C., PILLAI U. T. S., *Investigation on the influence of heat-treatment parameters on the hardness of AA6061-SiCp composite*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 171, 2006, 314–318.
[17] MANNA A., BHATTACHARAYYA B., *A study on machinability of Al/SiC-MMC*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 140, 2003, 711–716.
[18] MITKO M., TOMCZYŃSKI S., *Struktura powierzchni kompozytu AlSi7Mg-SiC po ścieraniu*. Kompozyty(Composites), Vol. 3(8), 2003, 363–365.
[19] MULLER F., MONAGHAN J., *Non-conventional machining of particle reinforced metal matrix composites*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 118, 2001, 278–285.
[20] OCZOŚ K. E., *Kształtowanie ceramicznych materiałów technicznych*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 1996.
[21] PATEJUK A., KRUPISZ B., Wpływ warunków badania na zużycie materiałów kompozytowych typu FeAl- Al_2O_3, Kompozyty (Composites), Vol. 4, 2005, 89–91.
[22] PRAMANIK A., ZHANG L. C., ARSECULARATNE J. A., *An FEM investigation into the behavior of metal matrix composites: Tool–particle interaction during orthogonal cutting*, International Journal of Machine Tools and Manufacturing, Vol. 47, 2007, 1497–1506.
[23] PRZETAKIEWICZ W., CZUJKO T., IWAN T., *Analiza procesu tarcia i efektów zużywania się żeliwa szarego oraz kompozytu AK7-SiC podczas bezsmarowej współpracy ze stalą*, Inżynieria materiałowa, Nr 6, Vol. 125, 2001, 1036–1041.
[24] RAHMANI FARD R., AKHLAGHI F., *Effect of extrusion temperature on the microstructure and porosity of A356-SiCp composites*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 187-188, 2007, 433–436.
[25] SAHIN Y., *Preparation and some properties of SiC particle reinforced aluminium alloy composites*. Journal of Materials and Design, Vol. 24, 2003, 671–679.
[26] SOBCZAK J., *Metalowe materiały kompozytowe*, Wydawnictwo Instytutu Odlewnictwa. Kraków 1996.
[27] SOBCZAK J., *Kompozyty metalowe*, Wydawnictwo Instytutu Odlewnictwa i Instytutu Transportu Samochodowego, Kraków-Warszawa 2001.
[28] TERI R., *Machining of composite materials*. Annals of the CIRP, Vol. 51/2/2002, 611–634.

[29] WANG Y., YANG L. J., WANG N. J., *An investigation of laser-assisted machining of Al_2O_3 particle reinforced aluminium matrix composite*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 129, 2002, 268–272.
[30] WITHERS G., Ultalite aluminium composites, Advanced Materials and Processes, September 2005, ASM International.
[31] ZARAŃSKI Z., PATEJUK A., *Ocena jakości materiałów kompozytowych stosowanych w pojazdach samochodowych*, IV Krajowa Kursokonferencja, 1999, 55–63.
[32] ZHAO D., TULER F. R., LLOYD D. J., *Fracture at elevated temperatures in a particle reinforced composite*, Acta Metallurgica et Materialia (USA), Vol. 42, No.7, July 1994, 2525–2533.
[33] ZHU Y., KISHAWY H. A., *Influence of alumina particles on the mechanics of machining metal matrix composites*, International Journal of Machine Tools and Manufacturing, Vol. 4-5, 2005, 389–398.
[34] ZIV I., WEINBERG F., POOLE W. J., *The shear strength of alumina/aluminum alloy interfaces*, Scripta Materialia, Vol. 40(11), 1999, 1243–1248.

PROPERTIES OF METAL MATRIX COMPOSITES AND THEIR CHANGES UNDER THE INFLUENCE OF TEMPERATURE

A detailed analysis of changes in the properties of metal-ceramic composites under the influence of temperature was carried out. Manufacturing of machines and devices made from these materials is limited for technical reasons related to traditional methods of processing. A quite effective method to improve the machinability of difficult to cut materials, associated with instantaneous or permanent change of their properties, is so-called hybrid machining.

Identification of changes in the work piece properties occurring under the influence of temperature is crucial for the cognitive as well as, utilitarian point of view.

Key words: Metal Matrix Composites, temperature

MATERIAŁY NARZĘDZIOWE STOSOWANE PODCZAS SKRAWANIA KOMPOZYTÓW METALOWO-CERAMICZNYCH

Damian PRZESTACKI, Tadeusz CHWALCZUK[1]

1. WPROWADZENIE

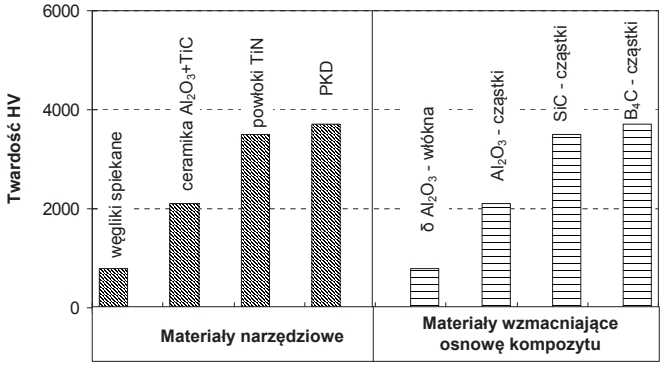
Elementy konstrukcyjne wykonane z materiałów kompozytowych o osnowie metalowej umocnionej cząstkami, włóknami lub wiskerami składników ceramicznych wymagają stosowania obróbek ubytkowych w celu nadania ostatecznych kształtów i zapewnienia wymaganych tolerancji wymiarowych. Duża twardość i ścierność cząstek lub włókien wzmacniających materiały kompozytowe oraz specyficzna budowa (twarde zbrojenie umieszczone w miękkiej osnowie) stwarzają trudności technologiczne związane z obróbką wiórową kompozytów metalowo-ceramicznych. Materiały te są trudno skrawalne z punktu widzenia trwałości ostrzy, ponieważ twarde wzmocnienia powodują intensywne zużycie ostrzy skrawających [2, 24].

Korzystne właściwości oraz liczne zastosowanie kompozytów metalowych w różnych gałęziach przemysłu zmusiły producentów, a zwłaszcza wytwórców elementów urządzeń, do poszukiwania optymalnego materiału narzędziowego na ostrza skrawające w zależności od parametrów oraz sposobów skrawania. Jak podano w pracy [16] ośrodki badawcze na całym świecie w tym krajach wiodących w dziedzinie postępu technologicznego jak: w Stanach Zjednoczonych [18], Japonii [20], Anglii, czy Niemczech, ale także innych [23] także w Polsce [13, 14] prowadzą doświadczenia związane ze skrawalnością tych stopów. Badają i analizują efektywne zastosowanie różnych materiałów narzędziowych na ostrza skrawające a także parametrów skrawania kompozytów, pozwalających zwiększyć wydajność produkcji przy jednoczesnym zachowaniu wymaganych parametrów chropowatości powierzchni obrobionej i relatywnie małym zużyciu ostrzy. Spowodowane to jest, chęcią osiągnięcia większych zysków poprzez minimalizację kosztów produkcji poszczególnych elementów na etapie operacji kształtujących.

[1] Instytut Technologii Mechanicznej Politechniki Poznańskiej, pl. Marii Skłodowskiej-Curie 5, 60-965 Poznań.

2. OCENA SKRAWNOŚCI OSTRZY SKRAWAJĄCYCH UŻYTYCH DO OBRÓBKI KOMPOZYTU METALOWO-CERAMICZNEGO

Wyniki prac [4, 5, 9, 13, 18, 24, 25] wykazały, że najlepszą skrawność i najczęściej zalecanym spośród badanych materiałów narzędziowych do skrawania kompozytów aluminiowo-ceramicznych jest polikrystaliczny diament (PKD). Wynika to z faktu, iż twardość diamentu jest znacznie większa od twardości trudno skrawalnych cząstek zbrojących SiC lub Al_2O_3, co pozwala zachować odpowiednią trwałość ostrzy z polikrystalicznego diamentu. W pracy [16] porównano średnie twardości materiałów narzędziowych z twardością cząstek Al_2O_3, SiC, B_4C oraz włókien Al_2O_3 stosowanych jako zbrojenie w metalowych materiałach kompozytowych (rys. 1).

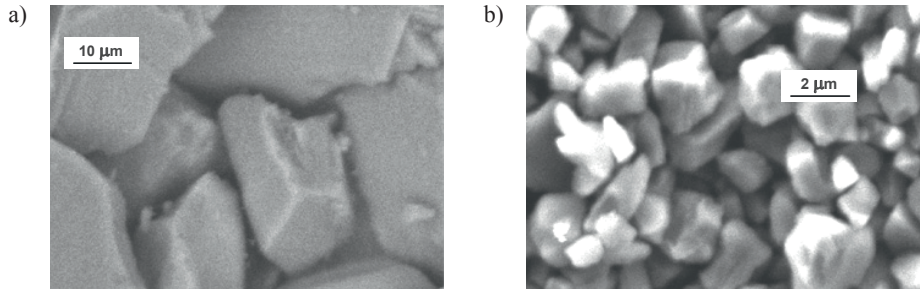


Rys. 1. Twardość materiałów narzędziowych oraz materiałów wzmacniających osnowę kompozytów MMC [16]

Stwierdzono, że skrawność ostrzy z PKD zależy również od wielkości ziaren ostrza diamentowego (rys. 2). W pracach [1, 25] udowodniono, że ostrza z gruboziarnistego diamentu (średnica ziarna około 25 μm) posiadają większą odporność na mikroskrawanie twardych cząstek zbrojących niż ostrza z drobnoziarnistego diamentu (średnica ziarna $\leq$ 10 μm). Dodatkowo PKD ma mniejsze tendencje do chemicznego reagowania z materiałem obrabianym w porównaniu z innymi materiałami narzędziowymi badanymi w pracy [9].

Mimo wielu zalet wysoka cena ostrzy z polikrystalicznego diamentu w porównaniu z innymi materiałami narzędziowymi istotnie zwiększa koszty obróbki kompozytów aluminiowych wzmacnianych twardymi cząstkami ceramicznymi. Znaczne koszty skrawania skłoniły do zastosowania innych tańszych materiałów narzędziowych oraz niekonwencjonalnych sposobów skrawania przez wykorzystanie prostoliniowych krawędzi płytek wieloostrzowych do toczenia ukośnego zwiększając efektywność ekonomiczną ich stosowania [2, 13].

W operacjach toczenia wzdłużnego oprócz typowych noży z płytkami wieloostrzowymi mocowanymi mechanicznie podejmowane są udane próby zastosowania noży z obracającą się płytką okrągłą [2]. Zmniejsza to znacznie zużycie



Rys. 2. Mikrostruktura ostrza z polikrystalicznego diamentu (PKD): a) gruboziarnistego, b) drobnoziarnistego [1]

ostrzy skrawających umożliwiając jednocześnie uzyskanie małej chropowatości powierzchni obrobionej oraz zwiększa efektywność ekonomiczną procesu.

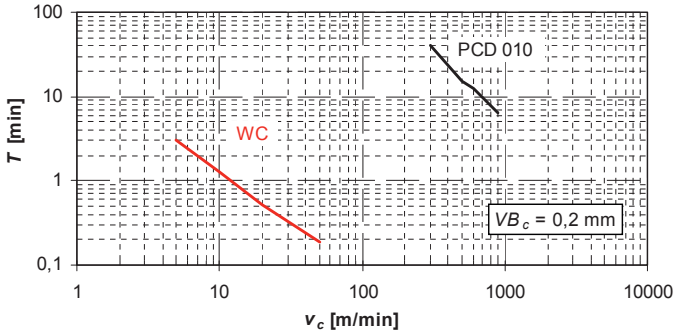
Podjęto także próby stosowania ostrzy z innych materiałów narzędziowych takich jak: monokryształ diamentu (MCD) do ultraprecyzyjnego toczenia [27], węgliki spiekane [26], cermetale [13], ceramikę azotkową Si_3N_4 oraz węgliki spiekane z powłokami przeciwzużyciowymi. Stosowane są też w ograniczonym zakresie ostrza ze stali szybkotnącej i węglików spiekanych powlekane powłokami o dużej odporności na zużycie TiN oraz TiC/Ti(C, N) [2, 13, 24, 27].

Autorzy opracowań [19, 25] stwierdzili niewielką przydatność ostrzy z węglików spiekanych niepowlekanych podczas skrawania MMC, ze względu na dużą intensywność zużycia ostrza w krótkim czasie skrawania (rys. 3) oraz niezadowalającą jakość powierzchni obrobionej. Wynika to z faktu znacznie większej twardości cząstek zbrojących ceramicznego w porównaniu z twardością ostrza.

W celu zwiększania trwałości ostrza z węglików spiekanych podczas skrawania MMC podjęto próby stosowania różnych powłok przeciwzużyciowych m. in. diamentowych [8, 21] czy Al_2O_3 [9, 27] nakładanych na standardowe ostrze z węglika spiekanego.

Ocena skrawności ostrzy z powlekanych węglików spiekanych przeprowadzona na podstawie analizy literatury wykazała, że skrawność ta jest niejednoznaczna. Badania przedstawione w pracach [13, 15, 24] wykazały, niewielką przydatność tych ostrzy spowodowaną intensywnym zużyciem w warunkach skrawania narożem, oraz możliwość ich efektywnego stosowania w warunkach toczenia ukośnego [13, 15], zarówno z punktu widzenia zużycia ostrzy jak i chropowatości powierzchni obrobionej.

Autorzy prac [14, 17] dotyczących badań skrawalności MMC z wykorzystaniem ostrzy węglikowych z powłokami diamentowymi wytwarzanymi metodą chemicznego osadzania z fazy gazowej (chemical vapour deposition) wykazali, że ich skrawność określana trwałością ostrza i chropowatością powierzchni obrobionej jest porównywalna ze skrawnością ostrzy z PKD. Odmienne wnioski prezentuje Hung w pracy [11] stwierdzając, że powłoki diamentowe nieznacznie poprawiają skrawność ostrza, ponieważ ich wytrzymałość na działanie twardych cząstek umieszczonych w kompozycie jest niewystarczająca.



Rys. 3. Porównanie trwałości ostrza z węglika spiekanego oraz polikrystalicznego diamentu podczas frezowania MMC z 20% zawartością SiC [24]

W pracy [22] dotyczącej skrawania kompozytu metalowo-ceramicznego z 10% zawartością SiC za pomocą węglików spiekanych powlekanych wykazano, że ostrza z powłokami TiN mają znacznie mniejsze zużycie w porównaniu z ostrzami z powłokami Al_2O_3. Natomiast w opracowaniu [9] udowodniono znacznie większą przydatność ostrzy z PKD w porównaniu z ostrzami wykonanymi z węglika spiekanego z powłoką Al_2O_3 /TiC podczas toczenia kompozytu z 20% zawartością SiC.

Opracowania dotyczące przydatności ostrzy z punktu widzenia ich zużycia podczas skrawania metalowych materiałów kompozytowych wykazały znaczenie liczby powłok przeciwzużyciowych oraz ich grubości. W pracy [23] wykazano, iż ostrza pokryte wieloma warstwami przeciwzużyciowymi zachowują większą odporność na zużycie z powodu wzrostu odporności na udarność. Powyższe badania potwierdzono w [24] używając ostrzy z wielowarstwowymi powłokami metodą CVD.

W badaniach [6] udowodniono, że ostrza z powłoką diamentową mają większą odporność na zużycie niż ostrza z polikrystalicznego diamentu, jeśli ma grubość około 500 μm oraz dobrą adhezję pomiędzy narzędziem „rodzimym" a powłoką.

Badania wskazują [3], że bez względu na rodzaj wzmocnienia kompozytu ostrza z powłokami przeciwzużyciowymi zwiększają kilkakrotnie trwałość narzędzi w porównaniu z ostrzami bez powłoki.

Autorzy pracy [13] stwierdzili małą przydatność ostrzy z powlekanych węglików spiekanych i cermetali jako materiałów narzędziowych do toczenia konwencjonalnego kompozytów zbrojonych cząstkami Al_2O_3 z powodu dużego zużycia ostrzy po krótkim czasie skrawania.

Z uwagi na kruchość oraz twardość porównywalną z twardością zbrojenia również ostrza ceramiczne są nieprzydatne podczas skrawania MMC [10, 26].

Wprowadzenie ostrzy z PCBN sprawiło, że zastępują one polikrystaliczny diament podczas obróbki twardych materiałów np. ceramiki technicznicznej. PCBN w porównaniu z węglikiem spiekanym oraz ceramiką narzędziową wykazuje mniejsze zużycie ostrza [12, 19]. Również Hung [10] udowodnił, że podczas

skrawania kompozytów wzmacnianych twardymi cząstkami ceramicznymi ostrza z PCBN wykazały kilkukrotnie większą odporność na zużycie w porównaniu z ostrzami z węglika spiekanego. Jednakże badania [7] udowodniły, większe zużycie ostrzy z PCBN w porównaniu ze zużyciem ostrzy z PKD. Autorzy [7] tłumaczą to mniejszym współczynnikiem adhezji polikrystalicznego diamentu z materiałem obrabianym.

Autorzy prac [10, 11] analizując zużycie ostrzy z różnych materiałów narzędziowych pod względem ekonomiczności obróbki stwierdzili, że do obróbki zgrubnej najbardziej ekonomicznym rozwiązaniem jest stosowanie węglika spiekanego bez powłok przeciwzużyciowych, natomiast do dokładnej obróbki zaleca się stosować PKD.

Analizowane wyniki badań literaturowych nie dają jednoznacznych odpowiedzi odnośnie wyboru materiałów narzędziowych do skrawania kompozytu typu MMC.

LITERATURA

[1] AFAGHANI J. E. D., YAMAGUCHI K., NAKOMOTO T., YOSHINO K., *Tear-off wear mechanism of sintered diamond tool in cutting* SiC*-particle-strengthened epoxy composites*. Wear, Vol. 206, 1997, 221–229.

[2] CHEN P., *High-performance machining of* SiC *whisker-reinforced aluminium composite by self-propelled rotary tool,* Annals of the CIRP, Vol. 41/1/1992, 59–62.

[3] CIFTICI I., TURKER M., SEKER U., *Evaluation of tool wear when machining* SiC *reinforced* Al-2014 *alloy matrix Composites*, Materials and Design, Vol. 25, 2004, 251–255.

[4] COOK M.W., *Diamond machining of MMC engineering components*, Industrial Diamond Review, Vol. 1, 1998, 15–18.

[5] DAVIM J. P., BAPTISTA A. M., *Relationship between cutting force and* PCD *cutting tool wear in machining silicon carbide reinforced aluminium*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 103, 2000, 417–423.

[6] D'ERICO G. E., CALZAVARINI R., *Turning of metal matrix composite,* Journal of Materials Processing Technology, Vol. 119, 2001, 257–260.

[7] DING X., LIEW W. Y. H., LIU X. D., *Evaluation of machining performance of MMC with* PCBN *and* PCD *tools,* Wear, Vol. 259, 2005, 1225–1234.

[8] DURANTE S., RUTTELLI G., RABEZZANA F., *Al-based MMC machining with diamond coated cutting tools*, Surface Coating Technology, Vol. 94-95, 1997, 623–640.

[9] EL-GALLAB M., SKLAD M., *Machining of* Al/SiCp *metal matrix composites part I: tool performance*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 83, 1998, 151–158.

[10] HUNG N. P, ZHONG C. H., *Cumulative tool wear in machining metal matrix composites. Part II: Machinability*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 58, 1996, 114–120.

[11] HUNG N. P, BOEY F. Y. C, KHOR K. A., OH C. A., LEE H. E., *Machinability of cast and powder formed aluminium alloys reinforced with* SiC *particles*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 48(1-4), 1995, 291–297.

[12] HUNG N. P., TAN T. C., ZHONG Z. W., YEOW G. W., *Ductile-regime machining of particle-reinforced metal matrix composites,* Machining Science and Technology, Vol. 3(2), 1999, 255–271.

[13] JANKOWIAK M., KAWALEC M., KRÓL G., *Skrawność ostrzy narzędzi podczas toczenia stopów aluminium wzmacnianych cząstkami* Al_2O_3 *oraz* SiC, Materiały V Konferencji „Wytwarzanie elementów maszyn ze stopów metali o specjalnych właściwościach", Zeszyty Naukowe

Politechniki Rzeszowskiej nr 133, Mechanika z. 44, Wydawnictwo Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 1995, 31–38.
[14] JANKOWIAK M., KRÓL G., KAWALEC M., *Chropowatość powierzchni obrobionej stopów aluminium po toczeniu ostrzami diamentowymi,* Zakład Obróbki Skrawaniem, Instytut Technologii Mechanicznej, Politechnika Poznańska, (materiały niepublikowane).
[15] JANKOWIAK M., KRÓL G.*, Machinability of aluminium alloys reinforced with* Al_2O_3 *or* SiC *particles*, Conference Proceeding International Conference "TECHNOLOGY '95", Slovak Technical University, Bratislava 1995, 473–476.
[16] KAWALEC M., JANKOWIAK M., KRÓL G., *Skrawalność kompozytów aluminiowo-ceramicznych,* Mechanik nr 2, 1998, 67–70.
[17] LANE C., *Machining discontinuously – reinforced aluminium composites*, Tool Manufacturing Engineers Handbook, Vol. 7, SME Dearbom 1993.
[18] LANE C., *The effect of different reinforcement on* PCD *tool life for aluminium composites*, Proceedings of the Machining of Composite Materials Symposium, ASM Materials Week, Chicago, Illinois, 1-5 November 1992, 17–27.
[19] LOONEY L. A., MONAGHAN J. M., O'REILLY P., TAPLIN D. M. R., *The turning of an* Al/SiC *metal-matrix composite,* Journal of Materials Processing Technology, Vol. 33/4/1992, 453–468.
[20] NARUTAKI N., *Machining of MMC's,* Second International Conference on Machining of Advanced Materials (MAM) Aachen, VDI Berichte nr 1276, 1996, 359–370.
[21] QUAN Y., YU Q. X., XIE L. J., *Study on the adaptability of thick film diamond tool to cutting composites,* Journal of Machine Tools and Manufacturing, Vol. 42, 2002, 501–504.
[22] SAHIN Y., SUR G., *The effect of* $A1_2O_3$, TiN *and* Ti (C,N) *based* CVD *coatings on tool wear in machining metal matrix composites.* Surface and Coatings Technology, Vol. 179, 2004, 349–355.
[23] SAHIN Y., *The effects of various multilayer ceramic coatings on the wear of carbide cutting tools when machining metal matrix composites,* Surface and Coatings Technology, Vol. 199, 2005, 112–117.
[24] TOMAC N., TONNESEN K., *Machinability of particulate aluminium matrix composites,* Annals of the CIRP, Vol. 41, 1992, 55–58.
[25] WEINERT K., *A consideration of tool wear mechanism when machining metal matrix composites (MMC)*, Annals of the CIRP, Vol. 42/1/1993, 95–98.
[26] YANMING Q., ZEHNA Z., *Tool wear and its mechanism for cutting* SiCp *reinforced Al matrix composites*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 100, 2000, 194–199.
[27] YUAN Z. J., GENG L., DONG S., *Ultraprecision machining of* SiCw/Al *composites*, Annals of the CIRP, Vol. 42/1/1993, 107–109.

CUTTING TOOL MATERIALS FOR METAL-CERAMIC COMPOSITE MACHINING

The paper presents an analysis of the cutting wedges from different tool materials during cutting hard-to-machine materials, the type of metal-ceramic composites. Depending on the research and machinability indicators selected by different authors work achieved very different results. The analyzed literature do not give clear answers concerning the selection of cutting tool materials for metal-ceramic composites.

Key words: Metal Matrix Composites, cutting tools

WERYFIKACJA CZASU CYKLU ŁAMANIA WIÓRA W TOCZENIU WZDŁUŻNYM STOPU INCONEL 625

Bogdan SŁODKI, Wojciech ZĘBALA, Grzegorz STRUZIKIEWICZ[1]

Skrócony spis oznaczeń

a_p	mm	– głębokość skrawania
Dc	mm	– średnica wałka
f	mm/obr, Hz	– posuw, częstotliwość
i_w		– liczba wiórów
$i_{w\_śr}$		– średnia liczba wiórów
i_{w_teor}		– teoretyczna liczba wiórów
L	mm	– długość warstwy skrawanej
l_{ch}	mm	– długość wióra
n	obr/min	– prędkość obrotowa
R_{ch}	mm	– promień wióra
SDS	m, mm	– spiralna długość skrawania
t_{ch}	s	– czas cyklu łamania wióra
$t_{ch\_śr}$	s	– średni czas cyklu łamania wióra
t_s	s	– czas skrawania
v_c	m/min	– prędkość skrawania

1. WSTĘP

Znajomość procesu powstawania i łamania wiórów ma szczególne znaczenie w przypadku obróbki toczeniem grupy stopów trudnoskrawalnych, do których należy stop na bazie niklu Inconel 625 [1,6]. Ponieważ wstęgowa, splątana postać wióra opuszczającego strefę skrawania w sposób niekontrolowany może uszkodzić obrobioną powierzchnię przedmiotu, co w przypadku wielu części produkowanych w przemyśle lotniczym powoduje zakwalifikowanie ich do braków, poszukuje się metod wspomagających proces łamania wióra. Przykładowo nowoczesne

[1] Politechnika Krakowska, Wydział Mechaniczny, Instytut Technologii Maszyn i Automatyzacji Produkcji, al. Jana Pawła II 37, 37-864 Kraków.

konstrukcje płytek skrawających posiadają ukształtowany na powierzchni natarcia zwijacz wióra, którego zadaniem jest spowodowanie jego łamania poprzez skierowanie go na powierzchnię przyłożenia narzędzia lub powierzchnię nieobrobioną przedmiotu. Innym rozwiązaniem jest stosowanie narzędzi skrawających pozwalających na podawanie do strefy skrawania cieczy obróbkowych pod wysokim ciśnieniem tzw. HPC (*ang. High Pressure Coolant*).

Przyjętym materiałem do przeprowadzenia badań był stop Inconel 625 należący do grupy stopów tzw. HRSA (*ang. Heat Resistant Super Alloys*). Inconel 625 jest to stop niklowo-chromowo-molibdenowy z dodatkiem niobu, który współdziałając z molibdenem usztywnia podłoże stopu, przez co uzyskuje się wysoką wytrzymałość bez konieczności utwardzania przez obróbkę cieplną. Stop jest odporny na różne zjawiska korozyjne, a w szczególności na korozję wżerową (pitting) i szczelinową. Ma zastosowanie w przemyśle aparatury chemicznej, stoczniowym, lotniczym, (jako element silników i turbin) [7], w urządzeniach do kontroli zanieczyszczeń, w reaktorach jądrowych. Zachowuje swoje właściwości w temperaturze do 1093 °C.

Wytwórcy części maszyn poszukują optymalnych warunków skrawania, w szczególności dla obróbki materiałów HRSA, pozwalających prowadzić proces obróbki w sposób najbardziej wydajny. W tym celu od wielu lat prowadzi się szereg badań, analiz i pomiarów związanych z procesem skrawania, jak np. pomiar składowych całkowitej siły skrawania [2]. Wielu badaczy stosujących różnego rodzaju aparaturę pomiarową poszukiwało jedynie wartości średnich sił skrawania w czasie lub drodze skrawania. Stosowane obecnie układy do pomiaru sił skrawania umożliwiają rejestrację z dużą dokładnością przy częstotliwości próbkowania kilkunastu tysięcy Hz. Tego typu wynik pomiaru może pozwolić na przeprowadzenie pełniejszej analizy przebiegu sił skrawania, już nie w czasie skrawania, lecz w czasie pojedynczego cyklu łamania wióra.

Teoretyczna liczba wiórów i_{w_teor} w procesie toczenia wzdłużnego wynosi:

$$i_{w\_teor} = \frac{SDS}{l_{ch}} \tag{1}$$

gdzie:
SDS – spiralna długość skrawania,
l_{ch} – długość pojedynczego wióra.

Znając liczebność wiórów w czasie skrawania można określić teoretyczny czas cyklu łamania wióra t_{ch}:

$$t_{ch} = \frac{t_s}{i_w} \text{ [s]} \tag{2}$$

gdzie:

$$t_s = \frac{l}{f \cdot n} \text{ [s]} \tag{3}$$

Spiralną długość skrawania opisuje wzór:

$$SDS = \frac{D_c \cdot \pi}{1000} \cdot \frac{l}{f} \text{ [m]} \tag{4}$$

tak więc:

$$t_{ch} = \frac{t_s}{i_w} = \frac{t_s \cdot l_{ch}}{SDS} = \frac{t_s \cdot l_{ch} \cdot 1000 \cdot f}{D_c \cdot \pi \cdot l} = \frac{l_{ch} \cdot 1000}{D_c \cdot \pi \cdot n} \text{ [min]} \tag{5}$$

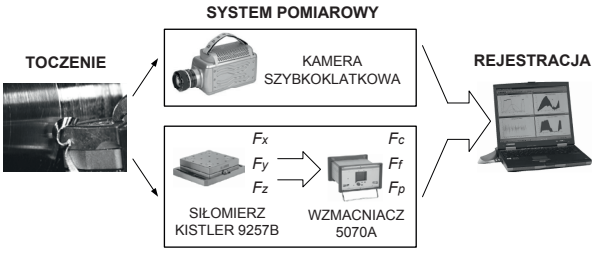
Ponieważ na wynik pomiaru sił skrawania wpływa wiele czynników zakłócających, niezbędnym wydaje się zastosowanie dodatkowej metody analizy procesu skrawania w celu weryfikacji uzyskanych wyników pomiarów. Taką metodą pozwalającą na analizę procesu skrawania w cyklu łamania pojedynczego wióra może być obserwacja i analiza zarejestrowanych sekwencji obrazów za pomocą kamer szybkoklatkowych. Przeprowadzone testy miały odpowiedzieć na pytanie czy uzyskane wyniki pomiaru sił skrawania mogą być analizowane w czasie cyklu łamania pojedynczego wióra.

2. OPIS BADAŃ

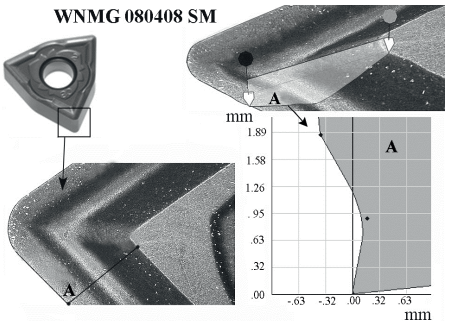
Badania przeprowadzono z zastosowaniem systemu pomiarowego do pomiaru sił skrawania i rejestracji obrazów szybkozmiennych [5] wyposażonego w siłomierz piezoelektryczny firmy Kistler oraz kamerę szybkoklatkową firmy Phantom. Schemat toru pomiarowego przedstawiono na rysunku 1. Do przeprowadzenia prób skrawania, pomiarów i analiz stosowano:

– tokarkę Masterturn 400 firmy Knuth,
– mikroskop warsztatowy z oprogramowaniem MicroCamLab,
– kamerę szybkoklatkową firmy Phantom wraz z oprogramowaniem do analizy ruchu punktu,
– siłomierz piezoelektryczny wraz ze wzmacniaczem firmy Kistler.

Do testów użyto narzędzia z płytką wieloostrzową firmy Sandvik Coromant o symbolu WNMG 080408-SM gatunek węglików GC1115 [4]. Widok przekroju (w przybliżeniu 1,5 mm od naroża płytki) (A) pokazuje rys. 2. Płytkę zamocowano do oprawki PWLNR 2020K 08.



Rys. 1. Schemat systemu pomiarowego



Rys. 2. Płytka firmy Sandvik Coromant wraz ze zmierzonymi wymiarami zwijacza o symbolu SM

Po uwzględnieniu zalecanych przez producenta parametrów skrawania dla testowanej płytki tokarskiej, oraz wyników badań postaci wióra, jakie przeprowadzono w Instytucie Technologii Maszyn i Automatyzacji Produkcji Politechniki Krakowskiej przyjęto następujące parametry skrawania:

$$v_c = 60 \text{ m/min}; f = 0{,}25;\ 0{,}35 \text{ mm/obr}; a_p = 1{,}5 \text{ mm}$$

Badania wstępne wykazały korzystną postać wióra dla każdego zestawu testowanych parametrów w przypadku użycia nowego ostrza.

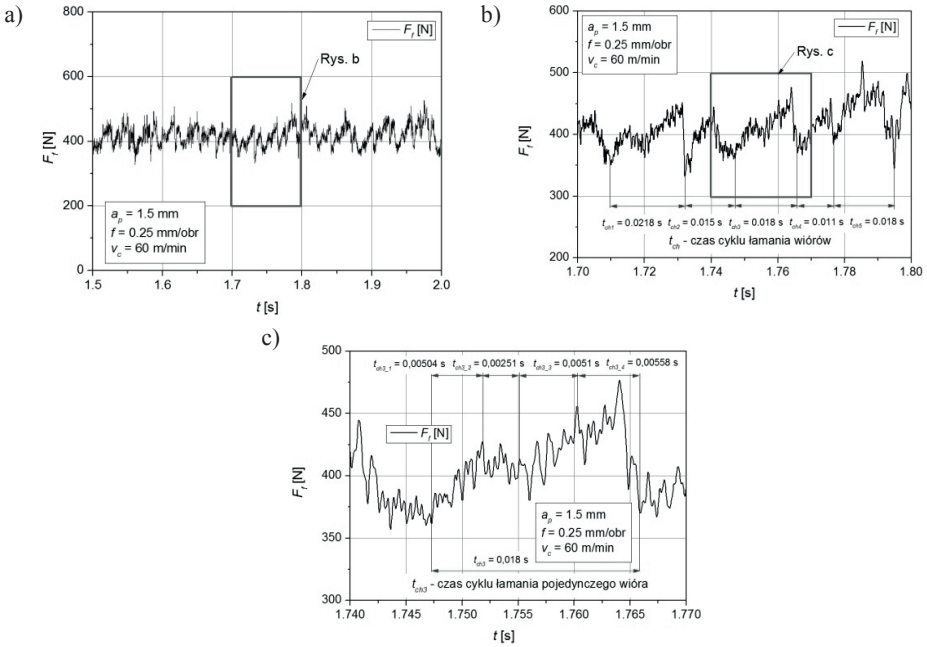
Podczas toczenia nie stosowano cieczy obróbkowej, ponieważ ciecz uniemożliwiłaby rejestrację obrazu powstających wiórów i mogłaby powodować ich uszkodzenie. Brak stosowania cieczy obróbkowej podczas obróbki powoduje jednak znacznie bardziej intensywne zużycie ostrza płytki skrawającej.

Badania doświadczalne przeprowadzono tak, aby w sposób jednoznaczny określić przebieg składowych całkowitej siły skrawania w cyklu łamania wióra.

2.1. POMIAR SKŁADOWYCH CAŁKOWITEJ SIŁY SKRAWANIA

Podczas badań rejestrowano w czasie składowe F_f, F_c i F_p całkowitej siły skrawania z częstotliwością próbkowania f = 16600 Hz. Na rysunku 3 przedstawiono przykładowe przebiegi składowej posuwowej F_f całkowitej siły skrawania dla różnych zakresów czasowych.

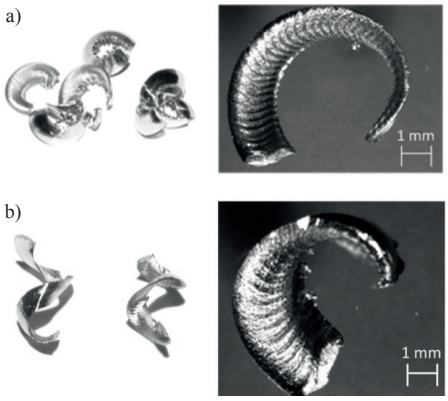
Analiza przebiegów sił skrawania dla posuwu f = 0,25 mm/obr wykazała, że wskutek uderzenia wióra o powierzchnię przyłożenia wartość składowej posuwowej osiąga maksymalną wartość F_f = 450 N i wzrasta o około 17% w stosunku do wartości średniej. Obliczony na podstawie przebiegów składowych siły skrawania średni czas pojedynczego cyklu łamania wiórów w przedstawionym powyżej przypadku wynosił $t_{ch\_śr}$ = 0,017 s a średnia wartość liczby wiórów łukowych krótkich w czasie 1 sekundy wynosiła odpowiednio $i_{w\_śr}$ =54 dla posuwu f = 0,25 mm/obr oraz $i_{w\_śr}$ =58 dla posuwu f = 0,35 mm/obr.



Rys. 3. Przebieg siły posuwowej F_f dla różnych zakresów czasowych

2.2. OBSERWACJA WIÓRÓW KAMERĄ SZYBKOKLATKOWĄ

Otrzymane wióry podczas toczenia zostały poddane ocenie wg PN-ISO 3685 (typ i rodzaj wióra) [3]. Z analizy obrazów szybkoklatkowych oraz analizy postaci wiórów można stwierdzić, iż przez większość czasu pracy ostrza, uzyskiwano korzystne wióry łukowe luźne i spiralne krótkie. Na rysunku 4 przedstawiono fotografię uzyskanych wiórów.



Rys. 4. Fotografie wiórów: a) krótkie łukowe, v_c = 60 m/min, a_p = 1,5 mm, f = 0,25 mm/obr; b) krótkie spiralne i łukowe, v_c = 60 m/min, a_p = 1,5 mm, f = 0,35 mm/obr

W tabeli 1 przedstawiono procentową zawartość wiórów łukowych luźnych i śrubowych krótkich dla toczenia z przyjętymi parametrami obróbkowymi.

Tabela 1. Procentowa zawartość wiórów łukowych luźnych i śrubowych krótkich

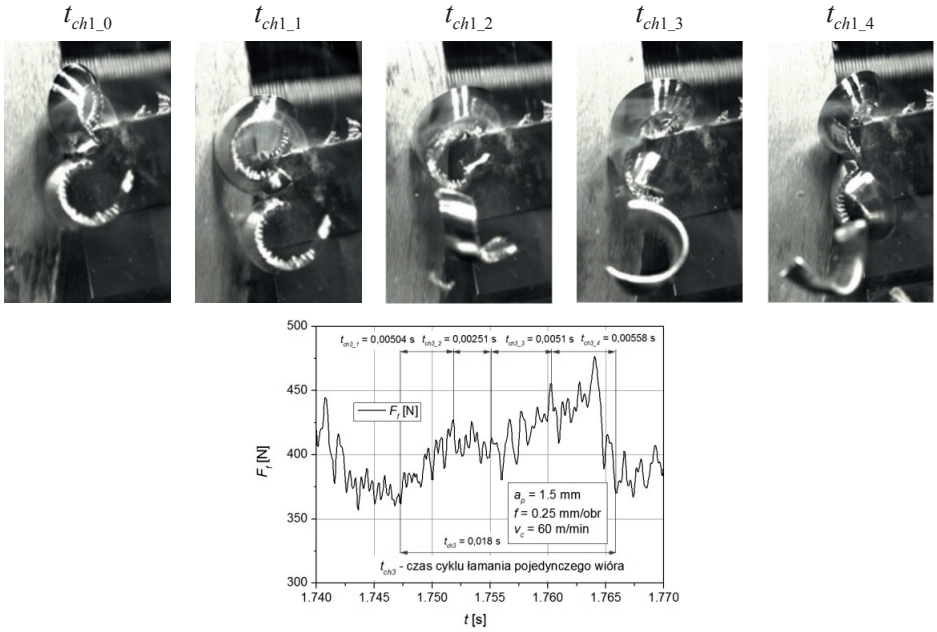
Parametry skrawania v_c = 60 m/min	$i_{ch\_łuk\_luźn.}$ [%]	$i_{ch\_śrub\_krót.}$ [%]
a_p = 1,5 mm, f = 0,25 mm/obr	95	5
a_p = 1,5 mm, f = 0,35 mm/obr	76	24

Na podstawie pomiarów mikroskopowych określono długości i promienie wiórów (wyniki przedstawiono w tabeli 2).

Tabela 2. Parametry geometryczne wiórów

Parametry skrawania v_c = 60 m/min	$l_{ch\_śr}$ [mm]	R_{ch} [mm]	t_{ch_teor} [s]	i_{w_teor}
a_p = 1,5 mm, f = 0,25 mm/obr	15,0	2,90	0,0150	66,6
a_p = 1,5 mm, f = 0,35 mm/obr	11,3	2,47	0,0113	88,5

Na podstawie uzyskanych danych wyznaczono teoretyczną częstotliwość łamania wiórów oraz teoretyczny czas pojedynczego cyklu łamania wióra. Do obliczeń stosowano wzór (5). Na rysunku 5 przedstawiono przykładową sekwencję fotografii cyklu



Rys. 5. Sekwencja łamania wióra wraz z przebiegiem siły posuwowej F_f

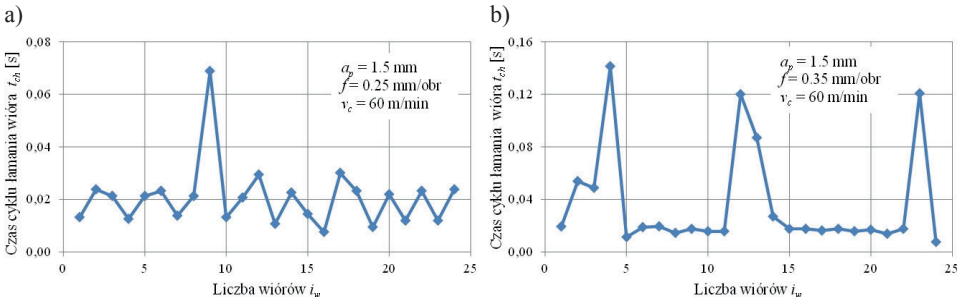
łamania wiórów podczas toczenia stopu Inconel 625 uzyskaną za pomocą kamery szybkoklatkowej wraz z przebiegiem siły posuwowej w czasie cyklu łamania wióra.

Analiza obrazów szybkoklatkowych procesu toczenia wykazała, że wióry ulegają złamaniu wskutek uderzenia o powierzchnię obrabianą oraz powierzchnię przyłożenia płytki skrawającej. W tabeli 3 przedstawiono opis poszczególnych etapów procesu łamania wióra. Średnia wartość liczby wiórów łukowych krótkich w czasie 1 sekundy dla posuwu $f = 0{,}25$ mm/obr wynosiła $i_w = 53{,}8$, a średni czas pojedynczego cyklu łamania wynosił $t_w = 0{,}0170$ s. Odpowiednio, dla posuwu $f = 0{,}35$ mm/obr liczba wiórów łukowych krótkich w tym samym czasie wynosiła $i_w = 58{,}8$, a średni czas pojedynczego cyklu łamania wióra trwał $t_w = 0{,}0136$ s.

Na rysunku 6 przedstawiono czasy łamania wiórów występujących w procesie skrawania dla posuwu $f = 0{,}25$ mm/obr i posuwu $f = 0{,}35$ mm/obr określone na podstawie analizy sekwencji obrazów. W tabeli 4 przedstawiono wyniki pomiarów czasów łamania wiórów oraz liczby wiórów określone na podstawie analizy obrazów sekwencji z filmów szybkoklatkowych. Z analizy wynika, że średni czas łamania wióra zmniejsza się wraz ze wzrostem wartości posuwu.

Tabela 3. Opis etapów łamania wióra

Etapy cyklu łamania	Czas etapu [s]	Suma czasów [s]	Opis etapów cyklu łamania wióra
t_{ch_0}	0,00000	0,00000	Początek cyklu – wiór uderza w powierzchnię przyłożenia płytki skrawającej
t_{ch_1}	0,00513	0,00523	Czoło wióra ślizga się po powierzchni przyłożenia aż do momentu uderzenia boczną powierzchnią wióra w powierzchnię obrabianą
t_{ch_2}	0,00250	0,00763	Czoło wióra ześlizguje się z powierzchni przyłożenia i wiór mocniej naciska boczną powierzchnią na powierzchnię obrabianą (w kierunku promieniowym). Następuje chwilowy spadek siły posuwowej
t_{ch_3}	0,00550	0,01313	Wiór coraz bardziej skręca się (śrubowo) oraz ślizga się po powierzchni obrabianej coraz mocniej naciskając na narzędzie od strony powierzchni przyłożenia aż do pojawienia się pęknięcia wióra. Następuje wzrost siły posuwowej
t_{ch_4}	0,00572	0,01885	Następuje pękanie wióra i jednoczesne ciągłe naciskanie wióra na powierzchnię przyłożenia aż do momentu całkowitego pęknięcia wióra i jego oderwania. Kolejny wiór powierzchnią czołową uderza w powierzchnię przyłożenia płytki skrawającej



Rys. 6. Czasy łamania wiórów dla parametrów: a) f = 0,25 mm/obr, a_p = 1,5 mm, v_c = 60 m/min; b) f = 0,35 mm/obr, a_p = 1,5 mm, v_c = 60 m/min

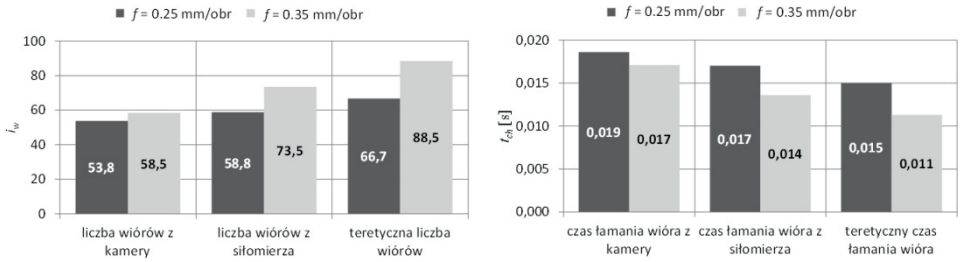
Tabela 4. Czas łamania i liczba wiórów na podstawie sekwencji z filmów szybkoklatkowych

	a_p = 1,5 mm, f = 0,25 mm/obr	a_p = 1,5 mm, f = 0,35 mm/obr
Średni czas łamania wióra $t_{ch\_śr}$	0,0206	0,0359
Minimalny czas łamania wióra t_{ch_min}	0,0075	0,0075
Maksymalny czas łamania wióra t_{ch_max}	0,0688	0,1413
Średni czas łamania dla wióra łukowego $t_{ch\_śr}$	0,0186	0,0171
Średnia liczba wiórów w czasie 1 sekundy $i_{w\_śr}$	48,5	27,9
Średnia liczba wiórów łukowych krótkich w czasie 1 sekundy $i_{w\_śr}$	53,7	58,5

3. PODSUMOWANIE

W artykule wykazano częściową przydatność wykorzystania siłomierza piezoelektrycznego do analizy cyklu łamania wióra w toczeniu wzdłużnym stopu Inconel 625. Na rysunku 7 przedstawiono zestawienie wyników pomiarów liczby oraz czasów łamania wiórów dla przedstawionych powyżej przypadków toczenia. Liczba wiórów uzyskana z analizy siły posuwowej różni się w stosunku do liczby wiórów uzyskanej z analizy obrazów szybkoklatkowych o 9,4% i 25,7% dla posuwu odpowiednio f = 0,25 mm/obr i f = 0,35 mm/obr. Natomiast teoretyczna liczba wiórów w stosunku do liczby wiórów uzyskanych z analizy obrazów jest większa o 24,1% dla posuwu f = 0,25 mm/obr i 51,3% dla posuwu f = 0,35 mm/obr.

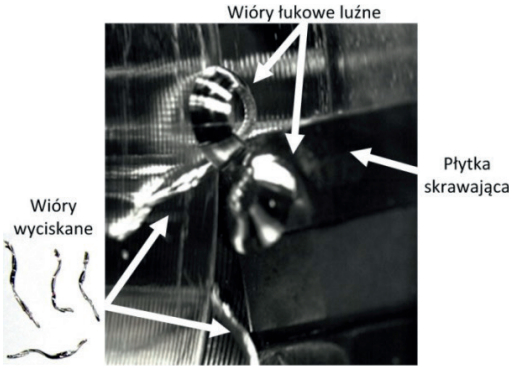
Dla posuwu f = 0,25 mm/obr czas cyklu łamania wióra na podstawie pomiaru siły posuwowej jest mniejszy o 8,6% oraz czas uzyskany na podstawie obliczeń teoretycznych jest mniejszy o 20,5% od czasu łamania określonego na podstawie analizy sekwencji uzyskanych z systemu wizyjnego. Odpowiednie wartości dla posuwu f = 0,35 mm/obr wynoszą 19,4% oraz 33,9%.



Rys. 7. Liczba wiórów oraz średnia wartość czasów cyklu łamania wióra uzyskana na podstawie analizy obrazów szybkoklatkowych i przebiegu składowej posuwowej F_f dla toczenia stopu Inconel 625 z parametrami skrawania: v_c = 60 m/min, a_p = 1,5 mm

Przedstawione na rysunku 7 różnice liczby wiórów oraz czasu cyklu łamania wióra pomiędzy wskazaniami siłomierza a zarejestrowanymi cyklami z kamery szybkoklatkowej wynikają z zakłóceń pomiarów siłomierza spowodowanych przez:

1. przypadkowe uderzenia powstającego wióra o powierzchnię nieobrobioną, zanim wiór uderzy w powierzchnię przyłożenia,
2. pomimo ogólnej poprawności cyklu łamania, zaobserwowano zjawisko formowania „dodatkowego" wyciskanego wióra (wskazanie białą strzałką na rys. 8), który nie powstaje na skutek procesu skrawania, lecz wyciskania materiału krawędzią skrawającą. Zjawisko to przyczynia się zapewne do zużycia ostrza na skutek powstawania zużycia wrębowego na powierzchni przyłożenia, co jest charakterystycznym rodzajem zużycia w toczeniu stopów Inconel. Powodem tego zjawiska, oprócz właściwości materiału może być zbyt duży promień krawędzi skrawającej (w tym przypadku r_n = 35 μm), utrudniający wcinanie się jej w materiał. Wiór ten odrywa się od materiału obrabianego, nieregularnie, uderzając w powierzchnie zewnętrzną wióra zasadniczego. Uderzenia te zakłócają pomiar składowych całkowitej siły skrawania.



Rys. 8. Fotografia wiórów wyciskanych w procesie toczenia

Pomimo tych niedogodności stwierdzono, że zastosowanie siłomierza pozwala określić przybliżoną liczbę powstających wiórów w jednostce czasu, określić czas jednego cyklu powstawania i łamania wióra. Ponadto zastosowanie tej metody możliwe jest w przypadku obróbki z użyciem cieczy obróbkowej, co jest niezbędne w przypadku toczenia stopu Inconel 625.

LITERATURA

[1] EZUGWU E.O., WANG Z.M., MACHADO A.R., *The machinability of nickel based alloys: a review*, Journal of Materials Processing Technology 86, 1999, s. 1 – 16.
[2] GRZESIK W., *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych*, Warszawa, WNT, 2010.
[3] PN-ISO 3685: 1996, *Badanie trwałości noży tokarskich punktowych*.
[4] SANDVIK Coromant, *Katalog narzędzi tokarskich*, 2011.
[5] SŁODKI B., ZĘBALA W.*, Stanowisko do rejestracji obrazów szybkozmiennych w procesach skrawania,* Obróbka skrawaniem zaawansowana technika pod redakcją Huberta Latosia, Wydawnictwo Uczelniane Uniwersytetu Technologiczno – Przyrodniczego, Bydgoszcz 2009, s. 215-220.
[6] *Superstopy żaroodporne –poradnik,* Sandvik Polska, 2007.
[7] Superstopy, http://www.bibusmetals.pl/.

CHIP CYCLE BREAKAGE TIME VERIFICATION IN LONGITUDINAL TURNING OF INCONEL 625 ALLOY

A partial usability of piezoelectric dynamometer for the analysis of chip cycle breaking time was presented. Feed force was used to calculate breaking time of particular forms of chips. The results were verified by the analysis of recorded films. The sequence of loose arc chip breakage was compared with the course of feed force. The theoretical frequency of chips breakage and single breakage time were calculated. Factors disturbing dynamometer indications were described.

Key words: turning, chips, force measurement, picture recording

ZASTOSOWANIE WKŁADEK OSTRZOWYCH Z WĘGLIKÓW SPIEKANYCH Z NANOPOWŁOKAMI W PROCESIE DOKŁADNEGO TOCZENIA NADSTOPU NIKLU INCONEL 718

Piotr SZABLEWSKI[1]

1. WSTĘP

Inconel 718 należy do grupy stopów żarowytrzymałych na osnowie niklu, zwanych również superstopami [3] lub nadstopami niklu [1]. Niektóre firmy narzędziowe mówiąc o stopach typu Inconel używają zwrotu „exotic material".

Właściwości tego stopu, dzięki którym jest on szeroko stosowany w przemyśle lotniczym, między innymi na komory spalania, korpusy turbin, zawory wydechowe, łopatki [14] powodują szybkie zużywanie się ostrzy narzędzi. Jedną z takich cech jest skłonność do umacniania się powierzchni obrobionej, co bardzo często powoduje powstawanie zużycia skoncentrowanego [2,4,7,9,10,15,16].

Praca [7] zawiera wyniki badań, które potwierdzają, że ostrza powlekane z węglików spiekanych pozwalają uzyskać mniejszą chropowatość powierzchni obrobionej niż ostrza bez powłoki. Natomiast Jindal i inni w swej pracy [8] porównali trzy rodzaje powłok przeciwzużyciowych: TiN, TiCN i TiAlN. Największą trwałością wykazały się ostrza z powłokami TiAlN. Podobne próby przeprowadzili Prengel i inni [13]. Badania nad wpływem powłok na zużycie ostrzy przeprowadził również Gatto i Juliano [6]. W swoich badaniach zastosowali oni ostrza z ceramiki narzędziowej.

Firmy produkujące narzędzia skrawające poszukują nowych materiałów narzędziowych oraz powłok, które powinny się cechować dużą odpornością na ścieranie i wysokie temperatury.

W pracy przedstawiono wyniki badań, które dotyczyły analizy wpływu parametrów skrawania (posuwu i prędkości skrawania) na przebieg procesu toczenia wzdłużnego z zastosowaniem wkładek ostrzowych z węglików spiekanych z nanopowłokami.

[1] Pratt&Whitney Kalisz Sp. z o.o., ul. Elektryczna 4a, 62-800 Kalisz.

2. ZAKRES I METODYKA BADAŃ

Badania własne dotyczyły toczenia stopu Inconel 718 różnymi wkładkami ostrzowymi. W wyniku przeprowadzonych obróbek cieplnych (dwie próbki poddano przesycaniu, a jedną przesycaniu a następnie utwardzaniu wydzieleniowemu) twardości próbek wynosiły odpowiednio: 20, 35 i 45HRC. Próby toczenia przeprowadzono na tokarce uniwersalnej TUR560 w laboratorium Politechniki Poznańskiej. Próby przeprowadzono bez użycia cieczy chłodząco-smarującej. W badaniach zastosowano następujące rodzaje wkładek wieloostrzowych:

– WNMG 080408-NEX EH510Z – węglik spiekany powlekany TiN/AlN,
– CNMG 120408-NEX EH510Z – węglik spiekany powlekany TiN/AlN,
– CNMG 120408-MS KC5510 – węglik spiekany powlekany TiAlN.

Na podstawie literatury, zaleceń producentów narzędzi oraz wcześniejszych badań przyjęto następujące parametry skrawania: $v_c = 20 \div 90$ m/min, $f = 0{,}10 \div 0{,}21$ mm/obr, $a_p = 0{,}1 \div 0{,}25$ mm.

Podczas badań mierzono wskaźnik zużycia ostrza VB_C.

Parametry chropowatości mierzono na profilografometrze Hommel Tester T1000, przyjmując odcinek elementarny $l_e = 0{,}8$ mm i odcinek pomiarowy $L = 15$ mm.

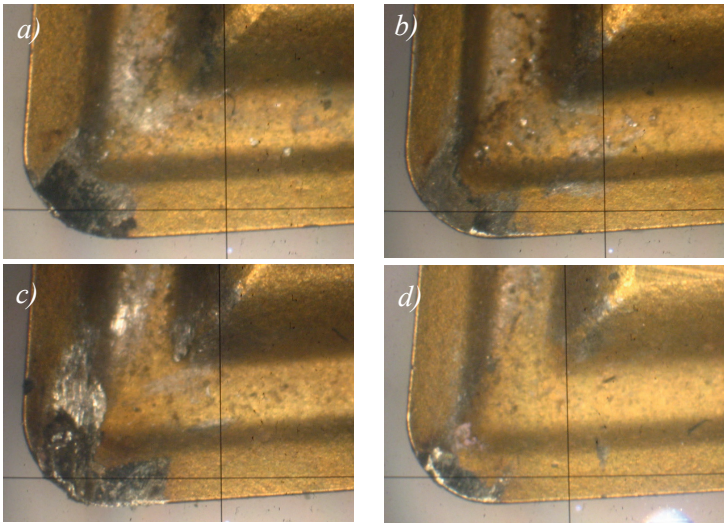
Na wykresach parametrów chropowatości *Ra*, *Rz* (wg starej normy) naniesiono rozrzuty wartości.

3. WYNIKI BADAŃ I ICH ANALIZA

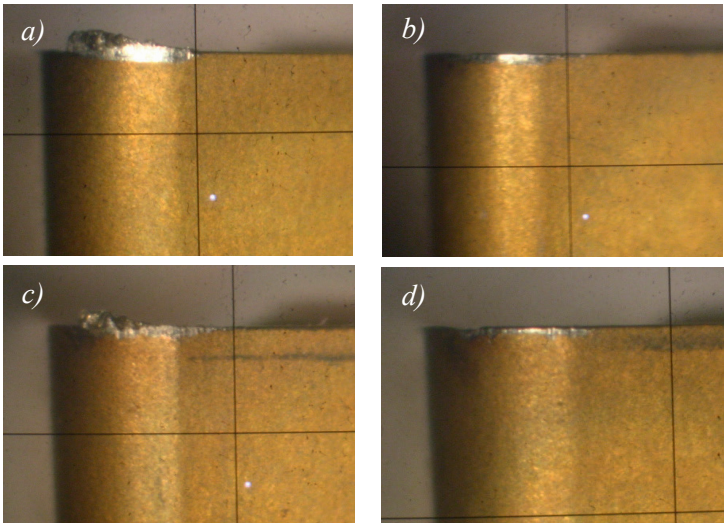
Objawy zużycia przedstawione na rysunkach 1 i 2 pokazują bardzo duży wpływ prędkości skrawania v_c podczas toczenia Inconelu 718 na zużycie ostrzy skrawających. Przy prędkości skrawania $v_c = 20$ m/min na powierzchni natarcia w pobliżu krawędzi skrawającej powstaje narost. Zwiększenie prędkości skrawania do $v_c = 40$ m/min powoduje równomierne zużycie na powierzchni przyłożenia oraz eliminuje narost. Przy prędkości skrawania $v_c = 60$ m/min ponownie pojawia się narost, choć nie jest on już tak duży jak przy prędkości skrawania $v_c = 20$ m/min.

Na rysunku 3 przedstawiono wyniki badań wpływu prędkości skrawania v_c na parametr chropowatości *Ra* po toczeniu Inconelu 718 wkładką ostrzową z węglika spiekanego z nanopowłoką typu ZX (TiN/AlN) [12]. Dla porównania na rysunku 4 przedstawiono wpływ prędkości skrawania v_c na parametr chropowatości *Ra* po toczeniu Inconelu 718 wkładką ostrzową z węglika spiekanego z nanopowłoką KC5510 (TiAlN). Przebieg funkcji $Ra = f(v_c)$ jest różny. Dla powłoki typu ZX parametr *Ra* maleje wraz ze wzrostem prędkości skrawania aż do $v_c = 60$ m/min. Powyżej tej prędkości, parametr *Ra* zaczyna gwałtownie rosnąć. Dla płytki

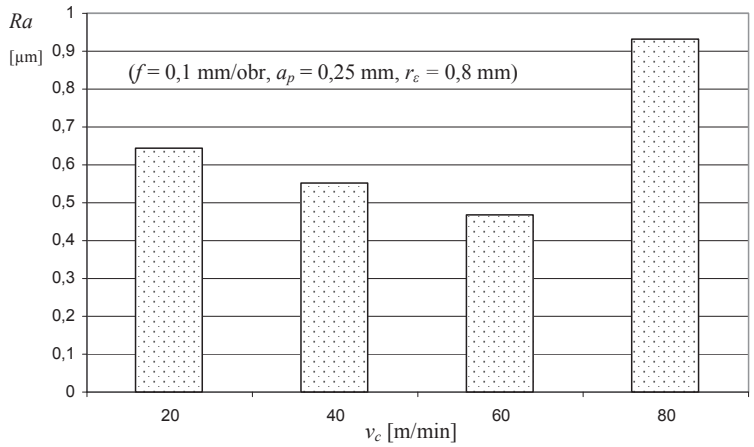
z powłoką KC5510 funkcja $Ra = f(v_c)$ jest niemonotonicznie malejąca. Począwszy od $v_c = 20$ m/min parametr chropowatości Ra maleje, po czym przy $v_c = 55$ m/min nieznacznie wzrasta, lecz przy dalszym wzroście prędkości skrawania v_c parametr chropowatości Ra znów się zmniejsza.



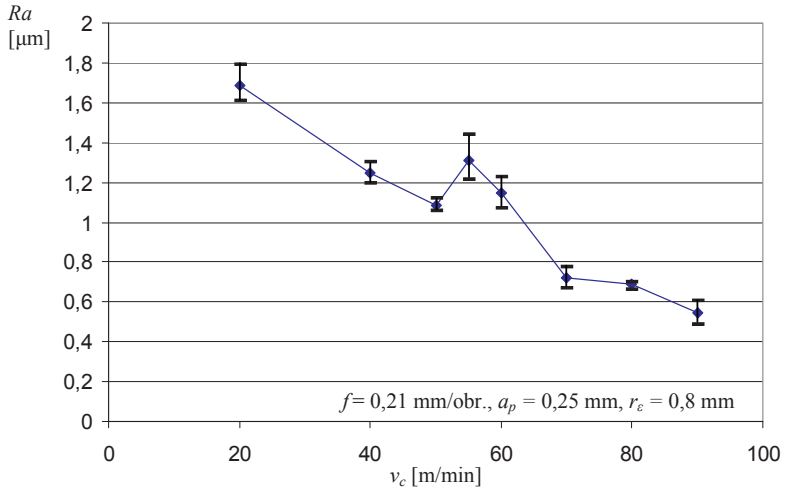
Rys. 1. Objawy zużycia ostrza na powierzchni natarcia EH510Z po toczeniu Inconelu 718 (20±2HRC), $a_p = 0{,}25$ mm, $f = 0{,}1$ mm/obr; a) $v_c = 20$ m/min, b) $v_c = 40$ m/min, c) $v_c = 60$ m/min, d) $v_c = 80$ m/min



Rys. 2. Objawy zużycia ostrza na powierzchni przyłożenia EH510Z po toczeniu Inconelu 718 (20±2HRC), $a_p = 0{,}25$ mm, $f = 0{,}1$ mm/obr; a) $v_c = 20$ m/min, b) $v_c = 40$ m/min, c) $v_c = 60$ m/min, d) $v_c = 80$ m/min



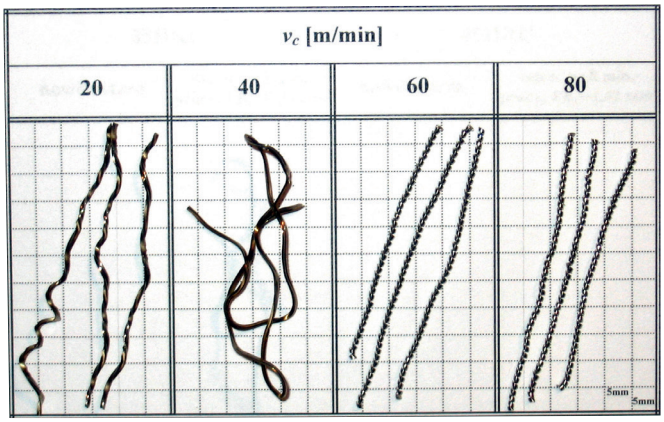
Rys. 3. Wpływ prędkości skrawania v_c na wartości średnie *Ra* mikronierówności powierzchni obrobionej Inconelu 718 (35±2HRC) po toczeniu płytką ostrzową z węglika spiekanego CNMG 120408NEX EH510Z



Rys. 4. Wpływ prędkości skrawania v_c na wartości średnie *Ra* mikronierówności powierzchni obrobionej Inconelu 718 (35±2HRC) po toczeniu płytką ostrzową z węglika spiekanego WNMG 080408-FS KC5510

Przebiegi tych funkcji pokazują, że korzystniej jest zastosować płytkę z powłoką typu ZX, jeśli nie zostanie przekroczona prędkość skrawania $v_c = 60$ m/min, ponieważ w tym zakresie parametr *Ra* jest dwukrotnie niższy niż dla płytki z powłoką KC5510. Lepsze wyniki dla płytki z powłoką KC5510 w porównaniu do płytki z powłoką ZX zanotowano po zastosowaniu prędkość skrawania $v_c > 60$ m/min.

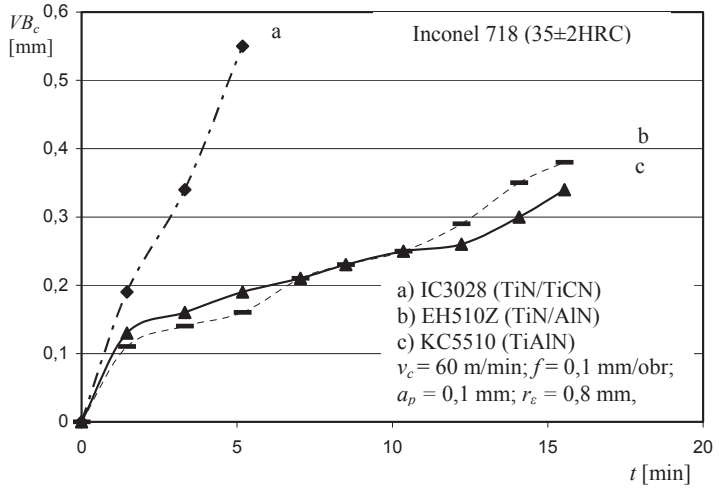
Na rysunku 5 przedstawiono wióry uzyskane podczas toczenia Inconelu 718 płytką z węglika spiekanego z powłoką KC5510 z różnymi prędkościami skrawania v_c.



Rys. 5. Kształt wiórów podczas toczenia Inconelu 718 (35±2 HRC); a_p = 0,25 mm, f = 0,21 mm/obr

Różna barwa wiórów świadczy o innej temperaturze występującej w strefie skrawania przy mniejszych prędkościach skrawania. Przy prędkości skrawania v_c = 20 m/min uzyskano wiór 1.1 (wstęgowy długi) bardzo mocno skręcony wzdłużnie. Przy prędkości skrawania v_c = 40 m/min otrzymany wiór nadal miał barwę złotą, lecz nie był już tak bardzo poskręcany. Wiór przekształcił się w wiór 1.3 (wstęgowy długi). Powyżej prędkości skrawania v_c = 60 m/min wiór nie ulegał już przebarwieniu, a jego kształt można zakwalifikować jako 5.1 (śrubowy stożkowy długi).

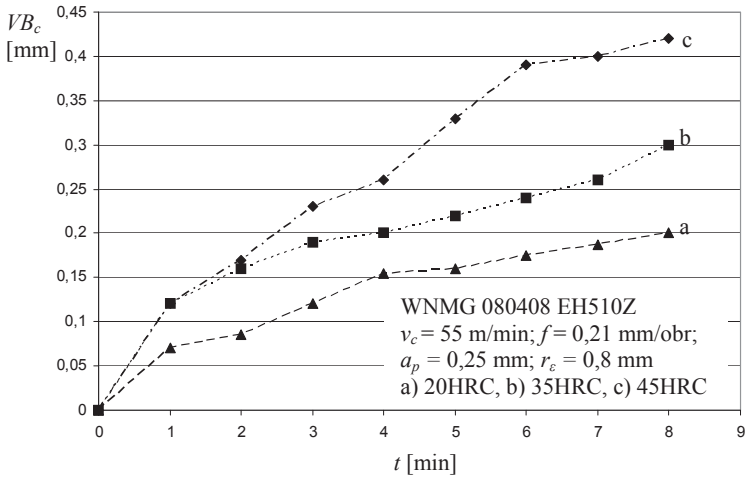
Rysunek 6 przedstawia zależność zużycia VB_C od czasu obróbki t dla wkładek ostrzowych z różnymi powłokami przeciwzużyciowymi (na ilustracji zamieszczono



Rys. 6. Wpływ czasu skrawania t na wskaźnik zużycia VB_C naroży płytek z różnymi powłokami przeciwzużyciowymi

przebieg zużycia płytki IC3028 z wcześniejszych badań). Dwa z trzech badanych ostrzy, z powłokami TiN/AlN i TiAlN, mają bardzo zbliżony przebieg zużycia w czasie. Natomiast ostrze z powłoką TiN/TiCN wykazuje o wiele większe zużycie. Jego wartość po około 6 minutach skrawania jest prawie trzy razy większa od dwóch pozostałych. Taka sytuacja może być konsekwencją twardości powłok, ponieważ powłoka TiN/TiCN ma najmniejszą twardość spośród badanych, ale także może to być spowodowane znacznie niższą temperaturą utleniania powłok TiC i TiN od powłok TiAlN co wynika między innymi z prac [5,8,11].

Wpływ czasu skrawania t na wskaźnik zużycia VB_C dla różnych obróbek cieplnych przedstawiono na rys. 7. Twardość materiału obrabianego a tym samym jego struktura ma bardzo duży wpływ na zużycie ostrzy skrawających. Wskaźnik



Rys. 7. Wpływ czasu skrawania t na wskaźnik zużycia VB_C naroży płytek podczas toczenia Inconelu 718 o różnej twardości

zużycia VB_C dla Inconelu 718 o twardości 45HRC jest dwukrotnie większy niż wskaźnik VB_C dla tego samego materiału, ale o twardości 20HRC. Różnica ta jest już widoczna po pierwszej minucie pracy ostrza. Przebieg zużycia ostrzy dla Inconelu 718 o twardościach 35HRC i 45HRC początkowo jest zbliżony. Większy przyrost wskaźnika zużycia VB_C dla materiału o twardości 45HRC następuje po około 4 minutach skrawania.

4. WNIOSKI KOŃCOWE

1. Większa prędkość skrawania, stosowana podczas skrawania ostrzami z węglików spiekanych powlekanych nanopowłokami, pozwala uzyskać mniejsze wartości chropowatości powierzchni obrobionej.

2. Zwiększanie prędkości skrawania przy zachowaniu tej samej głębokości skrawania i posuwu powoduje zmianę formy tworzonego wióra, tym samym umożliwiając lepszą jego kontrolę.
3. Ostrza z nanopowłokami EH510Z i KC5510 dla tych samych parametrów skrawania wykazują znacznie lepszą trwałość ostrza skrawającego.

LITERATURA

[1] AHMED N., MITROFANOV A.V., BABITSKY V.I., SILBERSCHMIDT V.V., *Analysis of material response to ultrasonic vibration loading in turning Inconel 718*, Materials Science & Engineering, A424 (2006) s. 318–325.

[2] ALAUDDIN M., EL BARADIE M.A., HASHMI M.S.J., O*ptimization of surface finish in end milling Inconel 718*, Journal of Materials Processing Technology, 1996, 56, s. 54–65.

[3] ARONSON R.B., *What's different about manufacturing for Aerospace?* Manufacturing Engineering, 2002, s.36–38.

[4] COELHO R.T., SILVA L.R., BRAGHINI A., BEZERRA A.A., *Some effects of cutting edge preparation and geometric modifications when turning Inconel 718 at high cutting speeds*, Journal of Materials Processing Techology 148, 2004, s. 147–153.

[5] DUDZINSKI D., DEVILLEZ A., MUFKI A., LARROUQERE D., ZERROUKI V., VIGNEAU J., *A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy*, International Journal of Machine Tools & Manufacture 44, 2004, s. 439–456.

[6] GATTO A., JULIANO L., *Advanced coated ceramic tools for machinig superalloys*, International Journal of Machine Tools & Manufacture 5, 1997, s.591–605.

[7] JAWAID A., KOKSAL S., SHARIF S., *Cutting performance and wear characteristics of PVD coated and uncoated carbide tools in face milling Inconel 718 aerospace alloy*, Journal of Materials Processing Technology 116, 2001, s.2–9.

[8] JINDAL P.C., SANTHANAM A.T., SCHLEINKOFER U., SHUSTER A.F., P*erformance of PVD TiN, TiCN, and TiAlN coated cemented carbide tools in turning*, International Journal of Refractory Metals & Hard Materials 17,1999, s. 163–170.

[9] KAWALEC M., *Skoncentrowane zużycie ostrzy przy toczeniu wykańczającym i jego związek z utwardzeniem obróbkowym*, Zeszyty Naukowe Politechniki Poznańskiej, Nr 12(75), 1970, s. 43–56.

[10] KLOCKE F., GERSCHWILER K., *Zerspannung von Nickelbasis- und Titanlegierungen, Technische Universitat Braunschweig*, 9. Internationales Braunschweiger Feinbearbeitungskolloquium, Lösungen aus Forschung und Industrie, (FBK), 1999, s. 7.1–7.18.

[11] NARUTAKI N., YAMANE Y., HAYASHI K., KITAGAWA T., *High speed machining of Inconel 718 with ceramic tools*, Annals of CIRP 42 (1),1993, s. 103-106.

[12] OCZOŚ K.E., *Trendy rozwojowe narzędzi skrawających (cz. I)*, Mechanik, 1/2004, s. 5–13.

[13] PRENGEL H.G., JINDAL P.C., WENDT K.H., SANTHANAM A.T., HEGDE P.L., PENICH R.M., *A new lass of high performance PVD coatings for carbide cutting tools*, Surface and Coatings Technology 139, 2001, s. 25–34.

[14] SZABLEWSKI P., KAWALEC M., *Mikronierówność powierzchni obrobionej stopu Inconel 718 po procesie toczenia*, Zeszyty Naukowe Politechniki Poznańskiej, Budowa Maszyn i Zarządzanie Produkcją, 2005, nr 2, s. 93–102.

[15] SZABLEWSKI P., *Skrawalność stopu Inconel 718 w procesie toczenia*, Rozprawa doktorska, Politechnika Poznańska, Wydział Budowy Maszyn i Zarządzania, promotor M. Kawalec, Poznań 2009.

[16] SZABLEWSKI P., *Współczesne płytki ostrzowe do toczenia stopu Inconel 718*, Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej, Wydawnictwo Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2006, nr 227, Mechanika z. 66, s. 217–223.

TUNGSTEN CARBIDE INSERTS WITH NANOLAYERS APPLICATION IN THE TURNING PROCESS OF NICKEL SUPERALLOY INCONEL 718

The paper presents the results of longitudinal turning of Inconel 718 material with tungsten carbide cutting edges with nanolayers. This paper contains the cutting edges wear symptoms for variable machining conditions and for different hardness of workpiece. Depending on the heat treatment carried out, Inconel 718 with hardness of 20, 35 and 45 HRC has been machined.

Key words: turning, Inconel 718, nanolayers, tungsten carbide

SKRAWALNOŚĆ WOLFRAMU W PROCESIE DOKŁADNEGO TOCZENIA OSTRZAMI CERAMICZNYMI

Rafał TALAR, Tadeusz CHWALCZUK[1]

1. WPROWADZENIE

Za tzw. czysty wolfram uznaje się stop, w którego składzie jest ponad 99,95% wolframu. Ze względu na swoje właściwości, jakimi: są duża gęstość, żarowytrzymałość i żaroodporność czy też niski współczynnik rozszerzalności cieplnej wykorzystywany jest do w produkcji elektrod, przewodów, tygli, wymienników ciepła, elementów turbin lub jako element wypełniający będący przeciw masą [2, 3, 5].

Badania dotyczące skrawalności wolframu i jego stopów skupiają się ostatnimi laty na ocenie skrawalności węglików wolframu (WC) jako materiału konstrukcyjnego oraz narzędziowego o coraz większym zakresie zastosowań. Dzieje się tak m.in. głownie dzięki rozwojowi techniki laserowej [1] oraz technologii spiekania proszków [4]. W ubytkowym kształtowaniu WC stosuje się nie tylko procesy obróbki szlifierskiej [4], lecz także dokonuje się szczegółowej oceny możliwości kształtowania za pomocą frezowania [6, 8], głównie ze względu na wydajność oraz zakres możliwości zastosowania przy wykonywaniu konkretnych elementów. Czysty wolfram uznawany jest jako trudno skrawalny m.in. ze względu na problemy z konstytuowaniem struktury geometrycznej warstwy wierzchniej oraz krótki okres trwałości narzędzia. Zastosowanie super twardych materiałów narzędziowych takich jak PCD [7] pozwala na poprawę trwałości ostrza zwłaszcza w warunkach mikroskrawania.

W niniejszej pracy przeanalizowano możliwości dokładnego toczenia czystego wolframu twardymi ostrzami ceramicznymi z powłokami przeciwzużyciowymi. Oceniono wpływ parametrów technologicznych na jakość powierzchni obrobionej, kształt i postać wióra oraz siły skrawania.

[1] Politechnika Poznańska, Instytut Technologii Maszyn, ul. Piotrowo 3, 60-965 Poznań.

2. ZAKRES I WARUNKI BADAŃ

Badania doświadczalne przeprowadzano w warunkach obróbki na sucho, na tokarce DMG CTX 310 ecoline. Dotyczyły toczenia wzdłużnego wolframu o twardości 40HRC. Stosowano płytki ostrzowe SNGN 120408, materiał ostrza – ceramika typu SiAlON+Al/TiCN(PVD) o oznaczeniu handlowym KYS25 produkcji firmy Kennametal.

Badania przeprowadzono w dwóch etapach. Warunki poszczególnych prób zapisano w tabeli 1. Ze względu na brak informacji w literaturze specjalistycznej dotyczącej zakresu zalecanych prędkości skrawania v_c w pierwszym etapie badań przeprowadzono ocenę wartości siły skrawania F_c w szerokim zakresie prędkości skrawania. W drugim etapie, przy stałej wartości v_c oceniono wpływ posuwu f na strukturę geometryczną powierzchni obrobionej.

Tabela 1. Wartości parametrów technologicznych dla poszczególnych etapów badań

Etap badań	a_p [mm]	f [mm/obr]	v_c [m/min]
I	0,10	0,1	30 – 210; $\Delta v_c = 30$
II	0,10	0,05; 0,1; 0,15	150

Oceniono parametry chropowatości *Ra*, *Rz*, *R*Δq, *Rsk, Rku* oraz *RSm* wg normy PN-EN ISO 4287(1999), przyjęto odcinek elementarny *lr* = 0,8mm. Badania wykonano za pomocą profilografometru Hommel Tester T500. Pomiar wartości siły F_c dokonano przy użyciu siłomierza tensometrycznego. W analizie statystycznej wyników oceniano rozrzuty oraz wartości średnie wraz przedziałami ufności $\pm s(x)t_{\alpha,n-1}$ dla poziomu istotności $\alpha = 0{,}05$ i $n–1 = 3$ stopni swobody.

Wartości chropowatości rzeczywistej porównano z wartościami mikronierówności teoretycznej Rzt_0. Wartości teoretyczne wyznaczano zgodnie z zależnością:

$$Rzt_0 = \frac{f^2}{8r_\varepsilon} \tag{1}$$

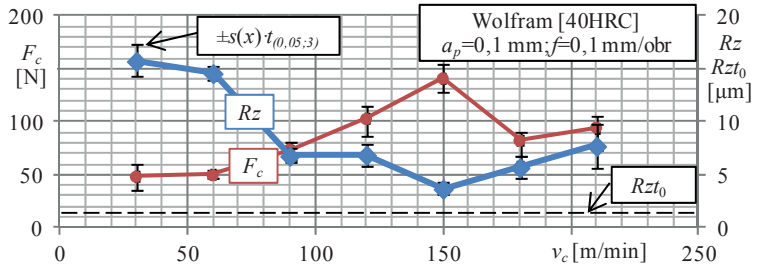
gdzie:
f – posuw [mm/obr],
r_ε – promień naroża ostrza [mm].

3. WYNIKI BADAŃ

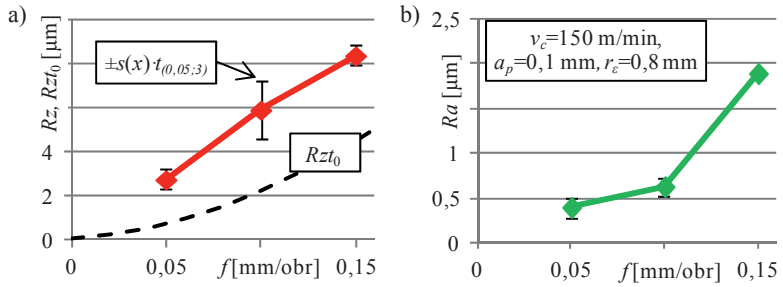
Pierwszy etap badań dotyczył oceny wpływu prędkości skrawania na skrawalność wolframu w warunkach toczenia wzdłużnego. Na rysunku 1 przedstawiono zmiany wartości siły F_c w funkcji prędkości skrawania v_c. Można zauważyć, iż wartości średnie F_c przyjmują trend rosnący do wartości $v_c = 150$ m/min następnie

przebieg ma charakter nieustabilizowany. Powyżej v_c = 210 m/min na powierzchni obrobionej pojawiały się wyrwania, które znacząco wpływały na jakość SGP. Dowodem tego zjawiska są pokazane na rysunku 1. zmiany parametru *Rz* w całym zakresie prędkości skrawania v_c = 30−210 m/min. Dla v_c = 150 m/min chropowatość *Rz* uzyskała najmniejsza wartość z kolei dla v_c = 30 m/min stosunek Rz/Rzt_0 wynosi w przybliżeniu 10,5. Podkreślenia wymaga fakt, iż w zakresie parametrów technologicznych, dla których przeprowadzono badania, nie odnotowano występowania negatywnych efektów drgań układu UOPN.

W drugim etapie ocenie poddano zjawisko odwzorowania kinematyczno-geometrycznego ostrza w materiale (rys. 2a). Można zauważyć, iż dla założonego przedziału ufności wartości rzeczywiste *Rz* różnią się od teoretycznych Rzt_0. Zachowany jest trend rosnący wartości parametru *Rz* wraz ze wzrostem wartości posuwu. Największe odstępstwa od wartości średnich *Rz* zanotowano dla posuwu *f* = 0,1 mm/obr.



Rys. 1. Wpływ prędkości skrawania v_c na wartość siły skrawania F_c, chropowatość *Rz* oraz chropowatość teoretyczną Rzt_0 przy toczeniu narożem ostrza (r_ε= 0,8mm)



Rys. 2. Wpływ posuwu *f* na wartość parametrów chropowatość po toczeniu wzdłużnym wolframu: a) *Rz*, Rzt_0 oraz b) *Ra*

Odnosząc przyrost wartości parametrów *Rz* i *Ra* między kolejnymi wartościami posuwu *f* widzimy, że przyrost ten nie jest tożsamy. Dla parametru *Ra* (rys. 2b) między wartościami posuwu 0,1 a 0,15 odnotowano 3-krotny wzrost tego parametru, dla *Rz* iloraz ten wynosi mniej niż 1,5. Analizując tylko parametry wysokościowe

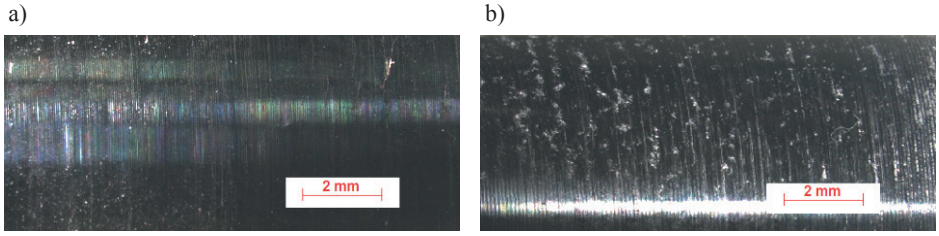
a w szczególności wartość parametru *Ra* można by dojść do błędnych wniosków o jakości powierzchni obrobionej. W tabeli 3. przedstawiono wyniki pomiarów m.in. parametru średniej szerokości elementu profilu *RSm*. Dla $f = 0{,}05$ mm/obr oraz $f = 0{,}15$ mm/obr wartości *RSm* są zbliżone odpowiadającym im posuwom. Największe różnice między *RSm* a *f* zanotowano dla wartości posuwu 0,10 mm/obr. Zgodność między średnią szerokością elementu profilu a posuwem narzędzia na jeden obrót obrabianego elementu pozwala przypuszczać, iż dochodzi do regularnego, powtarzalnego odwzorowania naroża ostrza w materiale bez np. wykruszeń wierzchołków profilu.

Parametry *Rku* oraz *Rsk* dostarczają informacji o przebiegu profilu i o powiązanymi z nim właściwościami eksploatacyjnymi powierzchni. Dla $Rku > 3$ można się spodziewać licznych, pojedynczo występujących wierzchołków, z kolei $Rsk < 0$ świadczy o większym udziale rzędnych profilu leżących powyżej linii średniej (powierzchni płasko wierzchołkowej). Powierzchnia o dobrych właściwościach ciernych przyjmować może wartości *Rku* mniejsze od 3 i ujemne wartości *Rsk*.

Dla posuwu $f = 0{,}1$ mm/obr zaobserwowano liczne wyrwania i pęknięcia w powierzchni obrobionej (rys. 3). Tego rodzaju odstępstw od struktury geometrycznej powierzchni nie odnotowano dla pozostałych warunków badań.

Tabela 2. Wartości średnie parametrów chropowatości *RSm*, *Rku* oraz *Rsk* po toczeniu wzdłużnym wolframu ostrzami ceramicznymi

f [mm/obr]	*RSm* [mm]	*Rku* [–]	*Rsk* [–]
0,05	0,043	4,828	0,738
0,10	0,077	36,750	–4,288
0,15	0,150	1,916	0,106

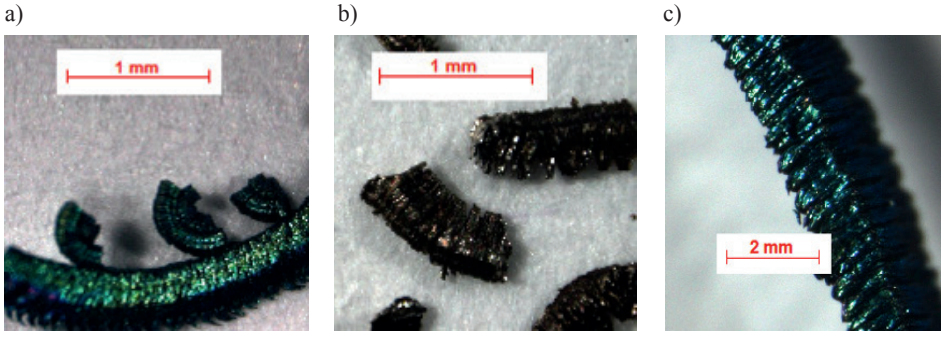


Rys. 3. Widok powierzchni obrobionej wolframu po toczeniu wzdłużnym ostrzem ceramicznym; $v_c = 150$ m/min, $a_p = 0{,}1$ mm a) $f = 0{,}05$ mm/obr b) $f = 0{,}10$ mm/obr

Między stanem powierzchni obrobionej, a rodzajem powstającego wióra można zaobserwować korelację. Toczenie z posuwuem równym 0,10 mm/obr wiązało się z powstaniem krótkich wiórów elementowych, których nie zaobserwowano w pozostałych przypadkach. Wióry te powodowały oderwanie się fragmentów

powierzchni obrobionej, wpływając tym samym na jej jakość. Większa częstotliwość łamania się wióra powiązana była z większą liczbą pęknięć w SGP.

Dla największego z badanych posuwów na powierzchni wióra wyraźnie odzwierciedlają się kolejne segmenty wióra – granice płaszczyzn poślizgu. Dla niższych zakresów analizowanych wartości *f* pojawiają się podobne regularne ślady na wierzchniej stronie wióra. Wiór dla posuwu $f = 0{,}05$ mm/obr oraz $f = 0{,}15$ mm/obr przyjmuje kolor zielony, dla $f = 0{,}1$ mm/obr brązowy. Różnice kolorów powiązane są z różnicami temperatur w strefie skrawania i tworzącymi się tlenkami na powierzchni wióra. Wolfram w wyższych temperaturach uplastycznia się i tym samym zmniejsza się jego podatność na kruche pękanie.



Rys. 4. Widok kształtu i postaci wióra dla poszczególnych wartości posuwu *f* po toczeniu wolframu ostrzami ceramicznymi: a) 0,05 mm/obr, b) 0,10 mm/obr, c) 0,15 mm/obr

4. WNIOSKI

W pracy przedstawiono wyniki oceny wybranych wskaźników skrawalności po dokładnym toczeniu wzdłużnym ostrzami ceramicznymi tzw. czystego wolframu. Wykazano znaczące różnice między teoretycznymi wartości parametru Rzt_0 a wartościami rzeczywistymi parametru *Rz*. Rejestracja siły F_c oraz powiązanie jej wartości ze strukturą geometryczną powierzchni pozwoliło na wskazanie zakresu skrawania umożliwiającego efektywne kształtowanie omawianego materiału. Przeprowadzono analizę SGP wskazując problemy związane z uzyskaniem dobrej jakości powierzchni obrobionej m.in. wolnej od pęknięć czy przewidywanymi właściwościami eksploatacyjnymi warstwy wierzchniej. Wykazano, że toczenie z posuwem $f = 0{,}05$ mm/obr wiąże się z uzyskaniem najmniejszych parametrów chropowatości *Ra* i *Rz*, jednak obrobiona powierzchnia nie jest wolna od pęknięć oraz wykruszeń.

Wolfram i jego stopy z grupy tzw. stopów ciężkich (ang. *heavy alloys*) należą do grupy materiałów trudno skrawalnych. Wykazano podobne problemy z kształtowaniem właściwości warstwy wierzchniej za pomocą technik ubytkowych

omawianymi już m.in. w pracach [6] oraz [8]. Duża zawartość wolframu w stopach czy napoinach węglikowych wiąże się z powstawaniem wykruszeń oraz krótkim okresem trwałości ostrza.

LITERATURA

[1] BARTKOWIAK K., TWARDOWSKI P., *Direct laser deposition within post process machining characterization*. 28th International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics, ICALEO, November 2-5, 2009, Orlando USA, Paper 1305, pp. 577÷583

[2] DAS J., APPA RAO G., PABI S.K., *Microstructure and mechanical properties of tungsten heavy alloys*. Materials Science and Engineering, A 527, 2010, s. 7841–7847.

[3] DAS J., CHAKRABORTY A., BAGCHI T.P., SARMA BIJOY, *Improvement of machinability of tungsten by cooper infiltration technique*. International Journal of Refectory Metals & Hard Materials, 26, 2008, s. 530–539.

[4] KUI L. (red.), *Tungsten Carbide – Processing and Applications*. ISBN 978-953-51-0902-0, wyd. InTech, 2012, open access: *www.intechopen.com.*

[5] RIETH M., DUDAREV S. L. i inni, *Recent progress in research on tungsten materials for nuclear fusion application in Europe*. Journal of Nuclear Materials, 432, 2013, s. 482–500.

[6] TWARDOWSKI P., *Surface roughness analysis in milling of tungsten carbide with CBN cutters*. Metrology and Measurement Systems, XVIII, 2011, pp. 105-114.

[7] WEN FENG W., LIANG L., NING H., MING JUN, CH., MENG Z., *An experimental study on micro-cutting machining of pure tungsten*. Materials Science Forum, 723, 2012, pp. 377-382.

[8] WOJCIECHOWSKI SZ., TWARDOWSKI P., CHWALCZUK T., *Surface roughness analysis after machining of direct laser deposited tungsten carbide.* 14th International Conference on Metrology and Properties of Engineering Surfaces, Met&Props2013, 17-21.06.2013, Taipei, Taiwan.

MACHINABLILITY OF TUNGSTEN AFTER FINISH TURNING WITH CERAMIC INSERTS

The paper concerns machinability evaluation of tungsten (40HRC) after finish turning with ceramic wedges. Results are presented of roughness parameters (*Ra*, *Rz*, *Rku*, *Rsk*, *Rq*) and cutting force (F_c) measurements after longitudinal turning with ceramic inserts (SiAlON) with coating (Al/TiCN). The test were conducted under dry condition with various values of feed *f* (mm/rev) and cutting speed v_c [m/min]. The difference between actual *Rz* and theoretical Rzt_0 surface roughness parameters are shown. An analysis of problems during surface roughness forming were shown and the possibilities to minimize them.

Key words: turning, tungsten, roughness, cutting force

5. DIAGNOSTYKA I OPTYMALIZACJA PROCESÓW SKRAWANIA

OBRÓBKA WIRNIKA TURBINY CZ. 1. KOMPUTEROWO WSPOMAGANE PROJEKTOWANIE TECHNOLOGII W ŚRODOWISKU NX

Jerzy JÓZWIK, Maciej WŁODARCZYK[1]

1. WPROWADZENIE

Obróbka skrawaniem wirników (np. wirników pomp, sprężarek, wentylatorów silników lotniczych czy turbin energetycznych) w odróżnieniu od obróbki innych części maszyn wiąże się z dodatkowymi wymaganiami zarówno w zakresie kinematyki stosowanych maszyn CNC jak również w zakresie ich programowania [1,2,4–6,8]. Programowanie technologii obróbki wymaga zaawansowanego oprogramowania CAM, które jest niezbędne w przypadku obsługi obrabiarek wieloosiowych używanych do produkcji takich elementów. W wielu przypadkach, często standardowe oprogramowanie 5-osiowe nie spełnia wymogów wielozadaniowości, nie oferuje obsługi specjalnych operacji zaprojektowanych z myślą o wydajnym programowaniu ścieżek NC dla poszczególnych komponentów turbin [1–3,7,8]. Wirniki są to elementy maszyn, które podczas swojej pracy wykonują ruch obrotowy. Głównymi elementami konstrukcyjnymi wirników są łopatki o złożonej geometrycznie krzywiźnie powierzchni opisywanej często funkcjami będącymi wielomianami wyższego rzędu. Rozważania teoretyczne oraz badania doświadczalne dowodzą, że uzyskanie właściwego wykonania krzywizny łopatki, ale także uzyskanie odpowiedniego stanu geometrycznego powierzchni jest sprawą niezwykle trudną [1,2]. Dokładne odwzorowanie funkcji opisującej krzywiznę łopatki pozwala na osiągnięcie wysokiej sprawności urządzenia, którego wirnik stanowi główny element wykonawczy. Realizacja procesu obróbki skrawaniem wirnika nie jest sprawą łatwą ze względu na skomplikowaną geometrię powierzchni poddawanych obróbce oraz duże gabaryty. Chociaż w większości przypadków wirniki wytwarza się jako złożenia serii łopatek połączonych z piastą wirnika, to obecnie trendy produkcji zmierzają w kierunku produkcji pojedynczych monolitycznych komponentów (jeśli tylko pozwalają na to gabaryty części). Pojedyncza część jest zazwyczaj

[1] Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny, ul. Nadbystrzycka 36, 20-618 Lublin.

lżejsza, co przekłada się na wyższą wydajność całego urządzenia. Zapewnie wysokiej powtarzalności w produkcji, poprzez osiągniecie odpowiedniej tolerancji wykonania ma kluczowe znaczenie ze względu na wysokie prędkości obrotowe, jakim poddaje się wirniki oraz samą dynamikę – co przekłada się na właściwą pracę urządzeń takich jak turbosprężarki [2,8]. Osiągniecie powyższych celów nie byłoby możliwe bez zastosowania w procesach wytwarzania wieloosiowych maszyn CNC w połączeniu z systemami CAD/CAM. Wśród licznych przykładów oprogramowania dostępnego na rynku należy wymienić system NX, który posiada specjalny zestaw narządzi stanowiących pewien moduł CAM, wspomagający między innymi obróbkę wirników [1–2, 7–8]. Przykład wykorzystania tego narzędzia na przykładzie obróbki wirnika turbosprężarki zaprezentowano w prezentowanym artykule.

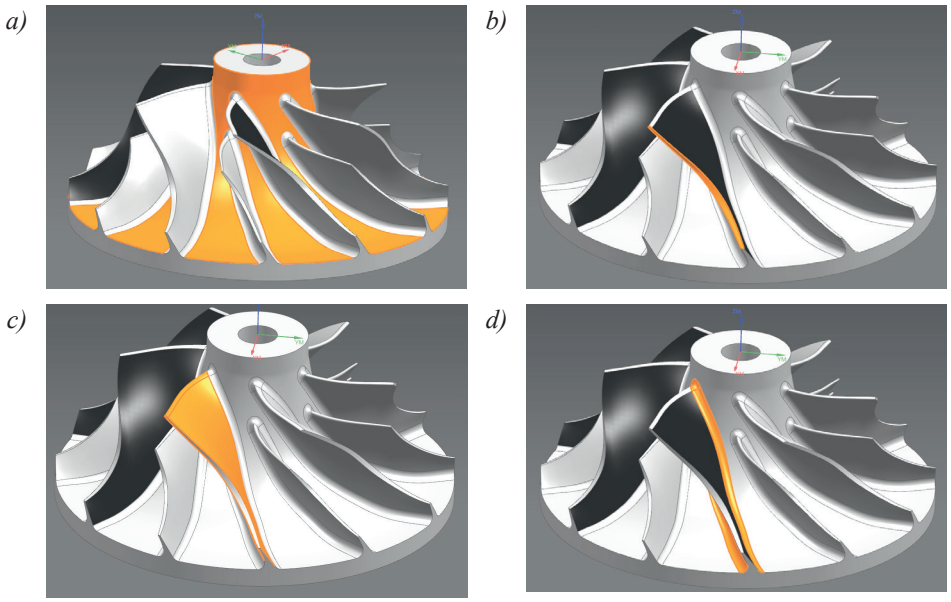
2. ZINTEGROWANY MODUŁ CAM TURBOMACHINERY MILLING W NX

Odejście od składanych zespołów wirników (typu „blisk") na rzecz monolitycznych rotorów zrodziło potrzebę opracowania specjalnego narzędzia ułatwiającego pracę technologa-programisty. Zapotrzebowanie firm branży lotniczej (takich jak: Pratt and Whitney, GE Aircraft Engines, Rolls-Royce i innych producentów z branży lotniczej) na wyspecjalizowane narzędzie w tym zakresie, zostało zrealizowane przez Siemens PLM Software w postaci zintegrowanego modułu w CAM, który nazwano Turbomachinery Milling. Narzędzie to pozwala ograniczyć nakład pracy programistów dzięki funkcji 5-osiowego programowania NC, stworzonych specjalnie do obróbki wielołopatkowych części obrotowych. Na szczególne wyróżnienie zasługuje fakt, że geometria łopatki poddanej obróbce może posiadać krzywizny z kątami ujemnymi. Dodatkowo na wirniku może występować wiele łopatek rozdzielających i ich liczba jest obecnie ograniczona do 6. Głównym atutem modułu Turbomachinery Milling jest prostota sposobu zdefiniowania odpowiednich geometrii (przyjęte następnie do obróbki), poprzez zdefiniowanie odpowiedniego podziału tych geometrii. Tak więc geometrię wirnika można podzielić na elementy [2,3,7], przedstawione na rys. 1.

Geometria *Hub* określa geometrię piasty wirnika, zaś geometria *Shroud* – geometrię „bandaża" wirnika. Geometria *Blade* opisuje geometria łopatki głównej, natomiast geometria *Blade Blend* określa geometrię zaokrąglenia łopatki głównej. W następnej kolejności występuje geometria *Splitter* charakteryzująca geometrię łopatki rozdzielającej, natomiast geometria *Splitter Blend* opisuje geometrię zaokrąglenia łopatki rozdzielającej. Na rys. 2. przedstawiono przykłady zdefiniowanych geometrii w środowisku programowym NX w postaci graficznej. Oprogramowanie na podstawie otrzymanych informacji o zdefiniowanej geometrii w sposób automatyczny potrafi wykryć krawędzie natarcia oraz spływu łopatki.



Rys. 1. Geometria zespołu wirnika w zintegrowanym module CAM-Turbomachinery Milling



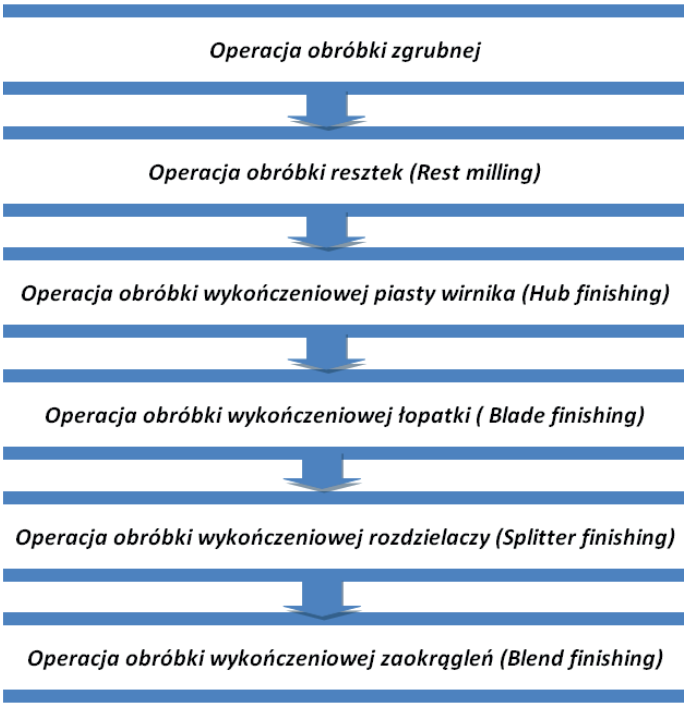
Rys. 2. Przykłady geometrii definiowanych w module Turbomachinery Milling w NX: a) geometria piasty wirnika, b) geometria „bandaża" wirnika, c) geometria łopatki głównej, d) geometria zaokrąglenia łopatki głównej

Podstawowym zadaniem środowiska programowego NX Turbomachinery jest maksymalne ułatwienie programowania obróbki skomplikowanych cześć klasy wirnik. Proces technologiczny opisany jest zestawem odpowiednich operacji, przedstawionych na rys. 3 [7]. Funkcja *„operacja obróbki zgrubnej"* umożliwia jednoczesną 5-osiową obróbkę zgrubną bez konieczności stosowania pomocniczych powierzchni kontrolnych. Obróbka ta definiowana jest poprzez określenie takich parametrów jak: punkt startu narzędzia, odległości pomiędzy poziomami obróbki, głębokość obróbki, szerokość skrawania, liczba przejść pomiędzy

łopatkami, odchylenie osi narzędzia oraz opcje wygładzania i wydłużania ścieżek podczas obróbki krawędzi natarcia i spływu.

Funkcja *„operacja obróbki resztek (rest milling)”* pozwala zautomatyzować usuwanie materiału pozostałego po poprzednich operacjach, a także zoptymalizować użycie narzędzi poprzez ograniczenie ruchów jałowych. Funkcja *„Operacja obróbki wykończeniowej piasty wirnika (hub finishing)”* umożliwia stosowanie specjalnie zoptymalizowanych ścieżek narzędzia dla wykańczania piast wirników oraz precyzyjne sterowanie parametrami ścieżki, zaś operację *„operacja obróbki wykończeniowej łopatki (blade finishing)”* stosuje się do obróbki wykańczającej łopatek poprzez określenie obrabianej strony łopatki i technologii dla tego typu ścieżki narzędzia. Podczas realizacji tej funkcji wykorzystana jest ścieżka spiralna, która jest najlepszym rozwiązaniem dla ciągłej obróbki łopatki. Synchroniczny rozkład punktów ścieżki względem geometrii łopatki pozwala zapewnić wysoką jakość obranej powierzchni.

„Operację obróbki wykończeniowej rozdzielaczy (splitter finishing)” wykorzystuje się w niektórych wirnikach, gdzie występują mniejsze łopatki rozmieszczone pomiędzy łopatkami głównymi, tzw. rozdzielacze lub łopatki rozdzielające. Możliwe jest określenie aż 6 geometrii powierzchni rozdzielaczy pomiędzy 2 łopatkami głównymi.



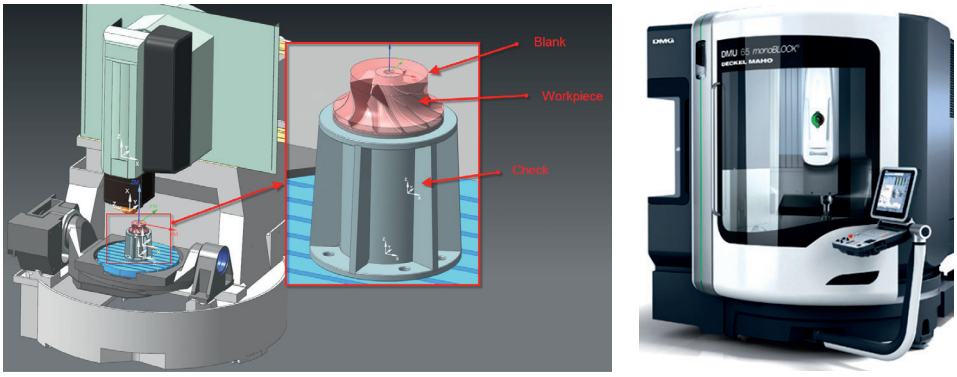
Rys. 3. Operacje środowiska programowego NX Turbomachinery

Kolejną funkcją NX Turbomachinery jest *„operacja obróbki wykończeniowej zaokrągleń (blend finishing)”*, za pomocą której w konstrukcji wirników można wyróżnić zaokrąglenie łączące łopatkę z piastą wirnika. Powierzchnie te są obrabiane w specjalny sposób, zapewniając bezpieczną obróbkę tego typu powierzchni. Przy obróbce zaokrąglenia wykorzystuje się specjalny algorytm, w którym definiowany jest promień referencyjny nie wymagający modelowania. Wykorzystanie narzędzia NX w zakresie obróbki wirników pozwala na eliminacje trudnych i żmudnych zabiegów jakie należałoby zrealizować w innych programach CAM projektując technologię obróbki łopatek. Zaimplementowane Turbomachinery NX pozwala na eliminację czynności takich jak: wyodrębnianie powierzchni piasty z geometrii wirnika, wyodrębnianie powierzchni łopatek, definiowania powierzchni prowadzących, tworzenia krzywych do kontroli osi narzędzia, wskazywania poszczególnych geometrii obrabianych w celu wygenerowania ścieżki narzędzia. Dodatkowym atutem podczas stosowana narzędzia Turbomachinery NX w obróbce wirników jest fakt, że obrabiane łopatki mogą składać się z więcej niż jednej powierzchni, a w przypadku braku ciągłości krzywizny pomiędzy nimi, lub też w przypadku występowania nieciągłości w postaci „dziur”, system dokona automatycznego naprawiania uszkodzonych stref. Dzięki temu możliwe jest uzyskanie płynnych ruchów narzędzia. Ponadto istnieje możliwość prowadzenia pracy w kontekście pełnego złożenia. NX zapewnia w tym zakresie pełną funkcjonalność, której brakuje innym systemom CAM. Zapewnienie możliwości wielokrotnej analizy poprzez odpowiednie poziomy weryfikacji i symulacji pozwalają ocenić słuszność decyzji programistycznych w odniesieniu do przyjętej strategii obróbki. Przeprowadzenie symulacji obróbki za pomocą wirtualnej obrabiarki sterowanej G-kodami, pozwala zweryfikować poprawność wygenerowanych ścieżki obróbki jeszcze wewnątrz NX CAM. Zapewnia to możliwość użycia modelu bryłowego obrabiarki z uwzględnieniem kinematyki rzeczywistej maszyny i G-kodów z wygenerowanych za pomocą postprocesora NX. Cały proces opiera się na jednym modelu geometrycznym obrabianej części, począwszy od fazy projektowania, poprzez fazę wytwarzania w module CAM aż do programowania maszyn pomiarowych (CMM). Dodatkowa możliwość zintegrowania systemu NX z technologią Teamcenter (PLM) umożliwia zarządzanie zarówno danymi jak i procesami technologicznymi dając w ten sposób pełną informację na temat produkcji [2,3,7,8].

3. OBRÓBKA WIRNIKA TURBOSPRĘŻARKI W NX8.5

W prezentowanym w niniejszej pracy przypadku wirnika turbosprężarki, którego model wkomponowano w strukturę wirtualnej obrabiarki sterowanej (rys. 4), technologia obróbki została zaprojektowana z wykorzystaniem systemu NX8.5 zaś wykonana w warunkach rzeczywistych z wykorzystaniem z wykorzystaniem centrum DMU 65 MonoBlock. Opracowanie procesu technologicznego części klasy

wirnik w środowisku programowym Turbomachinery systemu NX8.5 jest stosunkowo proste. Praca technologa została ograniczona do wyboru odpowiednich geometrii pozwalających na definiowanie stref obróbki, oraz optymalnych ścieżek narzędzia pozwalających prowadzić obróbkę zgodnie z założeniami technologa. Pierwszym zadaniem jakie wykonano przygotowując proces technologiczny jest zbudowanie złożenia technologicznego w taki sposób, aby można było zapewnić równoległą pracę wielu zespołom projektowym jednocześnie. Zadanie to realizowano poprzez budowę odpowiedniego zhierarchizowanego systemu plików i katalogów, w którym zapisywano dane projektowe. Następnie wprowadzono geometrię zarówno części obrabianej jak i przygotówki. W przypadku obróbki części klasy wirnik w większości przypadków należy zdefiniować również geometrię uchwytów i przyrządów obróbkowych. Jest to powodowane koniecznością przesunięcia przestrzeni obróbki z nad powierzchni stołu, do poziomu bezpiecznego, przy którym w zakresie zakładanych wychyleń stołu lub wrzeciona nie dojdzie do ich wzajemnej kolizji. Na rys. 4 zaprezentowano przyjęty do dalszej pracy układ geometrii wraz z zamocowanym na stole wirtualnej maszyny uchwytem obróbkowym.



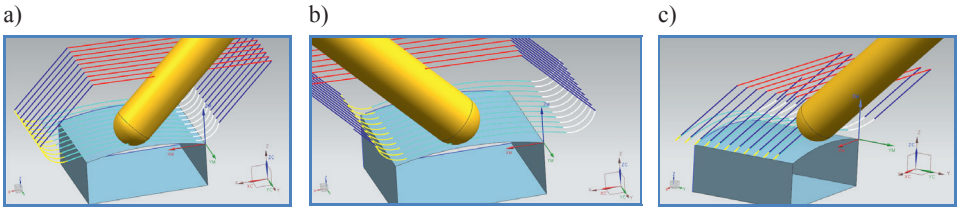
Rys. 4. Widok zdefiniowanych geometrii przyjętych podczas projektowania procesu obróbki wirnika z wykorzystaniem NX Turbomachinery

Wykorzystanie wirtualnej maszyny pozwala na pełną symulację kinematyki ruchów podczas obróbki, jak na maszynie rzeczywistej [4]. W kolejnych etapach opracowano poszczególne zabiegi zawierające definicję ścieżek narzędzia, które zostały uszeregowane w grupach nadrzędnych w zakresie zdefiniowanych parametrów. Z uwagi na sposób prowadzenia narzędzia (tj. wieloosiowego frezowania) do obróbki przyjęto geometrię dwóch frezów kulistych tj.: R216.42-08030-AK16A H10F oraz R216.42-04030-AP04G1620. Dla wybranych narzędzi przyjęto następujące parametry skrawania:

– posuw na ostrze f_z = 0,05 mm/ostrze,
– prędkość obrotowa wrzeciona n = 10 000 obr/min,
– głębokość skrawania a_p = 1 mm,

– odległość kolejnych wierszy obróbkowych a_e = 0,5mm
– prędkość ruchu posuwowego v_f = 500mm/min

Przyjęto określone strategie obróbki, które różniły się pochyleniem kąta osi frezu w stosunku do kierunku i zwrotu posuwu (rys. 5): pochylenie zgodne ze zwrotem posuwu (rys. 5a), pochylenie przeciwne do kierunku posuwu (rys.5b), pochylenie prostopadłe do kierunku posuwu (rys. 5c).



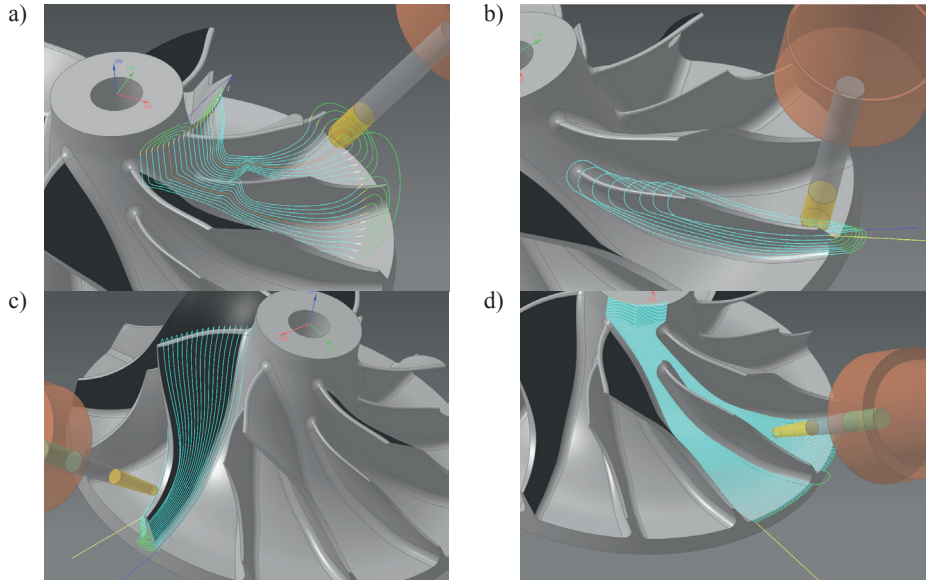
Rys. 5. Przyjęte strategie obróbki: a) pochylenie osi frezu zgodne ze zwrotem posuwu, b) pochylenie osi frezu przeciwne do zwrotu posuwu, c) pochylenie osi frezu prostopadłe do kierunku posuwu

W celu określenia wpływu położenia kątowego frezu w stosunku do tworzącej łopatki wirnika, obróbki dokonywano podczas skręcenia osi narzędzia odpowiednio pod kątami pochylenia: 0˚ (czyli prostopadle do powierzchni obrobionej), 5˚, 10˚, 15˚, 20˚, 30˚, 45˚, 60˚.

System NX zapewnia odpowiednie narzędzia, które pozwalają na kontrolę zarówno maksymalnej zmiany położenia osi narzędzia, jak również definiowanie maksymalnego kąta obtaczania łopatki, co zapewnia właściwe dopasowanie się ścieżek w celu zapewnienia optymalnych warunków skrawania i eliminację takich ruchów, podczas których uczestniczy punkt środkowy kuli narzędzia, w którym prędkość skrawania jest równa zero. W celu zoptymalizowania ilości ruchów narzędzia w obróbce resztek wykorzystano definicję minimalnej długości kroku – podając jaki odcinek system może pominąć podczas generowania ścieżek. Innym parametrem jakim można sterować jest określenie odległości łączenia ścieżek. System wykorzystuje tę informację łącząc obszary obróbki odległe od siebie zgodnie z wprowadzoną wartością kierowania ruchami roboczymi bez wychodzenia z materiału. Ma to na celu zminimalizowanie ruchów wejścia narzędzia w materiał, a w konsekwencji również stabilniejszą pracę oraz mniej dynamiczną pracę elementów wykonawczych maszyny, takich jak elementy stołu lub wrzeciona realizujące złożone ruchy skrawania. System umożliwia również zdefiniowanie minimalnej ilości materiału do usunięcia. Podanie powyższych informacji jest często związane ze stopniem znajomości oprogramowania jak również doświadczeniem technologa w zakresie kinematyki obrabiarki na jakiej ma być prowadzony proces obróbki [8]. Widok przykładowych zabiegów opracowanych w NX przedstawiono na rys. 6.

Wygenerowane ścieżki narzędzia pozwoliły na przeprowadzenie symulacji ruchów narzędzia dzięki wykorzystaniu wirtualnej maszyny DMU 65 MonoBlock.

Prowadzenie procesu symulacji pozwoliło na wykrycie kolizji miedzy elementami maszyny, sond narzędzi, uchwytów, części obrabianych z narzędziami wraz z oprawkami użytymi w procesie obróbki.

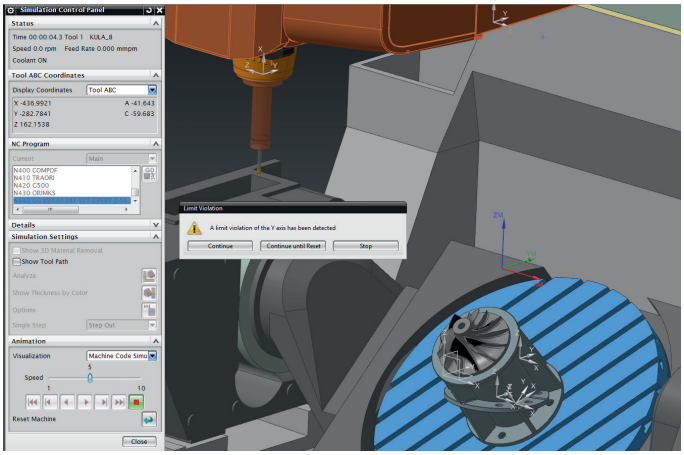


Rys. 6. Widok ścieżek narzędzia opracowanych w module Turbomachinery Milling w NX: a) obróbka zgróbna; b) obróbka wykończeniowa geometrii łopatki rozdzielającej; c) obróbka wykończeniowa geometrii łopatki głównej; d) obróbka wykończeniowa piasty wirnika

W użytym systemie NX istnieje także możliwość przeglądania funkcji wywoływanych w programie, cykli i funkcji M, G, H i innych poleceń. Wirtualna maszyna DMU 65 może również posłużyć do poprawy jakości procesów obróbki skrawaniem umożliwiając porównanie zaprojektowanych części z częściami będącymi w produkcji.

Równoległe prowadzenie procesu symulacji zapewnia ograniczenie kosztów produkcji poprzez eliminację drogich i czasochłonnych testów, zmniejszenie ręcznych interwencji operatora oraz zmniejszenie ryzyka uszkodzenia drogich obrabiarek, uchwytów i części poprzez eliminację kolizji. Zrealizowany proces symulacji kodu NC w środowisku systemu NX przedstawiono na rys. 7.

W zaprezentowanym powyżej oknie systemu przedstawiono sytuację, w której w skutek błędnego określenia położenia miejsca zerowego przedmiotu w przestrzeni obróbki wykryto błąd dotyczący ograniczenia przemieszczenia wrzeciona w kierunku Y. Proces symulacji odbywał się z uwzględnieniem ruchu narzędzia nie po wygenerowanych torach narzędzia a otrzymanym za pomocą postprocesora kodzie NC na układ sterowania Sinumerik 840 D.



Rys. 7. Symulacja kodu NC w środowisku symulacji NX

4. PODSUMOWANIE I WNIOSKI

Wykorzystanie systemów CAD/CAM oraz maszyn CNC zrewolucjonizowało standardowe podejście do projektowania technologii obróbki w tym do procesów związanych z konstrukcją oraz wytwarzaniem elementów klasy wirnik. Zaimplementowanie w systemie NX przyjaznego technologowi narzędzia, jakim jest moduł Turbomachinery Milling pozwala na szybkie opracowanie procesu technologicznego dowolnego rotora o skomplikowanych kształtach, zbudowanego w oparciu o powierzchnię swobodne co powodowało duże skomplikowanie zagadnienia do tej pory w innych systemach wspomagających procesy technologiczne.

Dzięki wykorzystaniu tego narzędzia możliwe jest opracowanie inteligentnych ścieżek narzędzia dla elementów typu wirnik, co zapewnia szybszy czas obróbki, przy wyższej jakości wykończenia powierzchni obrabianej oraz dłuższy czas pracy narzędzia. Realizacja praktyczna zaproponowanego procesu technologicznego obróbki wirnika, oraz ocena stanu geometrycznego powierzchni łopatek wykonanych z różnymi strategiami, zostanie zaprezentowany w drugiej części niniejszego artykułu.

LITERATURA

[1] AUGUSTYN K., *NX CAM Programowanie ścieżek dla obrabiarek CNC*, Wyd. Helion, 2009.
[2] AUGUSTYN K., *Systemy CAM w praktyce. NX & TURBOmachinery – Opis najnowszej wersji NX CAM 7.5 cz. II*. Czasopismo internetowe, CADBlog.pl, 2013.
[3] *Fixed Axis Techniques – Workbook*, Siemens PLM Software, April 2008.

[4] JÓZWIK J., WŁODARCZYK M., ŚCIERKA T., *Model geometryczny i kinematyczny pionowego centrum obróbczego CNC FV 580A.* Postępy nauki i techniki, nr 5, s.85-96, 2010.
[5] JÓZWIK J., *Advanced technologies in Production Engineering*, LTN 2009.
[6] KRÁĽ J. et al., *Obmedzujúce limity dnešných CNC obrábacích centier*. Acta Mechanica Slovaca, 12, 3: 219-222, 2008.
[7] *NX Manufacturing Fundamentals – Workbook*, Siemens PLM Software, April 2008.
[8] WŁODARCZYK M., JÓZWIK J., *Zaawansowane metody integracji weryfikacji i symulacji procesów obróbki skrawaniem z użyciem systemów CAD/CAM/CAE na przykładzie NX6.* 11th International Conference „Automation in Production Planning and Manufacturing", Zilina, Slovakia, 2010.

MACHINING OF TURBINE ROTOR PART 1. COMPUTER AIDED MANUFACTURING IN NX SYSTEM ENVIRONMENT

This paper presents a methodology for machining turbine rotors in NX. As example was prepared manufacturing process of model rotor with splitter blades. The blades were made with different tilt angle of the mill relative to the surface of the rotor blades, while maintaining a constant value of the remaining cutting conditions. After that machining technology was performed by using 5 – axis vertical machining center DMU65 monoblock.

Key words: simulation of the cutting process, the verification of tool path, kinematic model, blade machining, surface roughness

OBRÓBKA WIRNIKA TURBINY CZ. 2. OCENA STANU GEOMETRYCZNEGO POWIERZCHNI ŁOPATKI PO OBRÓBCE

Jerzy JÓZWIK, Maciej WŁODARCZYK[1]

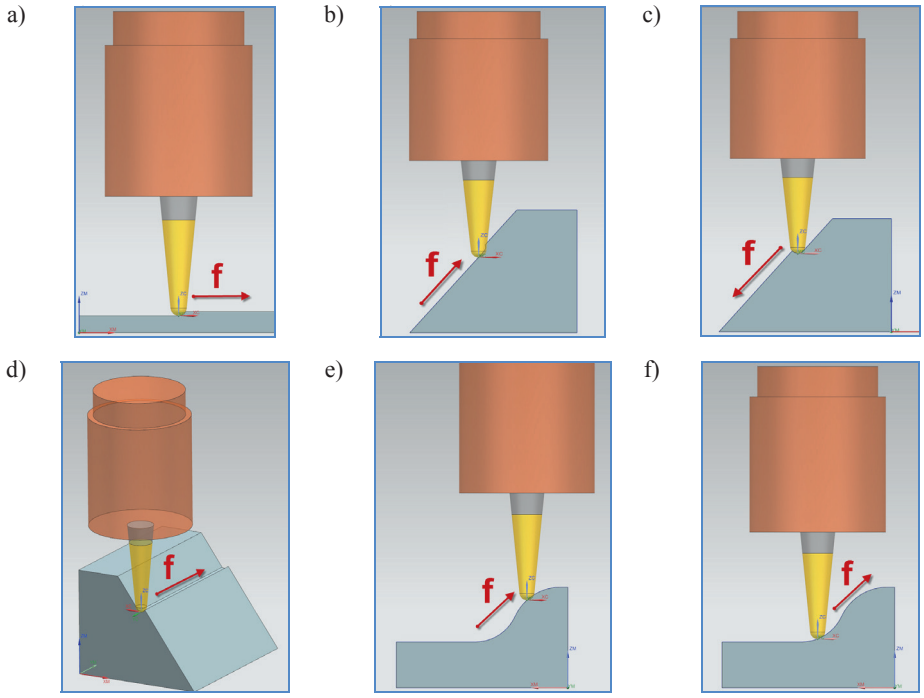
1. SPECYFIKA OBRÓBKI FREZEM KULISTYM

Realizacja obróbki matryc, form i przedmiotów o złożonej powierzchni w przemyśle samochodowym, lotniczym i zbrojeniowym wymaga stosowania frezów kulistych. Innym szerokim zastosowaniem frezów kulistych jest obróbka wykańczająca wirników. Strategia obróbki frezem kulistym wpływa na cały proces wytwarzania [1–6]. Głównym parametrem determinującym przebieg obróbki jest promień frezu oraz materiał, z którego jest on wykonany. Narzędzia te kształtują złożoną geometrię, gdzie w trakcie obróbki zmienia się udział czynnej części kulistej frezu (krawędzi skrawających) w zależności od kąta pochylenia narzędzia względem powierzchni obrobionej. W pracach [7,8] zaprezentowano szczegółowe rozważania dotyczące związków pomiędzy kątem pochylenia narzędzia względem powierzchni obrobionej a zaangażowaniem czynnej części kulistej frezu podczas obróbki, dla różnych wartości głębokości skrawania. Na rys.1 zaprezentowano różne rodzaje lokalnych kształtów obrabianych przez frez kulisty. Wektorem *f* oznaczono kierunek posuwu.

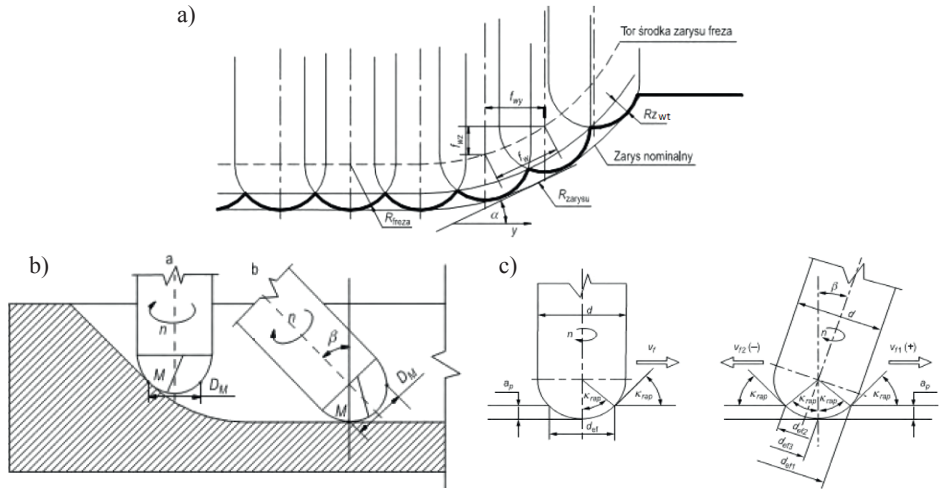
Na rys. 2 przedstawiono zarówno frezowanie złożonej powierzchni przestrzennej ze zmiennym układem ustawienia (rys. 2a), jak i pochylenie frezu dla zachowania stałej prędkości skrawania (rys. 2b) oraz wpływ położenia frezu na jego średnice efektywne (rys. 2c).

Zarówno na rys. 1 jak i rys. 2 przedstawiono przykładowe warunki pracy w jakich współpracuje z przedmiotem obrabianym frez kulisty na obrabiarce 3 osiowej. Nie trudno dostrzec, że zupełnie inny będzie kąt pracy narzędzia przy wznoszeniu się (rys. 1b), a inny przy zjeżdżaniu w dół na pochyłościach o tych samych kątach (rys. 1c). Podstawową różnicę stanowi powierzchnia kulista frezu mierzona od osi narzędzia, która jest zaangażowana w obróbkę. W zależności od kierunku i kąta pochylenia może to wpływać zarówno na trwałość narzędzia jak i stan geometryczny powierzchni obrobionej.

[1] Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny, ul. Nadbystrzycka 36, 20-618 Lublin.

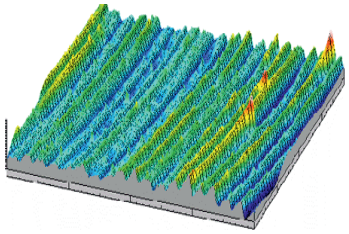


Rys. 1. Rodzaje lokalnych kształtów obrabianych przez frez kulisty: a) obróbka poziomej powierzchni płaskiej, b) i c) frezowanie powierzchni skośnej, d) frezowanie powierzchni skośnej z posuwem wzdłużnym, e) i f) frezowanie po torze krzywoliniowym, *f* – kierunek posuwu [2]

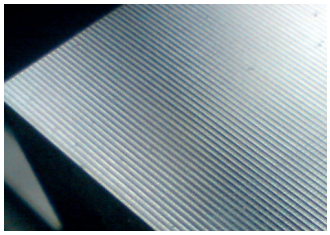


Rys. 2. Różne konfiguracje i związki położenia frezu względem powierzchni przedmiotu obrabianego: a) frezowanie złożonej powierzchni przestrzennej ze zmiennym układem ustawienia, b) pochylenie frezu dla zachowania stałej prędkości skrawania, c) wpływ położenia frezu na jego średnice efektywne [9,10]

Zerowa prędkość skrawania w osi frezu jest niekorzystana zarówno w aspekcie oddziaływania na ostrze narzędzia skrawającego jak i stan geometryczny powierzchni przedmiotu obrabianego.

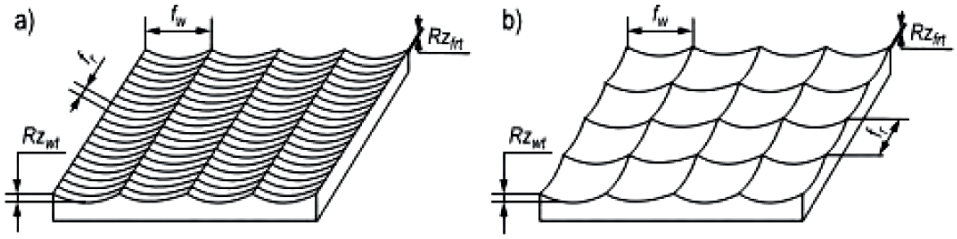


Rys. 3. Przestrzenny obraz nierówności [19]



Rys. 4. Kierunkowość obrobionego detalu

Na rys. 3 zaprezentowano przestrzenny obraz nierówności powierzchni przedmiotu obrabianego zaś na rys. 4 przykładowy obraz kierunkowości struktury powierzchni obrobionej frezem kulistym. Rysunek 5 przedstawia strukturę geometryczną wraz z parametrami nierówności powierzchni obrobionej frezem kulistym.



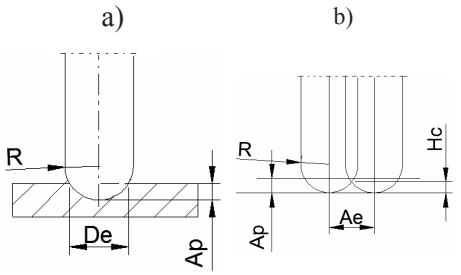
Rys. 5. Struktura nierówności powierzchni obrobionej frezem kulistym: a) f_w»f_r b) $f_w = f_r$ [10]

Na rys. 6 zaprezentowano parametry geometryczne styku frezu kulistego z przedmiotem obrabianym zaś na rys. 7 wpływ pochylenia frezu na wielkość zaangażowania krawędzi skrawającej przy pochyleniu frezu 20° i 60°. Odległość miejsca skrawania znacznie zmienia swoje położenie względem osi narzędzia. Dzięki temu prędkość skrawania jest w tym punkcie dużo większa.

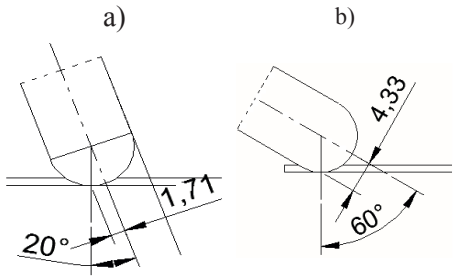
Efektywna średnica jest głównym czynnikiem koniecznym do obliczenia niezbędnej prędkości wrzeciona. Średnica efektywna D_e definiowana jest, jako rzeczywista średnica frezu na osiowej linii frezowania. Średnica efektywna D_e zależy od promienia narzędzia R i osiowej głębokości frezowania a_p (1):

$$D_e = 2\sqrt{R^2 - (R - a_p)^2} \tag{1}$$

gdzie:
D_e – średnica efektywna [mm],
a_p – głębokość skrawania [mm],
R – promień narzędzia[mm]



Rys. 6. Średnica efektywna dla zadanej głębokości skrawania (a) oraz teoretyczna wysokość mikronierówności *Hc* zależna od a_e i *R* (b)



Rys. 7. Wpływ pochylenia frezu na wartość zaangażowania krawędzi skrawającej: a) pochylenie frezu o 20°, b) pochylenie frezu o 60°

Efektywna średnica D_e jest decydująca przy prawidłowej prędkości skrawania v_c (2) dla frezu z głowicą kulistą.

$$v_c = \frac{\pi D_e n}{1000} \tag{2}$$

gdzie:
v_c – prędkość skrawania [m/min],
n – liczba obrotów [obr/min],
D_e – średnica efektywna [mm]

Frez trzpieniowy kulisty stosowany jest do obróbki powierzchni w trybie „linia po linii". Decydujący wpływ na stan geometryczny powierzchni ma odstęp między poszczególnymi liniami – odstęp ścieżek a_e (4), bedący w zależności z wysokością mikronierówności H_c (3).

$$Hc = R - \sqrt{R^2 - \left(\frac{Ae}{2}\right)^2} \tag{3}$$

$$Ae = 2 \cdot \sqrt{R^2 - (R - Hc)^2} \tag{4}$$

Odstęp ścieżek a_e (4) oraz promień zaokrąglenia narzędzia R wpływa na teoretyczną wysokość H_c na powierzchni obrobionej. W tabeli 1 zaprezentowano

Tabela 1. Porównanie parametrów obróbki wykańczającej frezem kulistym o osi prostopadłej do powierzchni oraz frezem pochylonym pod katem 20° i 60°

Operacja – obróbka wykańczająca	Frez niepochylony	Frez pochylony 20°	Frez pochylony 45°
a_p =1 mm a_e = 0,5mm f = 0,05 mm/obr n = 10000 obr/min	D_c = 10 mm D_e = 0,1 v_c = 188,4 m/min	D_c = 10 mm D_e = 1,71*2= 3,42 v_c = 111,2 m/min	D_c = 10 mm D_e = 4,33*2 = 8,66 v_c = 271,9 m/min

porównanie parametrów obróbki wykańczającej frezem kulistym o osi prostopadłej do powierzchni oraz frezem pochylonym pod katem 20° i 60°.

W części badawczej niniejszej parcy dokonano oceny wpływu pochylenia frezu kulistego względem powierzchni łopatki wirnika (przy stałych parametrach skrawania) na wynik obróbki (parametry nierówności powierzchni).

2. STANOWISKO I WARUNKI OBRÓBKI

Obróbkę przedmiotowego wirnika przeprowadzono na frezarce 5 osiowej firmy DMG MoriSeiki DMU65 MonoBlock ze sterowaniem Siemens 840D SL MD (rys. 8), realizując uprzednio opracowany proces technologiczny obróbki w systemie NX. Wykorzystana do obróbki obrabiarka z wrzecionem szybkoobrotowym posiada duży obszar roboczy 650×650×560 mm (X×Y×Z) jest stabilna i bardzo dynamiczna.



Rys. 8. Stanowisko obróbkowe 5-osiowe centrum obróbkowe DMU65 MonoBlock ze sterowaniem Siemens 840D SL MD

Do mocowania przedmiotu obrabianego na stole obrotowo-uchylnym obrabiarki wykorzystano specjalnie zaprojektowane uchwyt obróbkowy (rys. 9) umożliwiający pełne wykorzystanie 5-osi maszyny.

Zaprojektowany uchwyt zapewnił wysoką stabilność obróbki, minimalne drgania oraz wysoką pewność ustalenia i zamocowania przedmiotu na stole maszyny. Przyjęte podczas obróbki warunki technologiczne skrawania to zdefiniowane na etapie projektowania technologii parametry: posuw na ostrze f_z = 0,05mm/ostrze, prędkość obrotowa wrzeciona n = 10 000 obr/min, głębokość skrawania a_p = 1mm, odległość kolejnych wierszy obróbkowych a_e = 0,5 mm, prędkość ruchu posuwowego v_f = 500 mm/min, zaś prędkość skrawania v_c pozostowała w zależności od



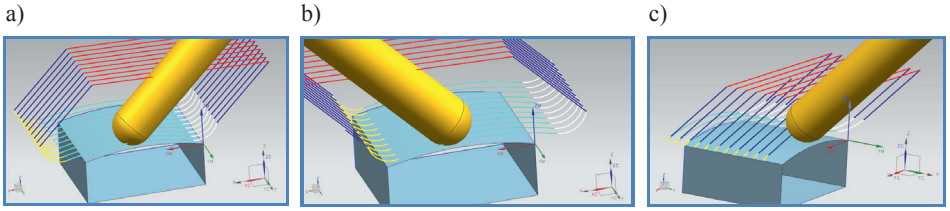
Rys. 9. Widok zamocowanego półfabrykatu w specjalnie zaprojektowanym uchwycie obróbkowym

kąta pochylenia frezu, a w konsekwencji od średnicy efektywnej pracy narzędzia D_e. Jako parametry stałe przyjęto: głębokość skrawania a_p, prędkość obrotową wrzeciona n oraz prędkość ruchu posuwowego v_f.

3. PRZEBIEG OBRÓBKI I POMIARÓW

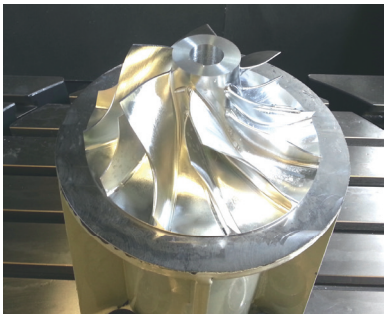
W wyniku tak zaplanowanego eksperymentu, przeprowadzono proces skrawania na 5 osiowym centrum obróbkowym DMU65 MonoBlock firmy DMG Mori-Seiki ze sterowaniem Siemens 840D SL MD (rys. 8).

Podczas obróbki frezem palcowym kulistym, najbardziej krytycznym obszarem skrawania jest środek narzędzia części kulistej w obrębie osi, gdzie prędkość skrawania jest bliska zeru, zaś w osi równa zeru. Wpływa to niekorzystnie na proces skrawania. Dlatego, zaleca się przechylanie wrzeciona lub przedmiotu obrabianego o 10 do 15 stopni, co powoduje przesunięcie strefy skrawania od środka narzędzia na zewnątrz. W prezentowanej pracy, łopatki wirnika obrabiano pod następującymi kątami pochylenia frezu w stosunku do powierzchni łopatki: 0˚ (czyli prostopadle do powierzchni obrobionej), 5˚, 10˚, 15˚, 20˚, 30˚, 45˚, 60˚.

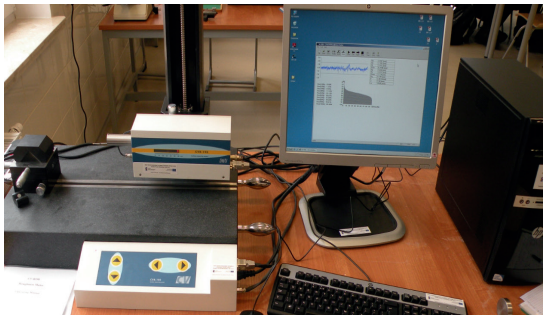


Rys. 10. Strategie obróbki przyjęte podczas badań: a) pochylenie osi frezu zgodne ze zwrotem posuwu, b) pochylenie osi frezu przeciwne do zwrotu posuwu, c) pochylenie osi frezu prostopadłe do kierunku posuwu

Po obróbce realizowanej z różnymi strategiami, w których zmieniał się kąt pochylenia osi frezu w stosunku do kierunku i zwrotu posuwu (rys. 10), dokonano oceny dokładności geometrycznej powierzchni. Mierzonymi parametrami były parametry chropowatości powierzchni, takie jak: *Ra, Rz, Rp, Rq, Rt, Rv, RSm*. Widok gotowego wirnika przedstawiono na rys. 11.



Rys. 11. Gotowy wirnik po procesie obróbki



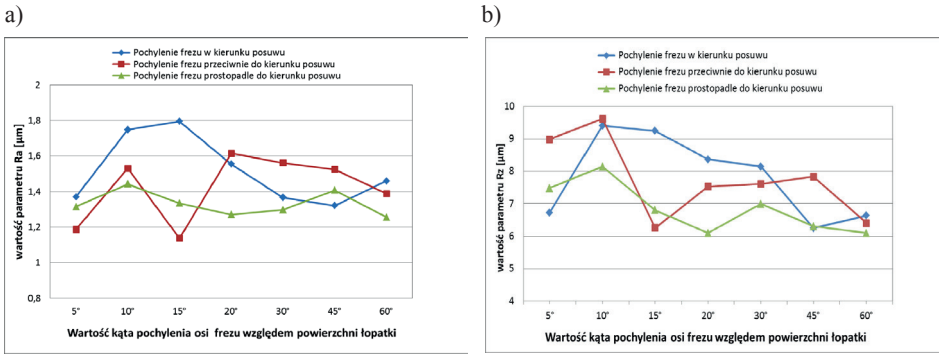
Rys. 12. Profilografometr CVR-190

Z poszczególnych łopatek wykonanych z różnymi strategiami wycięto próbki, które poddano ocenie chropowatości powierzchni. Pomiaru parametrów chropowatości dokonywano z wykorzystaniem profilografometru CVR-190 zaprezentowanego na rys. 12.

4. WYNIKI BADAŃ

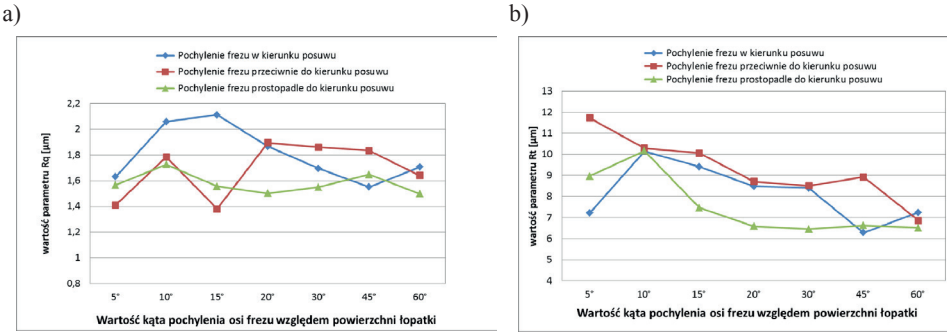
W oparciu o przeprowadzone badania eksperymentalne i pomiary uzyskano wartości parametrów chropowatości łopatek (próbek wycietych z łopatki) obrobionych przy różnych kątach pochylenia powierzchni łopatki wirnika turbiny w stosunku do osi frezu. Rys. 13 przedstawia przebieg zmian wartości parametru *Ra* i *Rz* mierzonego prostopadle do śladów obróbki w zależności od pochylenia frezu (5–60°).

Na rys. 14 zaprezentowano przebieg zmian wartości parametru *Rq* i *Rt* mierzonego prostopadle do śladów obróbki w funkcji kąta położenia osi frezu kulistego względem powierzchni łopatki wirnika. Pochylenie osi frezu w kierunku wektora prędkości ruchu posuwowego v_f (strategia rys. 10a) daje najgorsze wyniki w przedziale wartości kątów 10–20°. Zupełnie odwrotny trend zaobserwowano w przypadku pochylenia osi frezu przeciwnie do kierunku wektora prędkości ruchu posuwowego v_f (strategia rys. 10b). Można zatem wnioskować, że kierunek i zwrot przemieszczania się odchylonego frezu (lub przedmiotu obrabianego) ma istotne znaczenie podczas konstytuowania struktury geometrycznej łopatki wirnika. Można także stwierdzić, że w większości wypadków obróbka wg strategii



Rys. 13. Przebieg zmian wartości parametru *Ra* i *Rz* mierzonego prostopadle do śladów obróbki w zależności od pochylenia osi frezu: a) parametr *Ra*, b) parametr *Rz*

zgodnej z kierunkiem posuwu jest niemalże lustrzanym odbiciem strategii obróbki, kiedy narzędzie jest odchylone podczas skrawania w kierunku wektora prędkości ruchu posuwowego v_f.

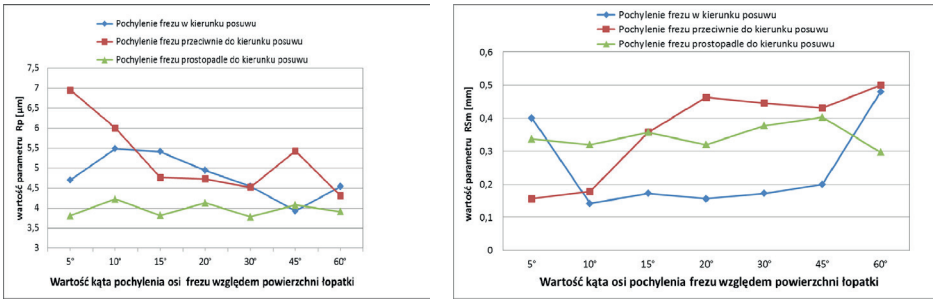


Rys. 14. Przebieg zmian wartości parametru *Rq* i *Rt* mierzonego prostopadle do śladów obróbki w zależności od pochylenia osi frezu: a) parametr *Rq*, b) parametr *Rt*

Rys. 15 przedstawia charakterystykę zmian parametrów chropowatości *Rp* i *RSm*. Z zaprezentowanej na rys. 15b charakterystyki wynika, że wartość parametru *RSm* przyjmuje stosunkowo wysokie wartości z przedziału 180–500 µm. Wartości te są uzależnione od wartości kąta położenia frezu w stosunku do powierzchni łopatki, a także przyjętej odległości kolejnych wierszy obróbkowych (w pracy równej a_e = 0,5 mm).

Z przedstawionych na rys. 13–15 przebiegów wynika, że najlepsze rezultaty obróbki (w aspekcie minmalnej chropowatości powierzchni) przynosi pochylenie osi frezu kulistego w kierunku prostopadłym do wektora prędkości ruchu posuwowego v_f (rys. 10c). Z przeprowadzonych analiz dla przyjętych w pracy warunków technologicznych i geometrycznych obróbki nie uzyskano istotnej poprawy jakości powierzchni łopatki wirnika, a w niektórych przypadkach wręcz jej

a) b)



Rys. 15. Przebieg zmian wartości parametru *Rp* i *RSm* mierzonego prostopadle do śladów obróbki w zależności od pochylenia osi frezu: a) parametr *Rp*, b) parametr *RSm*

pogorszenie. Spowodowane to być może przez wzrost udziału składowej promieniowej siły skrawania działającej na frez, zbyt dużym wysięgiem narzędzia i utratą stabilności układu. W konsekwencji można powiedzieć, że duże wartości kąta pochylenia osi frezu kulistego względem obrobionej powierzchni nie prowadzi do poprawy stanu geometryczne powierzchni po obróbce.

5. PODSUMOWANIE I WNIOSKI

Zagadnienie optymalizacji położenia osi frezu w stosunku do powierzchni przedmiotu obrabianego podczas obróbki jest zagadnieniem ważnym i istotnym z punktu widzenia efektywnego usuwania materiału, stanu geometrycznego powierzchni obrabianej a w konsekwencji dużej sprawności i wydajności pracy wirnika w zespole. Dynamiczne procesy mechaniczne zachodzące podczas obróbki wirników frezami kulistymi są powodem drgań narzędzia a w konsekwencji przekładają się na pogorszenie jakości obróbki. Przesuniecie części zaangażowanej powierzchni kulistej podczas obróbki w kierunku wzrostu wymiaru średnicy efektywnej na zewnątrz frezu i wzrost prędkości skrawania spowodowało prawdopodobnie niekorzystny rozkład sił, generowanie znacznych ilości ciepła i wzrost drgań narzędzia. Brak istotnej poprawy jakości powierzchni łopatki wirnika wskutek pochylenia osi narzędzia, a w niektórych przypadkach wręcz jej pogorszenie może być spowodowane przez wzrost udziału składowej promieniowej siły skrawania działającej na frez, zbyt dużym wysięgiem narzędzia i utratą stabilności układu.

Z przeprowadzonych badań wynika, że kierunek i zwrot (strategia) przemieszczania się odchylonego frezu (lub przedmiotu obrabianego) ma istotne znaczenie podczas konstytuowania struktury geometrycznej łopatki wirnika. Pochylenie osi frezu w kierunku wektora prędkości ruchu posuwowego v_f (strategia rys. 10a) daje najgorsze wyniki w przedziale wartości kątów 10–20°. Najlepsze rezultaty

obróbki (w aspekcie minmalnej chropowatości powierzchni) przynosi pochylenie osi frezu kulistego w kierunku prostopadłym do wektora prędkości ruchu posuwowego v_f (rys. 10c).

Przeprowadzone w pracy rozważania wymagają jednak przeprowadzenia szerszych badań, uwzględniających odpowiednio specyfikę geometrii łopatki, głównie jej grubości (przekrój wpływający na sztywność układu) oraz krzywiznę łopatki jak również szeroką gamę technologicznych warunków skrawania, średnicę wykorzystywanego narzędzia (promień roboczej części kulistej frezu) i warunków chłodzenia. Wyniki tych badań zostaną opublikowane w kolejnych publikacjach autorów.

LITERATURA

[1] GRZESIK W., *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych.* WNT, Warszawa, 2010.
[2] JEMIELNIAK K., *Obróbka skrawaniem*, Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, 1998.
[3] JÓZWIK J., FILIPIAK P., *The analysis of feedrate correction influence on corner radius errors of workpieces during milling*. Conference on Supervising and Diagnostics of Machining Systems, High Performance Manufacturing Machines, Journal of Machine Engineering, 8 (4), 2009.
[4] JÓZWIK J.- i inni, *Techniki wytwarzania w budowie maszyn – aktualne zagadnienia badawcze*. Wyd. Lubelskie Towarzystwo Naukowe LTN, Lublin, 2007.
[5] JÓZWIK J., KOBYŁKA M., *Badanie wpływu parametrów geometrycznych kieszeni prostokątnej oraz warunków realizacji procesu skrawania na drgania podczas frezowania trochoidalnego.* Postępy Nauki i Techniki, 8, 2011.
[6] JÓZWIK J., *Advanced technologies in Production Engineering*. Wyd. Lubelskie Towarzystwo Naukowe LTN, 2009.
[7] KŁONICA M., JÓZWIK J., *Analiza mikronierówności powierzchni ścianek pochyłych po obróbce trzpieniowym frezem kulistym na obrabiarce CNC*. 9th International Conference „Automation in Production Planning and Manufacturing" Zilina 5-7.05.2008, Slovakia. Published by Scientific and Technical Society at the University of Zilina, 2008, 117–124.
[8] KŁONICA M.: JÓZWIK J., *Stan geometryczny powierzchni ścianek pochyłych po obróbce trzpieniowym frezem kulistym*. Narzędziowiec, 2, 2008.
[9] OCZOŚ K., LIUBIMOV V., *Struktura geometryczna powierzchni*. Politechnika Rzeszowska, Rzeszów, 2003.
[10] OLSZAK W., *Obróbka skrawaniem.* WNT, Warszawa, 2009.

MACHINING OF TURBINE ROTOR PART 2. EVALUATION OF SURFACE ROUGHNESS OF BLADE OF ROTOR AFTER MILLING PROCESS

This paper presents a practical implementation of design in system NX technology of turbine machining. Machining of the rotor was performed on 5-axis milling center DMG MoriSeiki DMU65 MonoBlock with Siemens 840D SL MD. In work was analyzed the impact of the tilt angle of the tool axis on geometric accuracy of the rotor blades. The blades were made with different tilt angle to the tool relative to the surface of the rotor blades, while maintaining a constant value of the remaining cutting conditions.

Key words: simulation of the cutting process, the verification of tool path, kinematic model, blade machining, surface roughness

OPTYMALIZACJA PROCESU TOCZENIA NA SUCHO STOPU ALUMINIUM EN-AC-AlSi7Mg0,3ST6

Witold HABRAT[1], Andrzej NOWOTNIK[2], Piotr LASKOWSKI[3], Krzysztof KRUPA[2]

1. WPROWADZENIE

Obróbka mechaniczna niektórych części konstrukcyjnych ze stopów aluminium musi być realizowana w procesie „suchym" – bez stosowania cieczy chłodząco-smarujących (na bazie składników smarujących i wody). Gwarantuje to m.in. uzyskanie połączeń spawanych o wymaganej szczelności gazowej.

W literaturze spotyka się względnie dużo informacji na temat zagadnienia obróbki skrawaniem na sucho [1,2], jednak w odniesieniu do kształtowania ubytkowego stopów aluminium ten problem stwarza duże trudności technologiczne [4,6].

W artykule przedstawiono możliwości optymalizacji numerycznej procesu toczenia na sucho stopu aluminium EN-AC-AlSi7Mg0,3ST6 w oparciu o zależności modelowe procesu uzyskane na podstawie badań doświadczalnych. Określono przy tym czynniki, które bezpośrednio wpływają na dobór optymalnych nastaw procesu.

2. WARUNKI BADAŃ DOŚWIADCZALNYCH

Stanowisko badawcze przygotowano w Laboratorium Badań Materiałów dla Przemysłu Lotniczego Politechniki Rzeszowskiej w oparciu o tokarkę CNC NEF600. Do badań procesów obróbki ubytkowej na sucho stopu aluminium EN-AC-AlSi7Mg0,3ST6 użyto następujących układów pomiarowych:

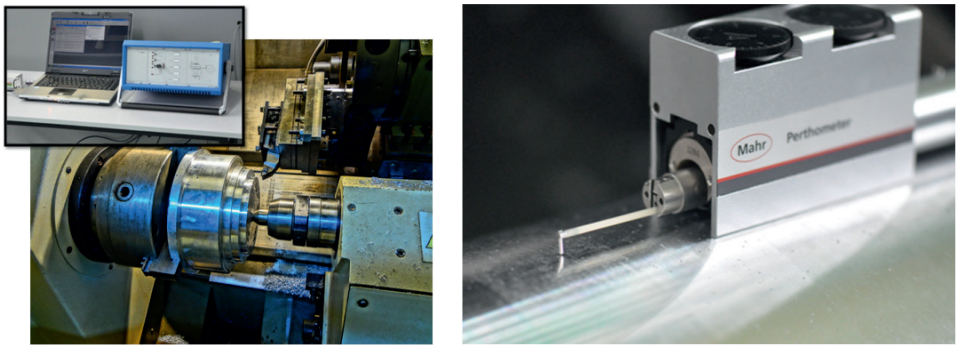
– składowych siły skrawania w procesie toczenia,
– parametrów chropowatości przedmiotu obrabianego,
– temperatury w strefie skrawania.

[1] Politechnika Rzeszowska, Katedra Technik Wytwarzania i Automatyzacji, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów.

[2] Politechnika Rzeszowska, Laboratorium Badań Materiałów dla Przemysłu Lotniczego, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów.

[3] WSK „PZL-Rzeszów" S.A., ul. Hetmańska 120, 35-078 Rzeszów.

Składowe siły skrawania w procesie toczenia mierzono za pomocą siłomierza piezoelektrycznego Kistler 9257B – przymocowanego za pomocą oprawki VDI do głowicy rewolwerowej (rys. 1a), umożliwiającego pomiar wartości siły obwodowej (F_c), posuwowej (F_f) i odporowej (F_p). Analogowy sygnał z siłomierza przekazywany był do wzmacniacza ładunku typu 5019B i transmitowany do komputera przez złącze PCMCIA za pomocą 12-bitowego przetwornika analogowo cyfrowego NI 6062E firmy National Instruments. Wizualizację, przetwarzanie i zapisywanie sygnału prowadzono za pomocą systemu CutPro. Częstotliwość próbkowania sygnału ustalono na 500 Hz. Chropowatość obrabianej powierzchni mierzono za pomocą profilografometru Perthometr S2 firmy Mahr (rys. 1b).



Rys. 1. Układy pomiarowe w przestrzeni roboczej obrabiarki: a) sił skrawania b) chropowatości powierzchni

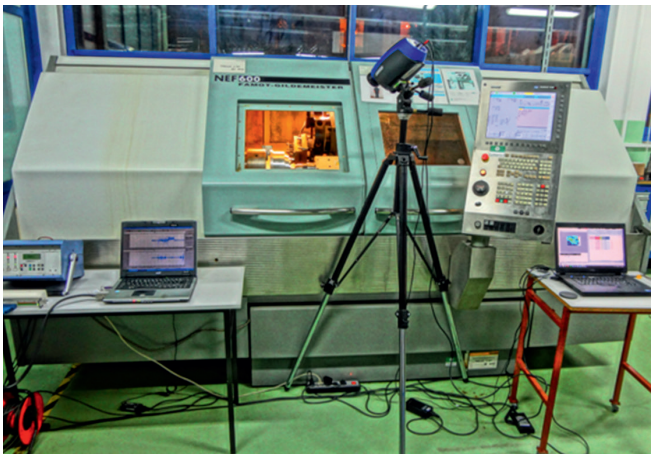
Pomiar temperatury realizowano z zastosowaniem kamery termowizyjnej FLIR SC5000 skierowanej bezpośrednio na strefę skrawania od strony powierzchni natarcia (rys. 2).

Badania realizowano z użyciem wkładki ostrzowej CCGT120408-AZ firmy Mitsubishi wykonanej z węglika spiekanego HTi10. Na rys. 3 przedstawiono charakterystykę geometryczną zastosowanego narzędzia.

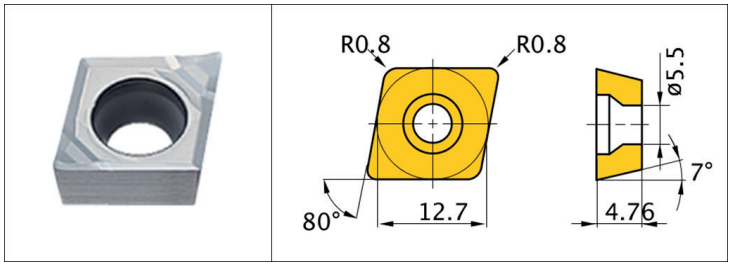
Do badań przyjęto stop aluminium EN-AC-AlSi7Mg0,3ST6 w postaci odlewów cylindrycznych o średnicy Ø350 mm. Stopy aluminium tej grupy należą do grupy tzw. odlewniczych stopów aluminium. Ich szerokie zastosowanie wynika z dobrych właściwości odlewniczych, wysokiej podatności do procesów przeróbki plastycznej i obróbki cieplnej oraz skrawaniem. W zależności od wymaganych właściwości mechanicznych stop taki można poddać operacjom obróbki cieplnej.

Realizacja badań doświadczalnych objętych zakresem tematyki opracowania wymagała przyjęcia określonych parametrów procesu obróbki skrawaniem. Przyjęto parametry ustalone na etapie badań wstępnych:

– prędkość skrawania v_c = 300–500 m/min,
– posuw f = 0,05–0,25 mm/obr,
– głębokość skrawania a_p = 0,1–0,5 mm.



Rys. 2. Układ pomiaru temperatury kamerą FLIR SC5000



Rys. 3. Wkładka ostrzowa CCGT120408-AZ

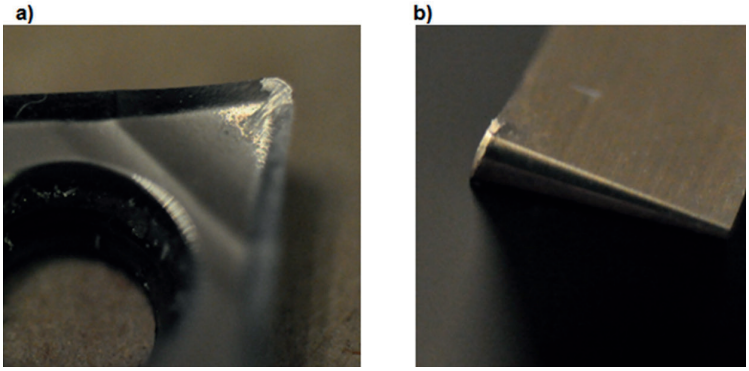
Do projektowania badań doświadczalnych zastosowano metodę RSM – plan kompozycyjny rotalny [5]. Analizę wyników przeprowadzono z użyciem oprogramowania Design-Expert 8.0.7 [7].

3. WYNIKI BADAŃ DOŚWIADCZALNYCH ORAZ WYBRANE MODELE PROCESU

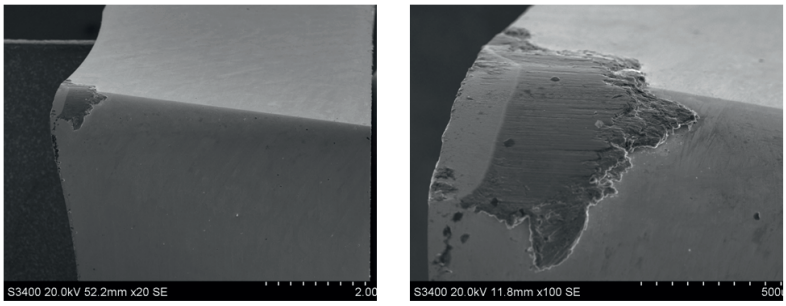
3.1. ZUŻYCIE WKŁADKI OSTRZOWEJ

Podczas realizacji procesu obróbki skrawaniem na sucho stopu EN-AC-AlSi7Mg0,3ST6 nie obserwowano istotnego zużycia żłobkowego na powierzchni natarcia ani starcia na powierzchni przyłożenia określonego parametrem *VB*. Dominującym, krytycznym czynnikiem był adhezyjny mechanizm zużycia w postaci tworzenia narostu na ostrzu (rys. 4 i 5).

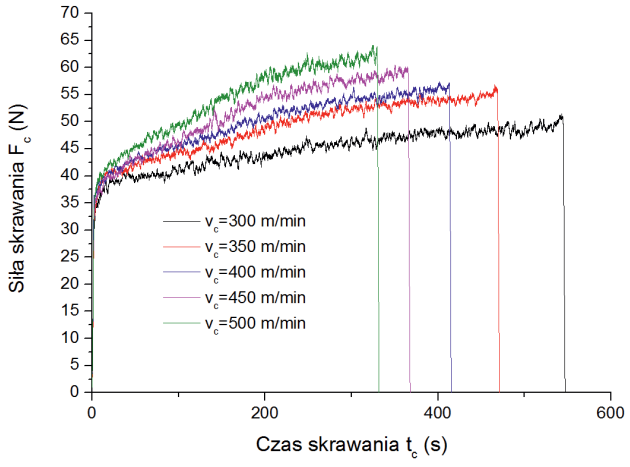
Wraz z pojawieniem się zużycia narzędzia obserwowano wzrost składowych siły skrawania (rys. 6), pojawianie się drgań, podwyższenie temperatury w strefie skrawania, pogorszenie jakości powierzchni oraz dokładności wymiarowo-kształtowej.



Rys. 4. Narost w obszarze ostrza: a) na powierzchni natarcia wkładki CCGT120408-AZ, b) na powierzchni przyłożenia wkładki CCGT120408-AZ



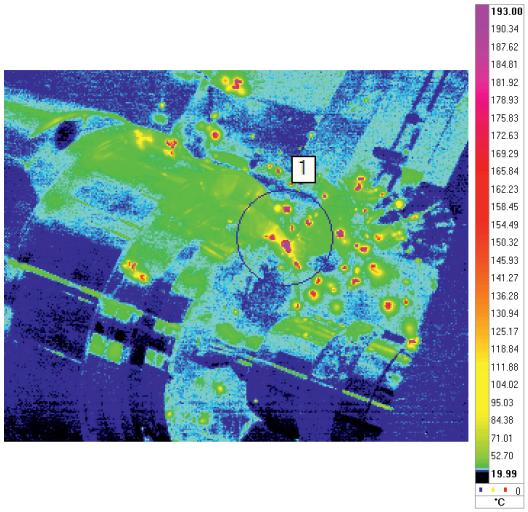
Rys. 5. Przykładowe zużycie wkładki ostrzowej CCGT120408-AZ HTi10 – powierzchnia przyłożenia (elektronowy mikroskop skaningowy-SEM, pow. 20x, i 100x)



Rys. 6. Zmiany wartości siły skrawania F_c (składowej obwodowej) w czasie skrawania t_c dla wybranych prędkości skrawania (wkładka ostrzowa CCGT120408-AZ)

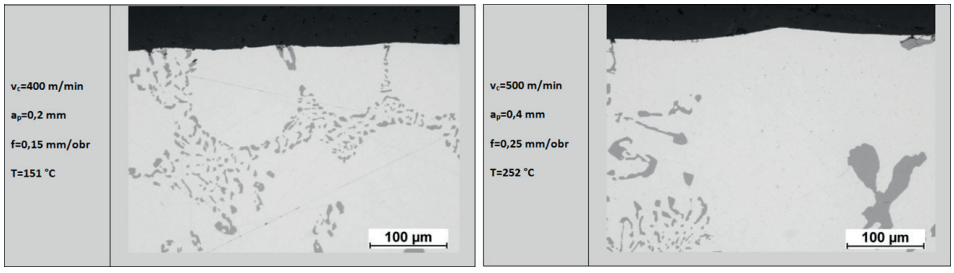
3.2. TEMPERATURA W STREFIE SKRAWANIA

W procesie skrawania szacuje się, że ponad 90% energii skrawania zamieniane jest w ciepło. Brak cieczy chłodząco-smarującej powoduje, że strumień ciepła odprowadzony w jednostce czasu ze strefy skrawania jest mniejszy, co powoduje jego koncentrację w strefie skrawania. Ma to duży wpływ na zjawiska fizyczne zachodzące w procesie skrawania oraz adhezyjne zużycie narzędzia.

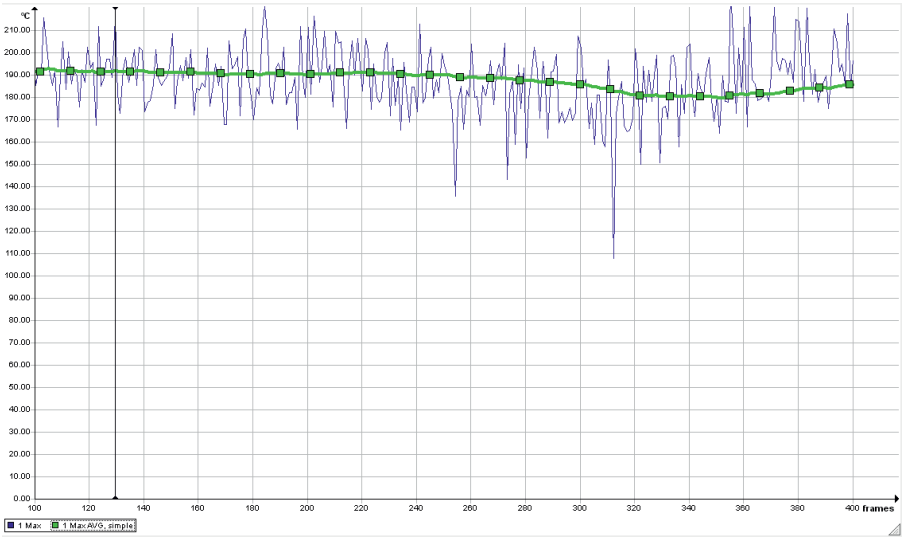


Rys. 7. Przykładowy rozkład temperatury w strefie skrawania

Analiza mikrostruktury warstwy skrawanej potwierdza, że obróbka skrawaniem oraz efekty cieplne powstające podczas realizowanego procesu skrawania na sucho stopu aluminium EN-AC-AlSi7Mg0,3ST6 nie mają wpływu na rozkład oraz zmianę morfologii składników fazowych (rys. 8). W miejscach występowania faz krzemowych na powierzchni przedmiotu obrabianego z wartością prędkości skrawania powyżej 300 m/min obserwowano miejsca, w których te fazy pękały.



Rys. 8. Mikrostruktura warstwy wierzchniej uzyskana w procesie toczenia stopu aluminium EN-AC-AlSi7Mg0,3ST6 wkładką ostrzową CCGT120408-AZ dla wybranych serii pomiarowych



Rys. 9. Pomiar temperatury w strefie skrawania w trakcie jednego przejścia narzędzia

Kolejny etap analizy obejmował opracowanie modelu matematycznego określającego wartość temperatury w strefie skrawania. Pomiary kamerą termowizyjną charakteryzują się jednak tym, że pomimo wzorcowania wyników do temperatury referencyjnej przez zmianę współczynnika emisyjności, zjawiska zachodzące w trakcie samego procesu mogą powodować pewne odstępstwa wartości zmierzonej od rzeczywistej. Przyjąć jednak można, że wiarygodne w takim przypadku będą określone przyrosty wartości temperatury. Za wynikową wartość temperatury w strefie skrawania przyjmowano największą wartość uśrednioną z jednego przejścia narzędzia (rys. 9).

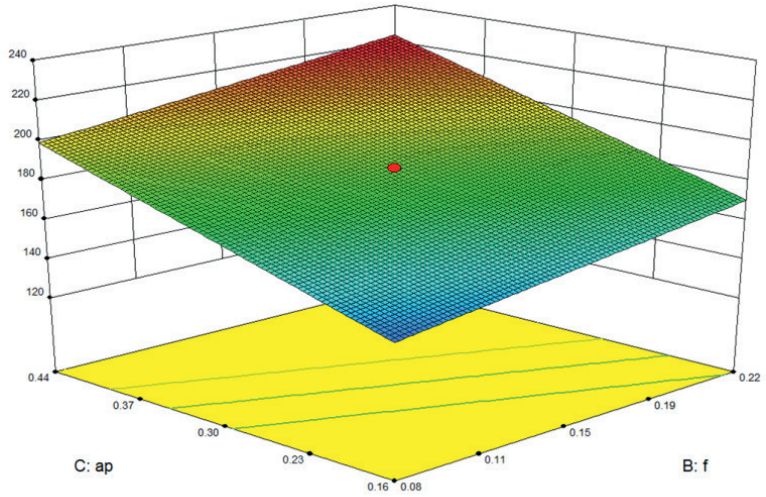
W wyniku testu na dokładność dopasowania do określenia modelu temperatury w procesie skrawania przyjęto model liniowy. Na podstawie wyników badań doświadczalnych przeprowadzono analizę wariancji ANOVA dla przyjętego modelu. Analiza ta wykazała istotny wpływ głębokości skrawania i posuwu na uzyskiwaną temperaturę w strefie skrawania.

W rezultacie uzyskano zależność (1) temperatury T w strefie skrawania od głębokości skrawania, posuwu i prędkości skrawania ($R^2 = 0{,}96$).

$$T = 76{,}733 + 0{,}064 \cdot v_c + 173{,}388 \cdot f + 188{,}477 \cdot a_p \qquad (1)$$

gdzie:
T – temperatura w strefie skrawania [°C],
v_c – prędkość skrawania [m/min],
f – posuw [mm/obr],
a_p – głębokość skrawania [mm].

Na rysunku 10 przedstawiono graficzną prezentację zależności (1) jako funkcji głębokości skrawania i posuwu.



Rys. 10. Zależność maksymalnej temperatury w strefie skrawania od posuwu i głębokości skrawania dla prędkości skrawania v_c = 400 m/min

3.3. CHROPOWATOŚĆ OBROBIONEJ POWIERZCHNI

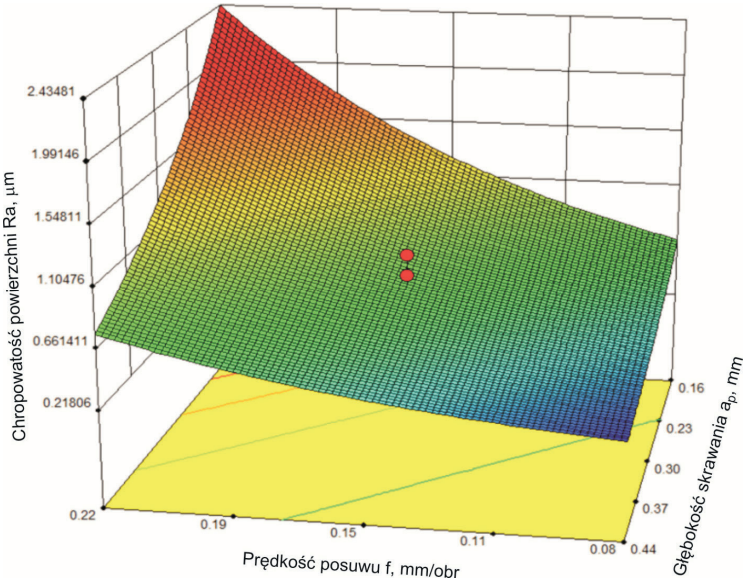
Do opracowania modelu numerycznego parametru chropowatości *Ra* powierzchni obrabianej uzyskanej w procesie toczenia na sucho stopu aluminium EN-AC-AlSi7Mg0,3ST6 zastosowano transformację logarytmiczną oraz przyjęto model liniowy w wyniku testu na dokładność dopasowania. Analiza wariancji wykazała istotny wpływ wartości posuwu i głębokości skrawania na chropowatość powierzchni.

W rezultacie uzyskano numeryczną zależność (2) chropowatości powierzchni od wartości posuwu i głębokości skrawania (R^2 = 0,95).

$$Ln(Ra) = -0{,}460 + 9.010 \cdot f - 4{,}026 \cdot a_p \tag{2}$$

gdzie: *Ra* – parametr chropowatości powierzchni [μm].

Na rysunku 11 przedstawiono graficzną prezentację zależności (2) jako funkcji parametru chropowatości powierzchni *Ra* od głębokości skrawania i posuwu.



Rys. 11. Zależność parametru chropowatości *Ra* od wartości posuwu i głębokości skrawania

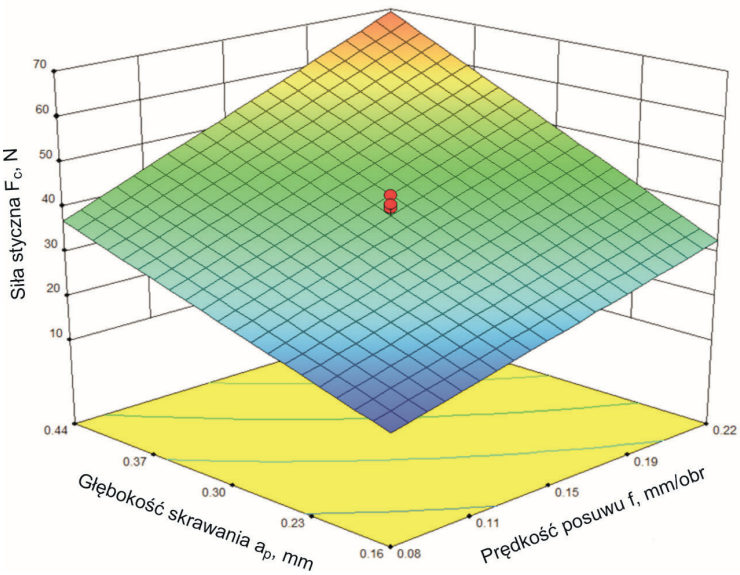
3.4. SKŁADOWE SIŁY SKRAWANIA

Do opracowania modelu składowej stycznej F_c całkowitej siły skrawania w procesie toczenia na sucho stopu aluminium EN-AC-AlSi7Mg0,3ST6 przyjęto zmodyfikowany model 2FI. Analiza wariancji wykazała istotny wpływ prędkości posuwu i głębokości skrawania na wartość składowej siły skrawania F_c. W rezultacie uzyskano zależność (3) na składową siły skrawania F_c.

$$F_c = 11{,}354 - 0{,}040 \cdot v_c \cdot 76{,}651 \cdot f + 54{,}058 \cdot a_p + 342{,}157 \cdot f \cdot a_p \quad (3)$$

gdzie: F_c – składowa styczna całkowitej siły skrawania [N].

Na rysunku 12 przedstawiono graficzną prezentację zależności (3) jako funkcji składowej stycznej F_c od głębokości skrawania i prędkości posuwu.



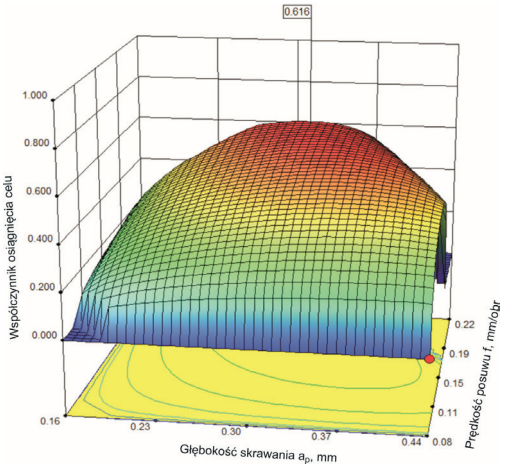
Rys. 12. Zależność siły F_c od prędkości posuwu i głębokości skrawania

4. OPTYMALIZACJA NUMERYCZNA PROCESU SKRAWANIA NA SUCHO

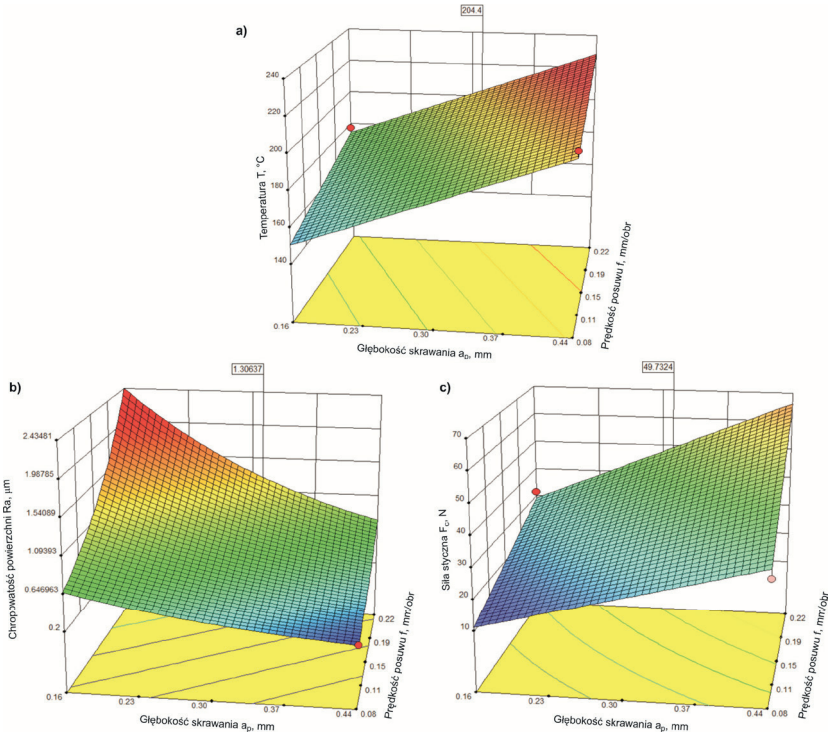
W oparciu o uzyskane modele można opracować narzędzie do doboru optymalnych parametrów nastawnych procesu obróbki na sucho stopu aluminium EN-AC-AlSi7Mg0,3ST6. Metoda RSM daje możliwość wielokryterialnej optymalizacji numerycznej procesu skrawania [3]. Poniżej przedstawiono przykład użycia opracowanego w systemie Design-Expert narzędzia numerycznego dla przyjętych przykładowych kryteriów optymalizacji:

– prędkość skrawania v_c: maksymalizacja,
– prędkość posuwu f: maksymalizacja,
– głębokość skrawania a_p: maksymalizacja
– temperatura w strefie skrawania T: minimalizacja
– siła styczna F_c: poniżej 60 N,
– chropowatość powierzchni Ra: poniżej 1,6 μm.

Na rysunku 13 zaprezentowano wynik optymalizacji numerycznej procesu skrawania na sucho stopu aluminium EN-AC-AlSi7Mg0,3ST6 dla założonych kryteriów w postaci powierzchni odpowiedzi określającej współczynnik osiągnięcia celu dla wkładki ostrzowej CCGT120408-AZ, jako zależność od głębokości skrawania a_p i posuwu f. Ponadto przedstawiono punkty optymalne na wykresach (rys. 14) temperatury, siły stycznej F_c oraz chropowatości powierzchni Ra.



Rys. 13. Wynik optymalizacji procesu skrawania na sucho stopu aluminium EN-AC-Al-Si7Mg0,3ST6 w postaci powierzchni odpowiedzi określającej współczynnik osiągnięcia celu dla wkładki ostrzowej CCGT120408-AZ – zależność od głębokości skrawania a_p i posuwu f dla prędkości skrawania v_c = 470 m/min



Rys. 14. Punkt optymalny na wykresie: a) temperatury, b) chropowatości powierzchni, c) siły stycznej

5. PODSUMOWANIE

Uzyskanie odpowiednich zależności funkcyjnych między efektami procesu skrawania i wielkościami nastawnymi to dopiero pierwszy krok do optymalnego doboru właściwych parametrów skrawania. Przedstawiony przykład optymalizacji numerycznej pokazuje możliwości systemu Design Expert w tym zakresie.

Obróbka na sucho stopów aluminium nie jest zagadnieniem łatwym i stanowi duże wyzwanie dla technologów. Przedstawione wyniki, stanowiące wycinek szerszego spektrum badań w tym zakresie zrealizowanego przez autorów, dają interesujący obraz zagadnienia i potwierdzają złożony charakter takiego procesu.

LITERATURA

[1] DINIZ A. E., DE OLIVEIRA A. J., *Optimizing the use of dry cutting in rough turning steel operations.* International Journal of Machine Tools and Manufacture, 44, 2004, 1061–1067.
[2] DINIZ A.E., MICARONI R., *Cutting conditions for finish turning process aiming: the use of dry cutting.* International Journal of Machine Tools and Manufacture 42 (8), 2002, 899–904.
[3] HABRAT W., ŻYŁKA Ł., KRUPA K., LASKOWSKI P., *Wybrane problemy modelowania i optymalizacji procesów obróbki ubytkowej trudnoobrabialnych stopów lotniczych.* Obróbka skrawaniem T. 6, Efektywne wytwarzanie. Cichosz P. (red.), Wrosław 2012, 283–292.
[4] KELLY J.F., COTTERELL M.G., *Minimal lubrication machining of aluminium alloys*, Journal of Materials Processing Technology, 120, 2002, 327–334.
[5] INDRAJIT M., PRADIP K. R., *A Review of Optimization Techniques in Metal Cutting Processes*, Computers and Industrial Engineering, 50, 2006, 15–34.
[6] NOUARI M., LIST G., GIROT F., COUPARD D., *Experimental analysis and optimization of tool wear in dry machining of aluminium alloys*, Wear, 255, 2003, 1359–1368.
[7] Stat-Ease® DOE Software – http://www.statease.com/pubs/softoverview.pdf.

DRY TURNING PROCESS OPTIMIZATION OF ALUMINIUM ALLOY EN-AC-ALSI7MG0,3ST6

The paper presents the components of dry turning process optimization of aluminium alloy EN AC-AlSi7Mg0,3ST6. Adhesive wear of cutting tool and values of temperature in the cutting zone were characterized. In addition, an example of forces and surface roughness modeling are presented. The obtained models were the basis for numerical optimization process using Design Expert software.

Key words: dry cutting, aluminium alloys, optimization

ZASTOSOWANIE METODY „PARAMETER SPACE INVESTIGATION" W PLANOWANIU BADAŃ INŻYNIERSKICH (NA PRZYKŁADZIE BADAŃ CHROPOWATOŚCI)

Radosław MARUDA, Eugene FELDSHTEIN[1]

1. WPROWADZENIE

Racjonalne zaplanowanie eksperymentów pozwala na uzyskanie wysokiej ich efektywności przy minimalnym czasie realizacji i nakładach finansowych. W technologii maszyn, gdzie występuje szczególnie wiele ograniczeń technicznych, statystyczne metody planowania badań umożliwiają przeprowadzenie eksperymentu i otrzymanie wyników (w postaci opisu procesu lub określenie jego optymalnych parametrów) częstokroć niemożliwych do uzyskania w inny sposób lub wymagających znacznie większych kosztów [1, 2].

Znane są różne metody planowania, realizacji i obliczeń wyników eksperymentów technologicznych, np. plany całkowite i ułamkowe dwupoziomowe i wielopoziomowe, metody kwadratów łacińskich i wiele innych. W literaturze są dobrze uzasadnione ich podstawy matematyczne oraz metodyka opracowania wyników. Wyniki w większości przypadków przedstawia się w postaci równań regresji, co ułatwia dalszą analizę wyników i ich optymalizację. Jednak metody te mają także zasadnicze wady (tab. I).

Z tab. I wynika, że przy zastosowania „klasycznych" metod planowania badań powstają kłopoty z określeniem prawidłowych zależności doświadczalnych oraz prawidłowym rozwiązaniem zagadnień optymalizacyjnych. Problemy te pojawiają się najczęściej podczas próby określenia zbioru dopuszczalnych rozwiązań, tj. ograniczeń nałożonych na zmienne projektowe, związki funkcjonalne, przyjęte kryteria itp. W celu rozwiązania wymienionych problemów może być zastosowana metoda planowania badań zwana „Parameter Space Investigation" (PSI) [3-5].

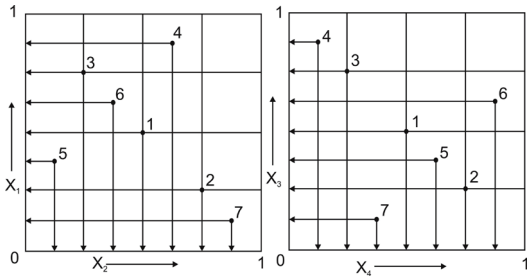
[1] Instytut Budowy i Eksploatacji Maszyn Uniwersytetu Zielonogórskiego, ul. Prof. Szafrana 4, 65-246 Zielona Góra.

Tabela I. Możliwości, zalety i wady typowych metod planowania badań

Metoda	Zalety	Szczegóły i wady
Plan całkowity dwupoziomowy typu 2^k	Łatwość realizacji, możliwość wykorzystania do obliczeń typowego oprogramowania	Czynniki badane zmieniają się w sposób ciągły (te same wielkości przy różnych wartościach liczbowych). Analiza tylko zależności liniowych, ponieważ wzór ma postać szeregu Taylora 1-go stopnia z interakcjami. Nie zaleca się wykorzystania przy dużej ilości czynników badanych z powodu gwałtownego wzrostu liczby punktów badań.
Plan ułamkowy dwupoziomowy typów 2^{k-1} lub 2^{k-p}	Łatwość realizacji, możliwość wykorzystania do obliczeń typowego oprogramowania. Możliwość znacznego zmniejszenia liczby punktów badań przy zastosowaniu planów 2^{k-p} (np. $2^{7-4} = 8$)	Czynniki badane zmieniają się w sposób ciągły (te same wielkości przy różnych wartościach liczbowych). Analiza tylko zależności liniowych bez interakcji. Otrzymany wzór nie w pełni odzwierciedla rzeczywistą zależność
Plan trójpoziomowy typu 3^k	Opis zależności za pomocą szeregu Taylora 2-go stopnia, co pozwala na optymalizację wyników	Czynniki badane zmieniają się w sposób ciągły (te same wielkości przy różnych wartościach liczbowych). Skomplikowany tok obliczeniowy, gwałtowny wzrost liczby punktów badań, brak eksperymentów ułamkowych
Plany kompozycyjne (wielopoziomowe) ortogonalne lub rotatabilne typu 2^k+2k+N_0 lub $2^{k-p}+2k+N_0$	Opis zależności za pomocą szeregu Taylora 2-go stopnia, co pozwala na optymalizację wyników	Czynniki badane zmieniają się w sposób ciągły (te same wielkości przy różnych wartościach liczbowych). Skomplikowany tok obliczeniowy. Niemożliwość wykorzystania w przypadku zależności bardziej skomplikowanych niż szereg Taylora 2-go stopnia
Kwadraty łacińskie i grecko-łacińskie	Możliwość określenia skojarzeń czynników badanych, najlepszych do osiągnięcia określonego celu, możliwość wykorzystania do obliczeń typowego oprogramowania	Czynniki badane zmieniają się w sposób dyskretny (różne wielkości przy różnych wartościach liczbowych). Skomplikowany tok obliczeniowy. Brak równań

2. WARUNKI BADAŃ

Metoda PSI polega na rozmieszczeniu punktów badań doświadczalnych w wielowymiarowej przestrzeni badanej tak, żeby punkty ich rzutów na osie X_1-X_2, X_2-X_3,…X_i-X_j znajdowałyby się na równych odstępach pomiędzy sobą (rys. 1). Na podstawie algorytmu przedstawionego w [3-5] został opracowany program komputerowy i obliczono współrzędne punktów badań, przyjmując $X_{min} = 0$ i $X_{max} = 1$. Ogólnie rzecz biorąc, dla analizy zależności $Y = f(X_i)$ wystarczy realizacji badań w 7 punktach przestrzeni wielowymiarowej. W tym przypadku na każdej z osi X_i otrzymujemy 7 punktów, gdyż minimalna liczba w przypadku nieznanej skompli-kowanej zależności wynosi 5. Taka ilość punktów jest wystarczająca do obliczeń statystycznych wyników pomiarów.



Rys. 1. Rzuty punktów badań doświadczalnych na przykładowe pary osi

Możliwości metody PSI sprawdzono dla dwóch przypadków toczenia wykończeniowego: 1) stali węglowej C10 w warunkach MQCL (minimum quantity coolant lubrication); 2) materiału spiekanego na bazie żelaza FeGr2 w warunkach obróbki na sucho.

Przy toczeniu staliC10 wykorzystano nóż tokarski z oprawką CSDB-M2020M12 i płytką SNUN120408. Materiał płytki – węglik spiekany P25. Medium czynne stanowiła emulsja OPORTET RG-2 o stężeniu 4%. Do tworzenia mgły emulsyjnej użyto urządzenia posiadającego dysze regulacji przepływu powietrza oraz przepływu emulsji, które zostało połączone ze sprężarką. Ciśnienie robocze wytwarzane przez sprężarkę wynosiło 0,2 MPa.

Badania przeprowadzono przy stałej głębokości skrawania a_p = 1 mm w zakresie następujących parametrów skrawania i przepływów składników MQCL:
– posuw f = 0,1÷0,5 [mm/obr];
– prędkość skrawania v_c = 110÷630 [m/min];
– przepływ masowy emulsji E = 1,5÷3,5 [g/min];
– przepływ objętościowy powietrza P = 4,5÷6,5 [m^3/h].

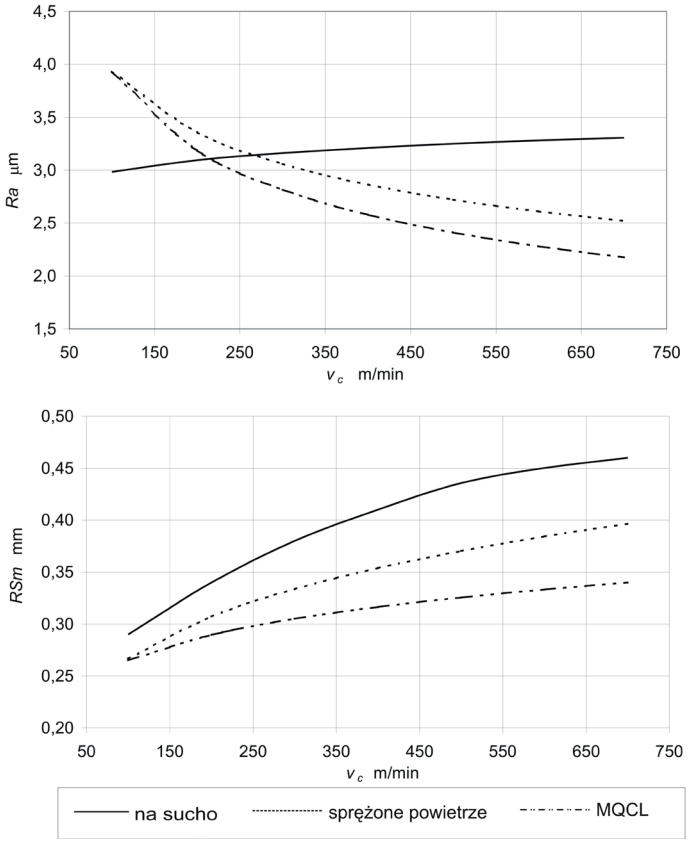
został podany toczeniu, a następnie szlifowaniu. Toczenie materiału Fe98C2 odbywało się za pomocą noża z oprawką PTLNBM2020M11 posiadającego płytkę TNUN11T308 z węglika spiekanego H10.

Pomiarów parametrów chropowatości *Ra* (średnia arytmetyczna rzędnych profilu) i *RSm* (średnia szerokość rowków elementu profilu) dokonano na przyrządzie TR-200.

3. WYNIKI BADAŃ I ICH ANALIZA

3.1. CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI OBROBIONEJ STALI C10 W WARUNKACH MQCL

Przy analizie wyników badań obliczono równania regresji liniowej wielowymiarowej opisujące wpływ czynników badanych na parametry chropowatości powierzchni obrobionej stali węglowej C10 w warunkach MQCL. Wpływ prędkości skrawania na poszczególne parametry chropowatości przedstawiono na rys. 2.

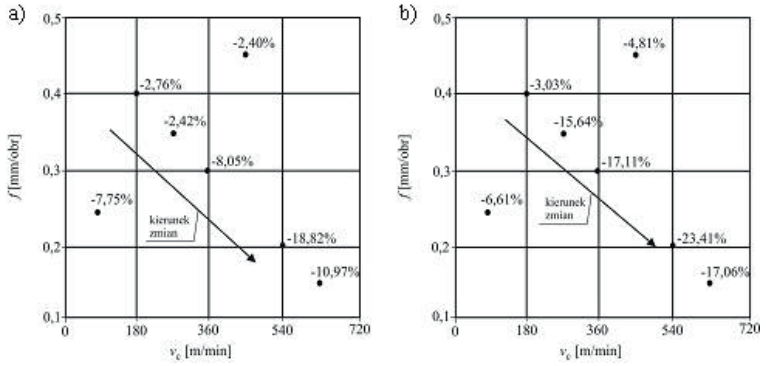


Rys. 2. Wpływ prędkości skrawania v_c na wybrane parametry chropowatości powierzchni obrobionej stali C10 przy: f = 0,3 mm/obr; P = 5,5 m^3/h; E = 2,5 g/min

Najmniejsze wartości parametru chropowatości *Ra* po toczeniu stali C10 na sucho (rys. 2) uzyskano dla v_c < 160 m/min przy obróbce, natomiast dla metody MQCL przy v_c > 160 m/min. Przy obróbce na sucho wraz ze wzrostem prędkości skrawania wzrasta wartość *Ra*, natomiast dla pozostałych metod chłodzenia wartość tego parametru zmniejsza się. Najmniejsze wartości parametru *RSm* obserwowano w całym zakresie prędkości skrawania dla chłodzenia w warunkach MQCL.

Na rys. 3 przedstawiono zmiany procentowe parametru *Ra* dla różnych metod chłodzenia (wg punktów badań) w zależności od zmiennej prędkości skrawania i posuwu.

Większy wpływ na zmianę parametru *Ra* w porównaniu z obróbką na sucho ma chłodzenie w warunkach MQCL. Wartości tego parametru zmniejszyły się od 4% do 24%. Największą poprawę zanotowano przy dużych prędkościach skrawania i małych posuwach, czyli parametrach, które stosowane są przy obróbce wykończeniowej.

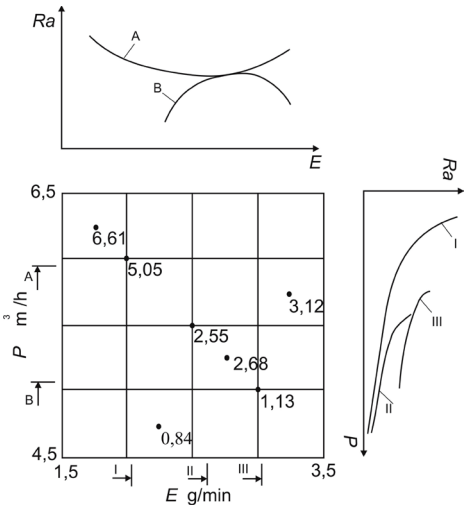


Rys. 3. Zmiany parametru chropowatości *Ra* po toczeniu stali C10 przy obróbce na sucho przy E = 2,5 g/min i P = 5,5 m^3/h w porównaniu z chłodzeniem: a) sprężonym powietrzem; b) MQCL; (znak „–” – polepszenie; znak „+” – pogorszenie)

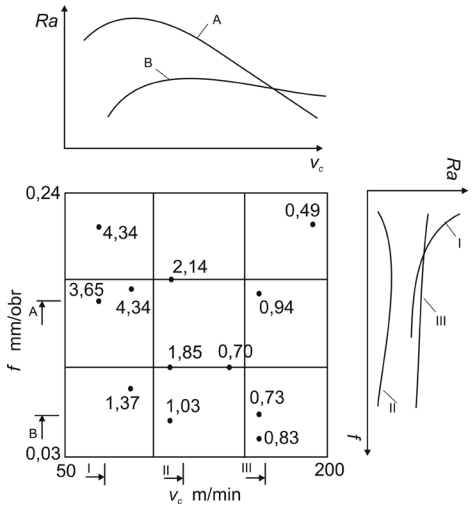
Na rys. 4 przedstawiono wpływ przepływu masowego emulsji i przepływu objętościowego powietrza na parametr chropowatości *Ra* powierzchni obrobionej. Można zauważyć, że wraz ze wzrostem przepływu objętościowego powietrza chropowatość parametru *Ra* maleje. Natomiast przepływ masowy emulsji zmienia parametr *Ra* wielokrotnie. Najmniejsze wartości uzyskano dla E = 2,5 g/min.

3.2. CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI OBROBIONEJ MATERIAŁU SPIEKANEGO FE98C2

Wpływ parametrów skrawania na chropowatość powierzchni obrobionej ma dość skomplikowany charakter. Wykorzystanie rozpatrywanej metody pozwoliło ustalić, że



Rys. 4. Zmiany parametru chropowatości *Ra* powierzchni obrobionej C10



Rys. 5. Zmiany parametru chropowatości *Ra* w różnych warunkach toczenia materiału Fe98C2

w szerokim zakresie prędkości skrawania i posuwów poziom chropowatości i jej zależność od warunków skrawania zmienia się wielokrotnie (rys. 5). Zjawisko to w warunkach małych grubości warstwy skrawanej spowodowane jest wpływem kilku procesów fizycznych zachodzących w strefie skrawania m.in. tworzeniem i zrywaniem narostu [6], odkształceniami sprężystymi powierzchni obrobionej [7], zużyciem i wyszczerbieniem krawędzi skrawających [8].

4. WNIOSKI

1. Zastosowanie metody MQCL zapewnia znaczącą poprawę chropowatości powierzchni obrobionej w szerokim zakresie parametrów skrawania i warunków tworzenia mgły emulsyjnej. W porównaniu z obróbką na sucho wartości wybranych parametrów chropowatości zmniejszają się o ponad 20%. Największe zmiany zaobserwowano przy małych posuwach i dużych prędkościach skrawania.
2. Metoda PSI pozwala zaobserwować podstawowe tendencje wpływu każdego czynnika branego pod uwagę w czasie badań doświadczalnych, określić obszary zmian kierunku wpływu (ze wzrostu na zmniejszenie), odnaleźć zakres czynników badanych zapewniający najlepsze warunki w celu dalszej optymalizacji procesu. Np. zauważono, że przepływy emulsji i powietrza mają skomplikowany wpływ na wartości parametrów chropowatości.

LITERATURA

[1] KORZYŃSKI M., *Metodyka eksperymentu – planowanie, realizacja i statystyczne opracowanie wyników eksperymentów technologicznych*, Warszawa, WNT, 2006.
[2] KUKIEŁKA L., *Podstawy badań inżynierskich*, Warszawa, PWN, 2002.
[3] STATNIKOV R.B., *Multicriteria Design, Optimization and Identification*, Springer, 1999.
[4] STATNIKOV R.B., MATUSOV J.B., *Multicriteria Analysis in Engineering*, Springer, 2002.
[5] STATNIKOV R.B., STATNIKOV A., *The Parameter Space Investigation Method Toolkit*, Artech House, Boston/London, 2011.
[6] FELDSZTEIN E.E., KAMIŃSKI W.L., PIJANOWSKI M., WIECZOROWSKI K.W., *Podstawy teorii obróbki skrawaniem, Tworzenie wióra w obróbce metali skrawaniem*, Poznań, PAN, 2000.
[7] KISHAWY H.A., ELBESTAWI M.A., *Effects of process parameters on material side flow during hard turning*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 1999, 39, 1017–1030.
[8] KAWALEC M., JANKOWIAK M., *Kształtowanie mikronierówności powierzchni w procesie dokładnego toczenia ostrzami polikrystalicznymi*, Postępy Technologii Maszyn i Urządzeń, 1998, 22, Nr. 3, s. 79 – 91.

THE USE OF THE PARAMETER SPACE INVESTIGATION METHOD TO PLANE ENGINEERING STUDIES (BY THE EXAMPLE OF ROUGHNESS TESTS)

The method of the Parameter Space Investigation was considered to plane engineering studies on the example of the finishing turning of C10 carbon steel. The cutting speed, feed ratio, volumetric air flow and mass flow of the emulsion were changed. The coordinates of research points in the range of $X_{min} = 0$ and $X_{max} = 1$ were determined based on of computer calculations. Seven points were on each of the axes Xi were used when carrying out the tests in the multidimensional space. Was found methods MQCL The efficiency of Minimum Quantity Cooling Lubrication Method was confirmed.

Key words: turning, PSI method, surface roughness

INTEGRACJA NADZORU PROCESU I OBRABIARKI W OPARCIU O ZAAWANSOWANE SYSTEMY INFORMATYCZNE

Przemysław OBORSKI[1]

1. WPROWADZENIE

Rozwój systemów wytwarzania, wynikający ze zwiększających się oczekiwań klientów oraz rosnącego zawansowania produktów, wymagać będzie coraz powszechniejszego wprowadzania funkcji nadzoru procesów obróbkowych oraz obrabiarek. Upowszechnianie się obróbek precyzyjnych, trudno obrabialnych bardzo wytrzymałych materiałów i kompozytów, rosnący koszt eliminacji ewentualnych wad produktów oraz konieczność ograniczania kosztów i zmniejszania wielkości serii produkcyjnych w kierunku produkcji jednostkowej będzie zmuszać producentów do stosowania systemów nadzoru pozwalających na bieżące informowanie o stanie procesu i obrabiarki. Pozyskane informacje będą musiały być wykorzystywane do sterowania procesem obróbki, powinny być także archiwizowane stanowiąc historię produkcji danej części, czy wyrobu. Realizacja takiego sposobu działania systemów nadzoru napotyka wiele problemów. Jednym z najistotniejszych jest pozyskiwanie aktualnych, wiarogodnych informacji o stanie procesu i maszyny, kolejnym jest analizowanie pozyskiwanych danych w celu zdiagnozowania pojawiającego się problemu. Następnie na podstawie uzyskanych danych i informacji diagnostycznych musi być podjęta decyzja o ewentualnym działaniu ingerującym w proces obróbki, czyli decyzja sterująca wykonywana przez obrabiarkę, lub urządzenia wspomagające obróbkę. Dodatkowo informacje o stanie procesu oraz obrabiarki, zdiagnozowanych problemach, podjętych decyzjach i zrealizowanych działaniach sterujących powinny być archiwizowane, stanowiąc historię realizacji danego zlecenia. Historia ta powinna zawierać kompleksowe informacje dotyczące wszystkich aspektów obróbki danego przedmiotu, umożliwiając analizę przyczyn ewentualnych usterek występujących w trakcie eksploatacji wyrobu, lub też potencjalnych usterek wynikających

[1] Politechnika Warszawska, Wydział Inżynierii Produkcji, Instytut Technik Wytwarzania, ul. Narbutta 86, 02-524 Warszawa.

z przebiegu procesu obróbkowego. Jest to szczególnie istotne przy wytwarzaniu odpowiedzialnych i kosztownych części, na przykład w przemyśle lotniczym, czy energetyce. Przykładowo w 1997 roku raport AIA Rotor Integrity Sub-Comitte stwierdził, że około 25% usterek w silnikach lotniczych jest spowodowane nieprawidłowościami w trakcie obróbki [1]. Wraz ze stale postępującym rozwojem procesów obróbkowych, procesów przetwarzania i analizy danych oraz rosnącym skomplikowaniem produktów, podejście takie będzie coraz bardziej istotne również dla mniej skomplikowanych wyrobów wytwarzanych dla innych branż.

2. MONITOROWANIE I NADZÓR

Szybki rozwój metod, narzędzi, układów monitorowania i nadzoru połączony z miniaturyzacją i doskonaleniem czujników oraz rozwojem technik informatycznych pozwala na coraz efektywniejsze pozyskiwanie informacji o przebiegu procesu, czy zachowaniu się maszyny. Wykorzystuje się w tym celu całe spektrum metod pomiaru, przetwarzania oraz analizy danych bazując zarówno na pomiarach bezpośrednich jak i pośrednich takich parametrów jak: obciążenie napędów, siły skrawania, momenty obrotowe, naprężenia, temperatura, emisja akustyczna, hałas, czy drgania [2].

Pozyskane dane poddaje się zaawansowanym metodom przetwarzania i analizy stosując wielowarstwowe algorytmy bazujące na sieciach neuronowych, logice rozmytej, analizie w dziedzinie czasu i częstotliwości [3]. System monitorowania, aby zwiększyć jego niezawodność i odporność na zakłócenia, najczęściej opiera się na danych pochodzących z kilku miejsc niezależnie mierzonych, na przykład siła skrawania moment obrotowy, emisja akustyczna i drgania. Jednym z kluczowych problemów jest zaawansowane przetwarzanie pozyskiwanych sygnałów pozwalające na wyodrębnienie informacji istotnych oraz ich wykorzystanie w dalszej analizie.

W wyniku przeprowadzanej analizy wyodrębniane są sygnały niosące informacje, na ich bazie, w oparciu o zaawansowane algorytmy określany jest aktualny stan procesu i przewidywane jego przyszłe zachowanie [4]. Jak pokazuje przegląd literatury, najczęściej prowadzone badania skupiają się na monitorowaniu następujących obszarów:

- narzędzia i oprawki (warunki pracy narzędzia: zużycie narzędzi, złamanie, geometria, temperatura pracy, wibracje),
- wióry (rodzaj wiórów, łamanie wiórów, usuwanie wiórów),
- proces obróbkowy (zakłócenia, błędy, zmienne, stan procesu, parametry skrawania),
- stan powierzchni (chropowatość, stan powierzchni, parametry),
- maszyna (stan maszyny, zużycie napędów, diagnostyka uszkodzeń, łożyska wrzeciona, Prewencyjne Utrzymanie Ruchu – TPM).

Bardzo szeroki przegląd prowadzonych badań i wypracowanych rozwiązań został przeprowadzony przez zespół roboczy CIRP w 2010 roku [5]. Do wymienionych

obszarów monitorowania należy dodać nadzór nad zgodnością geometryczną przedmiotu, realizowany na wydzielonych stanowiskach, w izbach pomiarowych, przy maszynie, lub też coraz częściej na maszynie za pomocą sond pomiarowych.

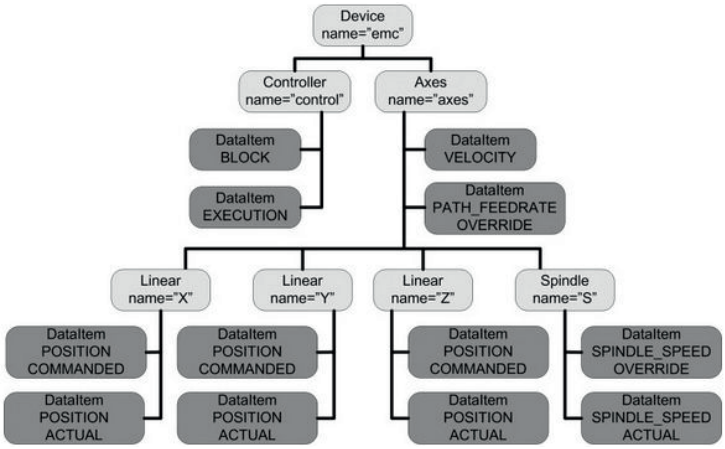
Rozwijane systemy monitorowania i nadzoru często posiadają moduły wsparcia podejmowania decyzji. Moduły te najczęściej działające w oparciu o sieci neuronowe, logikę rozmytą, algorytmy genetyczne pozwalają na stawianie diagnozy w oparciu o zmiany analizowanych sygnałów oraz na podejmowanie lub proponowanie decyzji w oparciu o stawiane diagnozy. Opracowywane systemy są coraz bardziej zaawansowane i część z nich znajduje zastosowanie przemysłowe, szczególnie w przypadku produkcji seryjnej o ustabilizowanych parametrach obróbkowych. Jednakże rosnące wymagania odnośnie jakości wytwarzanych produktów, niezawodności systemów produkcyjnych, maszyn i procesów oraz konieczność obniżania koszów powodują, że monitorowanie wybranych obszarów procesu obróbkowego przez dedykowane, zaawansowane systemy nadzoru jest niewystarczające. Producenci są coraz bardziej zainteresowani nie tylko monitorowaniem jednego, czy dwóch obszarów, ale całościowym, holistycznym podejściem do problematyki nadzoru.

3. INTEGRACJA MONITOROWANIA I NADZORU

Integracja monitorowania i nadzoru procesów obróbkowych, maszyn oraz stanu przedmiotu wymaga całościowej integracji różnych systemów i aplikacji, które obecnie są rozwijane niezależnie przez poszczególne zespoły badawcze. Całościowe, holistyczne podejście do problemu monitorowania i nadzoru miałoby szereg zalet. Pozwoliłoby na kompleksowe nadzorowanie wszystkich istotnych parametrów procesu obróbki, układu przedmiot-narzędzie, maszyny oraz samego przedmiotu obrabianego. Pozyskiwane dane poddawane wielopoziomowej analizie pozwoliłyby na uzyskanie całościowego obrazu procesu obróbki i historii powstawania danej części. Pozwoliłoby to również na uzyskanie efektu synergii, gdzie wyniki pomiaru jednych parametrów i obszarów umożliwiałyby trafniejsze wnioskowanie w pozostałych obszarach. Przykładowo wykrywając zmiany siły skrawania, drgania obrabiarki i zmiany chropowatości przedmiotu obrabianego moglibyśmy poznać zarówno przyczynę zjawiska, wpływ na parametry obróbki oraz efekt końcowy w postaci jakości powierzchni. Wiedza ta dawałaby potencjalną możliwość identyfikacji przyczyny problemów i jej eliminacji.

Ponieważ integralnym elementem systemów nadzoru są czujniki, również one oprócz przetwarzania danych ich analizy i podejmowania decyzji muszą zostać zintegrowane w jeden system. Podejście takie musi umożliwić zarówno optymalizację kosztów, oraz ułatwić pozyskiwanie danych. Powinno ono pozwolić na uzyskanie modułowej budowy systemów, w której na bazie wspólnej architektury wymiany danych będzie możliwe włączanie takich elementów jak czujniki, urządzenia akwizycji i przetwarzania sygnałów oraz zaawansowanych aplikacji

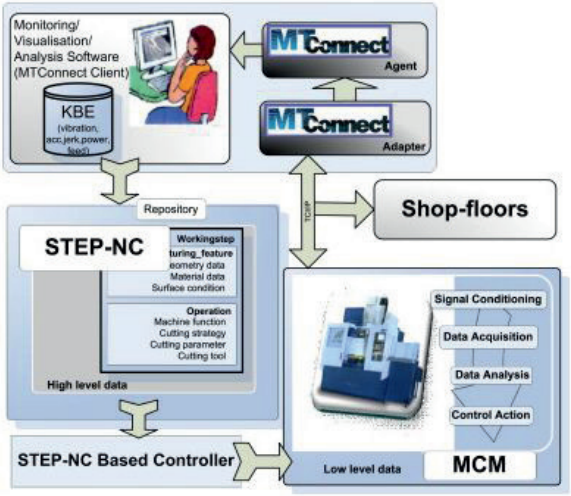
przetwarzania sygnałów. Z drugiej strony systemy te muszą mieć możliwość łatwej integracji z układami sterownia maszyn, w celu pozyskiwania danych sterujących oraz implementacji połączeń z funkcjami sterowania. Integracja systemów nadzoru potencjalnie daje możliwość zmniejszenia kosztów, poprzez stosowanie wspólnych rozwiązań, które mogłyby być poddane standaryzacji, a cześć z nich mogłaby być instalowana i oferowana przez producentów obrabiarek. Konieczność realizacji integracji monitorowania i nadzoru w jeden spójny system wynika nie tylko z logiki rozwoju tego obszaru, ale przede wszystkim z oczekiwań przedsiębiorstw przemysłowych, które również w Polsce zaczynają poszukiwać takich rozwiązań i z uwagi na ich niedostępność są zainteresowane inicjowaniem projektów badawczych w tym obszarze.



Rys. 1. Przykładowa budowa modelu wymiany danych w standardzie MTConnect [6]

Wynikiem działań na rzecz integracji systemów monitorowania był projekt MTConnet powołany w 2009 roku przez amerykańskie Stowarzyszenie na Rzecz Technologii Wytwarzania [7]. Jego celem było wypracowanie otwartego standardu porządkującego wyminą danych i komunikację pomiędzy różnymi rodzajami wyposażenia i układów stosowanych w systemach wytwarzania, umożliwiając wymianę danych z aplikacjami działającymi za pośrednictwem Internetu. MTConnect definiuje standard komunikacji pomiędzy urządzeniami monitorującymi i sterującymi a systemami informatycznymi wykorzystując do tego XML. Obecnie rozwojem wypracowanego standardu zajmuje się specjalnie powołany w tym celu MTConnect Institute [8].

Zaletą standardu jest możliwość łatwej i taniej integracji układów oferowanych przez różnych producentów w jeden system oraz łatwa wymiana danych niezależna od platformy sprzętowej i systemu operacyjnego. Wadą jest ograniczona prędkość transmisji danych oraz brak możliwości pracy w czasie rzeczywistym wynikające z budowy i implementacji standardu na bazie protokołu TCP/IP.



Rys. 2. Układ optymalizacji obróbki bazujący na zintegrowanym systemie monitorowania wykorzystującym standard MTConnect oraz sterownik zbudowany w standardzie STEP-NC [6]

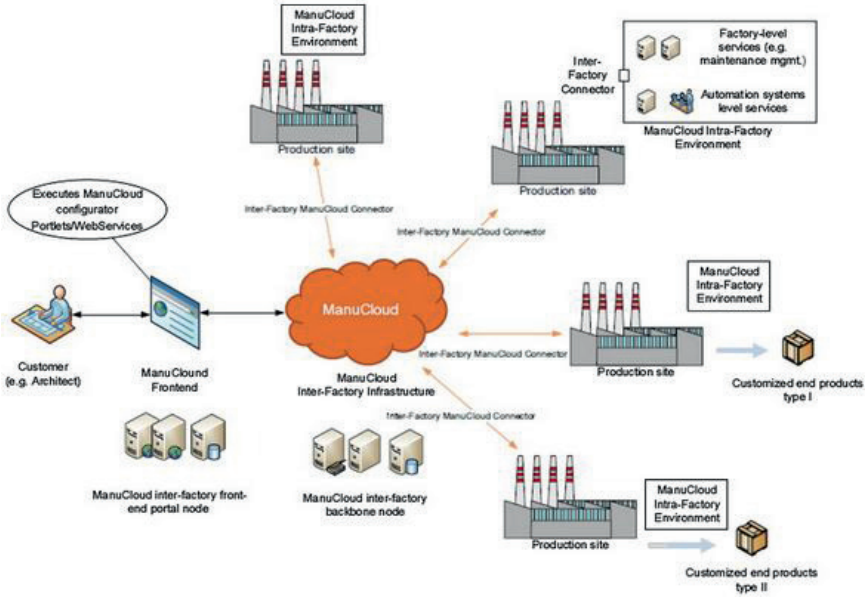
W oparciu o standard MTConnect rozwijane są obecnie zintegrowane systemy monitorowania systemów wytwarzania. Przykładem może być system optymalizacji obróbki wykorzystujący standard MTConnect do pobierania danych z monitorowania i przekazywania ich do aplikacji odpowiedzialnej za integrację informacji z różnych układów monitorowania, a także ich analizę i wizualizację [9]. Następnie dane są przekazywane przy wykorzystaniu standardu STEP-NC do sterownika, który przeprowadza optymalizację procesu w oparciu o informacje pozyskane z monitorowania. Przedstawiony projekt jest obecnie w fazie badań symulacyjnych, pokazuje on jednak kierunek rozwoju systemów monitorowania.

4. CLOUD MANUFACTURING

Przetwarzanie danych w tak zwanej chmurze (ang. cloud computing) jest jednym z najszybciej rozwijających się obszarów informatyki. Zgodnie z definicją Narodowego Instytutu Standaryzacji i Technologii (NIST) z USA cloud computing jest to: „model pozwalający na ambitne, dostosowane do potrzeb, dołączanie się do sieci wspólnego obszaru zasobów komputerowych, które mogą być natychmiastowo udostępnione i zwolnione z minimalnym nakładem wysiłku i minimalną interakcją z podmiotem oferującym usługi” [10].

W odpowiedzi na gwałtownie zachodzące zmiany związane z przetwarzaniem informacji podejmowane są badania nad zastosowaniem filozofii chmury do wytwarzania. Najbardziej zaawansowanym projektem jest finansowany w ramach 7PR UE projekt ManuCloud [11]. Innymi przykładami badań w tym obszarze są pozycje

[12,13]. Niespodziewanie szybki rozwój tego typu aplikacji dotyczących większości dziedzin od telekomunikacji, po przez programowanie, systemy zarządzania, po życie prywatne będzie wywierał coraz większą presję na obszar wytwarzania.



Rys. 3. Architektura Cloud Manufactuirng – zgodnie z projektem ManuCloud [14]

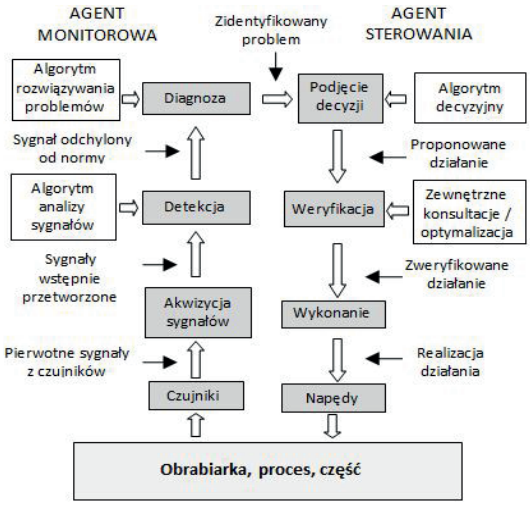
Cloud manufacturing najprawdopodobniej będzie rozwijać się w kierunku oferowania usług przetwarzania danych, zarządzania zlecaniami, organizacji sieci współpracy i dostaw, w tym sieci dedykowanych pojedynczym zleceniom, oraz udostępnianiu systemów zarządzania i sterowania przez zewnętrznych dostawców. Kluczowym aspektem w tym przypadku jest integracja informatyczna układów monitorowania i sterowania maszynami i systemami wytwarzania. Zdalne zlecanie wykonania obróbki wymagać będzie również zdalnego dostępu do wyników zleceń zrealizowanych w przeszłości, monitorowania osiąganych rezultatów, a także możliwości analizy historii obróbki. Będzie to jeden z kluczowych czynników zmuszających zarówno dostawców urządzeń jak i producentów do integracji aplikacji monitorujących w zdalnie dostępne systemy.

5. ROZWIĄZANIA INFORMATYCZNE

Integracja informatyczna aplikacji monitorowania wymaga budowy systemu pozwalającego na pobieranie danych, ich analizę, wnioskowanie, wizualizację i podejmowanie decyzji wspierających sterowanie przebiegiem procesu. Decyzje

mogą być egzekwowane przez operatorów lub przez system sterowania. Obecnie istnieją trzy możliwości budowy tego rodzaju systemów:

1. Aplikacje budowane w technologii klient-serwer. Zalety: znana technologia, integralność danych. Wady: duży koszt, niska elastyczność i otwartość konfiguracyjna, brak standardów.
2. Aplikacje budowane w oparciu o systemy SCADA. Zalety: gotowe narzędzia, prosta budowa, dedykowane dla przemysłu. Wady: nie dostosowanie do zadań monitorowania, przeznaczone do budowy aplikacji łączących sterowniki PLC.
3. Systemy budowane na bazie platform wieloagentowych. Zalety: wysoka rekonfigurowalność i elastyczność, agenty dedykowane do zadań sterowane inteligentnymi algorytmami, łatwość budowy rozproszonych aplikacji. Wady: niska przewidywalność działania, brak aplikacji przemysłowych.



Rys. 4. Koncepcja działania Wieloagentowego Zintegrowanego Inteligentnego Systemu Monitorowania i Sterowania budowanego na Politechnice Warszawskiej [15]

6. PODSUMOWANIE

Przeprowadzona analiza stanu zagadnienia pokazuje konieczność integracji różnych aplikacji monitorowania w spójny system, mogący współpracować z układami sterownia oraz ze zdalnie działającymi aplikacjami, w tym aplikacjami oferującymi usługi w ramach tak zwanej chmury obliczeniowej. Budowa zintegrowanych systemów monitorowania może bazować na jednym z trzech wymienionych rozwiązań. Najbardziej oczekiwanym przez przemysł jest zastosowanie sprawdzonych systemów SCADA. Z kolei najbardziej obiecujące są systemy wykorzystujące technologię wieloagentową.

LITERATURA

[1] TETI R., JEMIELNIAK K., O'DONNELL G., DORNFELD D., *Advanced monitoring of machining operations*. CIRP Annals – Manufacturing Technology, 59, 2010, 717–739.
[2] BYRNE G., DORNFELD D., DENKENA B., *Advancing Cutting Technology*, CIRP Annals, 52 (2), 2004, 483–507.
[3] JEMIELNIAK K., BOMBIŃSKI S., *Hierarchical Strategies in Tool Wear Monitoring*. Proc. IMechE, 220/B, 375–381.
[4] DIMLA D.E., *Sensor Signals for Tool-wear Monitoring in Metal Cutting: A Review of Methods*. International Journal of Machine Tools and Manufacture 40:1073–1098.
[5] TETI R., JEMIELNIAK K., O'DONNELL G., DORNFELD D., *Advanced monitoring of machining operations*. CIRP Annals – Manufacturing Technology, 59 (2010) 717–739.
[6] CAMPOS J.G, MIGUEZ, L.R., *Standard process monitoring and traceability programming in collaborative CAD/CAM/CNC manuf. scenarios*. Computers in Industry, V. 62,I 3, 2011, 311–322.
[7] VIJAYARAGHAVAN A., SOBEL W., FOX A., DORNFELD D., WARNDORF P., *Improving Machine Tool Interoperability Using Standardized Interface Protocols: MTConnect*, Int. Symposium on Flexible Automation, ASME, Atlanta, GA, June 2008, 23–26.
[8] http://mtconnect.org/.
[9] RIDWAN F., XU X., *Advanced CNC system with in-process feed-rate optimisation*. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 29, 3, 2013, 12–20.
[10] MELL, P., GRANCE, T., *The NIST definition of cloud computing*. National Institute of Standards and Technology, U.S. Department of Commerce.
[11] WU D., GREER M.J., ROSEN D., SCHAEFER D., *Cloud manufacturing: Strategic vision and state-of-the-art*, Journal of Manufacturing Systems, ISSN 0278-6125.
[12] ZHANG L., LUO Y., TAO F., LI B.H., REN L., ZHANG X., i inni, *Cloud manufacturing: a new manufacturing paradigm.* Enterprise Information Systems, 2012, 1–21.
[13] XU X., *From cloud computing to cloud manufacturing*, Robotics and Computer Integrated Manufacturing Systems, 2011, http://dx.doi.org/10.1016/j.rcim.2011.07.002.
[14] MEIER M., SEIDELMANN J., MEZGÁR I., *ManuCloud: the next-generation manufacturing as a service environment*. European Res. Cons. for Inform. and Mathematics News, 83, 2010, 33–34.
[15] OBORSKI P., *Zdecentralizowany wieloagentowy system sterowania i monitorowania wytwarzaniem*, Inżynieria Maszyn, R. 17, z. 1, 2012, Strona 42-51, ISSN 1426-708X.

Badania realizowane w ramach Projektu „Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym", Nr POIG.01.01.02-00-015/08-00. Projekt współfinansowany przez Unię Europejską ze środków EFRR.

INTEGRATION OF PROCESS AND MACHINE TOOLS MONITORING BASED ON ADVANCED INFORMATION SYSTEMS

Integration of various monitoring applications into one cohesive system of supervision of the manufacturing process is necessary because of increasing requirements on products and machining processes. Such a system must work with different monitoring and control applications and remotely running programs, including services in the framework of the so-called cloud computing. The article gives an overview of the most important issues in the area of monitoring and supervision systems integration based on advanced information systems.

Key words: integration of monitoring and supervision process, monitoring and control, information systems in the manufacturing

NOWE MOŻLIWOŚCI PROGNOZOWANIA EFEKTÓW ENERGETYCZNYCH W PROCESIE SKRAWANIA

Kazimierz A. ORŁOWSKI[1], Tomasz OCHRYMIUK[2]

1. WPROWADZENIE

Szacuje się, że w światowej produkcji wartość elementów do urządzeń mechanicznych otrzymywanych w operacjach obróbki skrawaniem stanowi około 15%. Jednakże, pomimo oczywistego znaczenia ekonomicznego i technicznego, obróbka skrawaniem nadal pozostaje jedną z mniej poznanych operacji wytwarzania, z powodu niskiej zdolności przewidywania efektów otrzymywanych ze stosowanych modeli [1]. Większość modeli teoretycznych zamieszczanych w podręcznikach i poradnikach [4, 5, 8], wykorzystuje do wyjaśniania zjawisk zachodzących w strefie skrawania (znacząco gorszy [1]) model tworzenia wióra z pojedynczą płaszczyzną ścinania, pomimo wielu cechujących go wad [1, 6]. Jednakże, mimo szerokiej krytyki modelu, ten jest powszechnie stosowany ze względu na swoją prostotę [6]. Siły skrawania w tym klasycznym podejściu wyznacza się na bazie właściwej powierzchniowej siły skrawania k_c [4, 5, 13], który co do wartości równa się energii właściwej skrawania (objętościowej) e_c, co ma duże znaczenie praktyczne [4, 5]. Bazując na równaniu Merchant'a (1941) [6], można wyznaczyć szacunkowe wartości kąta ścinania Φ_c, definiującego położenie płaszczyzny ścinania (rys. 1), dla skrawania ortogonalnego.

Wspomniane zagadnienia mogą być również analizowane z wykorzystaniem współczesnej mechaniki pękania [3, 14, 15], która była z powodzeniem zastosowana przez Atkinsa [2, 3] do opisu zjawisk zachodzących w strefie skrawania podczas obróbki metali oraz przy przecinaniu drewna piłami [9, 10, 11]. W dalszej części niniejszego opracowania zostanie przedstawiona metodyka wyznaczania wiązkości (energii właściwej niezbędnej na tworzenie nowej powierzchni) oraz naprężeń tnących w strefie ścinania na podstawie powszechnie dostępnych

[1] Politechnika Gdańska, Wydział Mechaniczny, Katedra Technologii Maszyn i Automatyzacji Produkcji, ul. Narutowicza 11/12, 80-233 Gdańsk.

[2] Instytut Maszyn Przepływowych im. Roberta Szewalskiego PAN, Ośrodek Termomechaniki Płynów, Zakład Przepływów Transonicznych i Metod Numerycznych, ul. Fiszera 14, 80-952 Gdańsk.

danych katalogowych dla materiałów metalowych. Dzięki temu można wykorzystując elementy mechaniki pękania, zaproponowane przez Atkinsa [2, 3], rozszerzyć znacznie prognozowanie efektów energetycznych poza obszary wykorzystujące podejście klasyczne oparte na teorii Merchant'a.

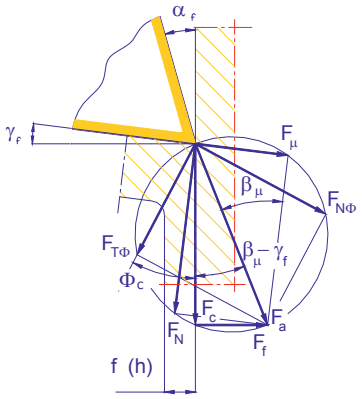
2. PODSTAWY TEORETYCZNE

2.1. ZALEŻNOŚCI PODSTAWOWE

W ujęciu klasycznym, najbardziej rozpowszechnione jest obliczanie składowych sił skrawania na podstawie teoretyczno-doświadczalnych zależności opartych na znajomości wartości właściwej powierzchniowej siły skrawania k_c [4, 5, 8] w postaci:

$$F_c = hbk_c \tag{1}$$

gdzie: h – grubość warstwy skrawanej, b – szerokość warstwy skrawanej.



Rys. 1. Uproszczony model procesu skrawania według Merchant'a: F_a – siła czynna, F_c – siła skrawania, F_f – siła odporowa, F_μ – siła tarcia na powierzchni natarcia, F_N – siła normalna do powierzchni natarcia, $F_{T\Phi}$ – siła tnąca na kierunku płaszczyzny ścinania, $F_{N\Phi}$ – siła normalna do płaszczyzny ścinania, α_f – kąt przyłożenia, β_μ – kąt tarcia, γ_f – kat natarcia, Φ_c – kat ścinania [9, 11]

Z uwagi na to, że opór właściwy skrawania jest silnie uzależniony od wartości grubości warstwy skrawanej, jego wartość dla określonego przypadku można określić z zależności, w której dodatkowo uwzględniono również wpływ kąta natarcia γ_f:

$$F_c = hbk_c = hbk_{c1}h^{-m_c}\left(1 - \frac{\gamma_f}{100}\right) \tag{2}$$

gdzie:
k_{c1} – opór właściwy skrawania dla grubości warstwy skrawania h = 1 mm [13],
m_c – wykładnik potęgowy [13].

Dla wartości grubości warstwy skrawanej $h \geq 1$ mm [3], korzystając z modelu tworzenia wióra z pojedynczą płaszczyzną ścinania, można wyznaczyć szacunkowe wartości kąta ścinania Φ_c, definiującego położenie płaszczyzny ścinania (rys. 1), dla skrawania ortogonalnego, na podstawie równania Merchant'a:

$$\Phi_c = 45° - \frac{1}{2}\left(\beta_\mu - \gamma_f\right) \tag{3}$$

gdzie:
β_μ – kąt tarcia definiowany jako arctg $\mu = \beta_\mu$,
μ – jest współczynnikiem tarcia pomiędzy wiórem i powierzchnią natarcia.

Według Atkinsa [1], dla ustalonego stanu deformacji, praca skrawania w czasie (moc) niezbędna do usunięcia materiału obrabianego składa się z wewnętrznej pracy odkształceń plastycznych w płaszczyźnie ścinania, pracy zużywanej na tarcie wióra o powierzchnię natarcia oraz pracy niezbędnej na formowanie nowej powierzchni. Te trzy składowe muszą być pokonane poprzez zewnętrzną siłę F_c przemieszczającą się względem powierzchni obrobionej z prędkością skrawania v_c. Siłę skrawania F_c można zatem przedstawić w postaci [2, 3]:

$$F_c = \frac{\tau_\gamma b \gamma}{Q_{shear}} h + \frac{Rb}{Q_{shear}} \tag{4}$$

gdzie:
τ_γ – naprężenia graniczne materiału obrabianego podczas ścinania [Pa],
γ – odkształcenie przy ścinaniu wzdłuż płaszczyzny ścinania, opisane zależnością:

$$\gamma = \frac{\cos\gamma_f}{\cos\left(\Phi_c - \gamma_f\right)\sin\Phi_c} \tag{5}$$

R jest pracą właściwą (energią) niezbędną do wytworzenia pęknięcia o powierzchni jednostkowej w trakcie skrawania (wiązkość, ang. *fracture toughness*), Q_{shear} – korekcja tarcia:

$$Q_{shear} = [1 - (\sin\beta_\mu \sin\Phi_c / \cos(\beta_\mu - \gamma_f)\cos(\Phi_c - \gamma_f))] \tag{6}$$

Dla najmniejszej wartości siły F_c kąt ścinania Φ_c spełnia zależność [2]:

$$\begin{aligned}&\left[1 - \frac{\sin\beta_\mu \sin\Phi_c}{\cos(\beta_\mu - \gamma_f)\cdot\cos(\Phi_c - \gamma_f)}\right]\cdot\left[\frac{1}{\cos^2(\Phi_c - \gamma_f)} - \frac{1}{\sin^2\Phi_c}\right] = \\ &= -\left[\cot\Phi_c + \tan(\Phi_c - \gamma_f) + Z\right]\cdot\left[\frac{\sin\beta_\mu}{\cos(\beta_\mu - \gamma_f)}\left\{\frac{\cos\Phi_c}{\cos(\Phi_c - \gamma_f)} + \frac{\sin\Phi_c \sin(\Phi_c - \gamma_f)}{\cos^2(\Phi_c - \gamma_f)}\right\}\right]\end{aligned} \tag{7}$$

w której stała $Z = \dfrac{R}{\tau_\gamma \cdot f_z}$ sprawia, że wartość kąta ścinania Φ_c jest uzależniona od własności materiału obrabianego, w odróżnieniu od klasycznej zależności Ernst'a – Merchant'a [4, 5, 6, 8]. Równanie (7) jest rozwiązywane numerycznie i pozwala na wyznaczanie wartości kątów ścinania nawet dla niewielkich wartości grubości warstwy skrawanej, a także tym samym umożliwia zwiększyć precyzję modelowania sił skrawania [2, 3, 10].

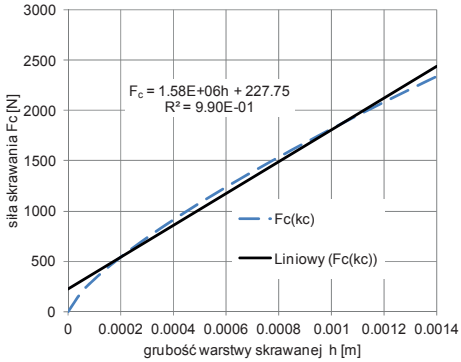
2.2. SPOSÓB WYZNACZANIA STAŁYCH MATERIAŁOWYCH

Do wyznaczenia stałych materiałowych R *i* τ_γ można wykorzystać linowy przebieg zmian siły skrawania $F_c = f(h)$ [2, 9], gdyż taki charakter ma równanie (3). Metodyka postępowania w przypadku dysponowania danymi empirycznymi dla operacji przecinania drewna została opisana w pracy [9], która może być także zastosowana do szacowania właściwości materiałowych obrabianych metali. W niniejszym opracowaniu proponuje się wykorzystanie danych katalogowych sił właściwych skrawania, na bazie których można wygenerować przebieg $F_c = f(h)$. Przykładowy wykres zmian siły skrawania F_c (według zależności (2)) w funkcji grubości warstwy skrawanej h, przy toczeniu ulepszonej cieplnie stali C50 (0,5%C, Mn < 1%, twardość 210 HB; dla kąta natarcia $\gamma_f = 0°$, $k_c = 1820$ Nmm^{-2}, $m_c = 0{,}25$, [13]) dla kąta przystawienia $\kappa_r = 90°$, szerokości warstwy skrawanej $b = 0{,}001$ mm, pokazano na rys. 2 (linia przerywana). Przebieg ten nie jest funkcją liniową i ma swój początek w punkcie przecięcia osi układu współrzędnych, dlatego też, postanowiono zastąpić go przebiegiem liniowym (linia ciągła – trend liniowy), którego równanie (wartość współczynnika determinacji $R^2 = 0{,}99$) ma postać:

$$F_c = 1{,}58E6 \cdot h + 227{,}75 \tag{8}$$

Z wartości czynnika wolnego $b = 227{,}75$, tj. współrzędnej punktu przecięcia prostej z osią rzędnych (tzw. Y – intercept), można wyznaczyć wartość wiązkości materiału, przyjmując współczynnik korekcji tarcia $Q = 1$ (z równania (6) dla $h = 0$, $\Phi_c = 0°$). Dla stali C50 praca właściwa (energia) niezbędna do wytworzenia pęknięcia o powierzchni jednostkowej w trakcie skrawania (wiązkość, ang. *fracture toughness*) wynosi $R = 227{,}75$ kJm^{-2}. W następnym kroku, z wartości współczynnika kierunkowego równania (8) $a = 1{,}58E6$ można wyznaczyć naprężenia tnące w płaszczyźnie ścinania τ_γ. W tym celu zakłada się, że obróbka odbywa się dla $h \geq 0{,}001$ m, kąt tarcia β_μ, = arctg $\mu = 38{,}66°$ dla płytki z węglika spiekanego niepokrywanego ($\mu = 0{,}8$, jako wartość średnia z $\mu = 0{,}6$ [12] i $\mu = 1$ [5] dla stali C50). Dla tych wartości z równania (3) wyznaczony kąt ścinania ma wartość $\Phi_c = 25{,}67°$. Tak więc, odkształcenie postaciowe przyjmuje wartość $\gamma = 2{,}5612$, a współczynnik korekcji tarcia $Q = 0{,}6877$ i ostatecznie otrzymuje się dla stali C50 naprężenia tnące w płaszczyźnie ścinania τ_γ. = 424,24 MPa.

Otrzymane wartości, zarówno wiązkości R jak i naprężeń tnących w płaszczyźnie ścinania τ_γ są zbliżone do danych eksperymentalnych dla stali SAE 1112 ($\tau_{\gamma.} = 445$ MPa, $R = 200$ kJm^{-2}) przytaczanych przez Atkinsa [2]. Ich znajomość pozwala na: prognozowanie efektów energetycznych nawet dla niewielkich grubości warstw skrawanych, wyznaczanie towarzyszących im kątów ścinania i odkształceń postaciowych.



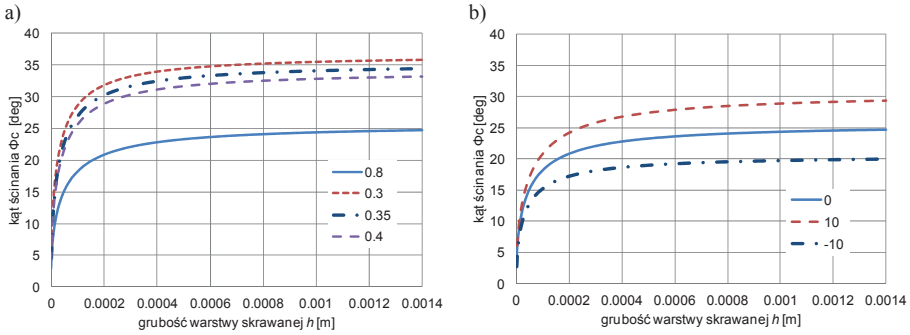
Rys. 2. Siła skrawania F_c podczas toczenia stali C50 (szerokość warstwy skrawanej $b = 0{,}001$m) wyznaczona na bazie siły właściwej skrawania k_c (linia przerywana) wraz z trendem liniowym (linia ciągła)

3. PROGNOZOWANIE SIŁ SKRAWANIA

Postanowiono przeprowadzić szacowanie sił skrawania w oparciu wyznaczone dane materiałowe $\tau_{\gamma.} = 424{,}24$ MPa i $R = 227{,}75$ kJm^{-2} w celu określenia wpływu zmian kąta natarcia na trzech poziomach $\gamma_f = -10°$; $0°$; $+10°$, a także warunków tarcia tj. płytka niepokrywana ($\mu = 0{,}8$), oraz przy zastosowaniu różnych powłok ochronnych, rekomendowanych dla operacji toczenia na sucho lub z chłodzeniem minimalnym MQL, Balinit®X.CEED ($\mu = 0{,}4$, rodzaj powłoki AlTiN), Balinit® LATUMA ($\mu = 0{,}35$, materiał powłoki AlTiN) i Balinit®FUTURA NANO ($\mu = 0{,}3$, materiał powłoki TiAlN) [7].

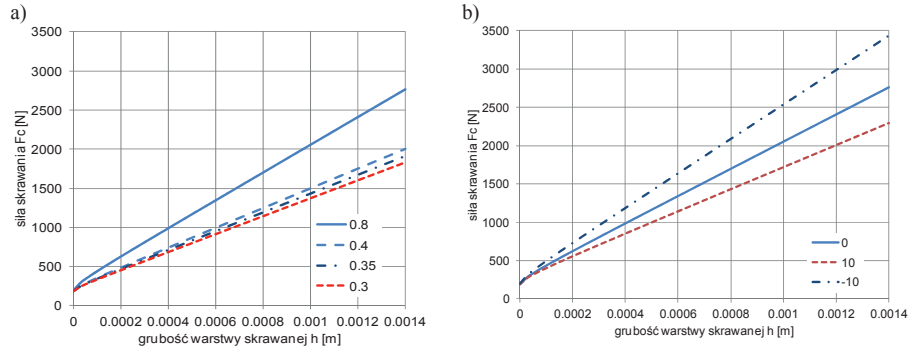
Na rysunku 3a zaprezentowano otrzymane wyniki prognozowania wartości kąta ścinania Φ_c (h, μ) dla modelu, wywodzącego się ze współczesnej mechaniki pękania, który ujmuje pracę rozdzielania materiału wraz z tarciem na powierzchni natarcia i deformacje plastyczne w płaszczyźnie ścinania. Zgodnie z oczekiwaniami, spadek wartości współczynnika tarcia μ wywołuje wzrost wartości kąta ścinania Φ_c. Z kolei na rys. 3b pokazano wpływ wartości kąta natarcia i grubości warstwy skrawanej h na wartość kąta ścinania Φ_c. Również w tym przypadku otrzymano spodziewane wyniki, tzn. wzrost kąta natarcia wywołuje wzrost kąta

ścinania Φ_c i odwrotnie dla kąta natarcia ujemnego obserwowany jest spadek wartości kąta ścinania Φ_c. Jednakże, najistotniejszym jest to, że można z zastosowaniem powyższego modelu z jedną płaszczyzną ścinania wyznaczać kąty ścinania dla niewielkich grubości warstwy skrawanej *h*.



Rys. 3. Przewidywane wartości kąta ścinania Φ_c w funkcji grubości warstwy skrawanej *h*, współczynnika tarcia *m* pomiędzy wiórem i powierzchnią natarcia (a, dla kąta natarcia $\gamma_f = 0°$) oraz wartości kąta natarcia (b, dla współczynnika tarcia $\mu = 0{,}8$) podczas toczenia stali C50

Porównanie prognozowanych wartości sił skrawania uzyskanych za pomocą modelu obliczeniowego, który ujmuje pracę rozdzielania materiału wraz z tarciem na powierzchni natarcia, deformacje plastyczne w płaszczyźnie ścinania przedstawiono na rys. 4. Rezultaty obliczeń z rys. 4a potwierdzają, że zastosowanie zaawansowanych powłok ochronnych, które powodują zmniejszenie sił tarcia pomiędzy ostrzem i materiałem obrabianym, może skutkować obniżeniem sił skrawania nawet o około 34% w stosunku do płytki niepokrywanej, jak to



Rys. 4. Porównanie prognozowanych sił skrawania uzyskanych z użyciem modelu zawierającego pracę rozdzielania materiału, pracę tarcia na powierzchni natarcia i deformacje plastyczne w płaszczyźnie ścinania, gdzie: a – wpływ warunków tarcia ($\gamma_f = 0°$), b – wpływ wartości kąta natarcia ($\mu = 0{,}8$)

ma miejsce dla pokrycia typu Balinit®FUTURA NANO (μ = 0,3). Na podstawie otrzymanych wyników pokazanych na rys. 4b, zastosowanie ujemnego kąta natarcia $\gamma_f = -10°$ wywołuje 24% wzrost siły skrawania w stosunku do sił skrawania otrzymywanych dla kąta natarcia $\gamma_f = 0°$, zaś przy dodatnim kącie natarcia +10° obserwowany jest 17% spadek siły skrawania.

4. PODSUMOWANIE

Wykazano skuteczność zaproponowanej metodyki wyznaczania wiązkości (energii właściwej niezbędnej na tworzenie nowej powierzchni) oraz naprężeń tnących w strefie ścinania na podstawie powszechnie dostępnych danych katalogowych dla materiałów metalowych. Ponadto, otrzymane wyniki prognozowania wartości kąta ścinania dla przyjętego modelu, wywodzącego się ze współczesnej mechaniki pękania, który ujmuje pracę rozdzielania materiału, tarcie na powierzchni natarcia, deformacje plastyczne w płaszczyźnie ścinania, poszerzają możliwości modelowania efektów energetycznych procesu przecinania, nawet dla niewielkich wartości grubości warstwy skrawanej. Oprócz tego, model ten, z pojedynczą płaszczyzną ścinania , daje szerokie możliwości do prowadzenia analiz i ilościowej oceny wpływu poszczególnych czynników, takich warunki tarcia i kąt natarcia, na efekty energetyczne obróbki skrawaniem.

LITERATURA

[1] ASTAKHOV V.P., *On inadequacy of single-shear plane model of chip formation*. International Journal of Mechanical Sciences 47, 2005, 1649–1672.

[2] ATKINS A.G., *Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: qualitative explanations for some longstanding problems.* International Journal of Mechanical Sciences 45, 2003, 373–396.

[3] ATKINS A.G., *The science and engineering of cutting. The mechanics and process of separating, scratching and puncturing biomaterials, metals and non-metals.* Butterworth-Heinemann is an imprint of Elsevier, Oxford, 2009.

[4] GROTTE K.H., ANTONSSON E.K. (Eds.), Machining Processes. W: Springer Handbook of Mechanical Engineering, Part B: Applications in Mechanical Engineering. Springer, 2008: 606–656.

[5] GRZESIK W., *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych*. WNT, Warszawa, 2010.

[6] MARKOPOULOS A.P., *Cutting mechanics and analytical modeling* (Chapter 2). W: Finite Element Method in Machining Processes. SpringerBriefs in Manufaturing and Surface Engineering. 2013. 11–27. ISBN: 978-1-4471-4329-1.

[7] OERLIKON BALZERS, Powłoki Balinit®. http://www.oerlikonbalzerscoating.com/bpl/pol/01-products-services/02-balinit-coatings/indexW3DnavidW261.php (dostęp 24.05.2013).

[8] OLSZAK W., *Obróbka skrawaniem*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa, 2008.

[9] ORLOWSKI K.A., PAŁUBICKI B., *Recent progress in research on the cutting process of wood. A review COST Action E35 2004–2008: Wood machining – micromechanics and fracture*. Holzforschung, 63, 2009, 181–185.

[10] ORŁOWSKI K.A., OCHRYMIUK T., *Sposób prognozowania kąta ścinania w strefie skrawania przy przecinaniu drewna.* W: Obróbka Skrawaniem: Współczesne problemy. Szkoła Obróbki Skrawaniem, nr 4, B. Kruszyński (red.). Łódź : Politechnika Łódzka, 2010, 449–456.
[11] ORŁOWSKI K.A., OCHRYMIUK T., ATKINS A., CHUCHALA D., *Application of fracture mechanics for energetic effects predictions while wood sawing*. Wood Sci Technol, 2013, DOI 10.1007/s00226-013-0551-x, 15, (First on line, Open Access).
[12] OZLU, E., BUDAK, E., MOLINARI, A., *Analytical and experimental investigation of rake contact and friction behavior in metal cutting*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 49/11, 2009, 865-875.
[13] PORADNIK OBRÓBKI SKRAWANIEM (Toczenie – Frezowanie – Wiercenie – Wytaczanie – Systemy narzędziowe). POL/01 ©AB Sandvik Coromant 2010.
[14] WILLIAMS J.G., *Friction and plasticity effects in wedge splitting and cutting fracture tests.* J of Materials Science, 33, 1998, 5351 – 5357.
[15] WILLIAMS J.G., PATEL Y., BLACKMAN B.R.K., *A fracture mechanics analysis of cutting and machining*. Engineering Fracture Mechanics **77,**() Issue 2, 2010, 293–308.

NEW OPPORTUNITIES FOR FORECASTING OF ENERGETIC EFFECTS IN THE CUTTING PROCESS

Methodology of determination of fracture toughness (specific energy for a new surface formation) and shear yield stresses on the basis of the catalogue data being in common usage is presented. Thanks to applying elements of fracture mechanics the forecasting of energetic effects is considerably extended beyond the range of the classical approach based on the Ernst-Merchant theory.

Key words: fracture mechanics, fracture toughness, shear angle, cutting force forecasting

MOŻLIWOŚCI KOMUNIKACJI UKŁADU DIAGNOSTYCZNEGO ZE STEROWNIKIEM OBRABIARKI CNC

Piotr SZULEWSKI[1]

1. WPROWADZENIE

Współczesny, dynamiczny rozwój przemysłu jest z całą pewnością wynikiem rewolucji przemysłowej, jaka wydarzyła się na przełomie wieku 18 i 19 Anglii. Jak się powszechnie przyjmuje jedną z kluczowych przyczyn tego ówczesnego zjawiska był między innymi wynalazek telegrafu, który całkowicie zmienił możliwości komunikacji rozumianej, jako wymiana informacji na odległość. Znaczenie tego procesu stale rośnie we wszystkich dziedzinach działalności człowieka i wydaje się, że uprawnionym jest sparafrazowanie znanego twierdzenia „komunikacja jest krwioobiegiem gospodarki" [1] na „komunikacja stanowi podstawę współczesnego wytwarzania". Obecnie można przyjąć, że główne działania badawcze nad systemami wytwarzania są prowadzone właśnie w kierunku ich informatyzacji, a środowiska wytwórcze są postrzegane, jako rozproszone zasoby informacyjne [2].

2. CEL KOMUNIKACJI

Coraz powszechniejsze wykorzystywanie komputerowych układów sterowania (CNC) ma swoją przyczynę w szeroko rozumianych wymaganiach rynku, czyli odbiorców produktów. Formułowane przez klientów żądania to przede wszystkim wysoka jakość i precyzja wykonania wyrobu, niski koszt jego wytworzenia, szybkość procesu produkcji, różnorodność oferty, itp. Z sytuacji tej wynika zgłaszane przez użytkowników maszyn i obrabiarek zapotrzebowanie na ich specjalne cechy. Są to przede wszystkim:

– unikanie awarii,
– obniżanie kosztów utrzymania,
– podnoszenie dyspozycyjności parku maszynowego,
– efektywne wykorzystanie posiadanych zasobów maszynowych.

[1] Instytut Technik Wytwarzania Politechniki Warszawskiej, ul. Narbutta 86, 02-524 Warszawa.

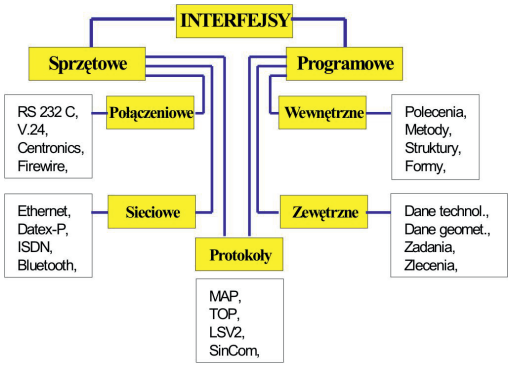
Są to zagadnienia jak najbardziej istotne, ponieważ jak się powszechnie szacuje, podniesienie sprawności nawet o 0,5% przy ciągłej produkcji o znacznej wartości powoduje oszczędności rzędu milionów złotych [3]. Jedną z najpowszechniej obecnie wykorzystywanych metod podnoszenia sprawności maszyn jest stosowanie systemów monitorowania i diagnostyki. W praktyce metody diagnostyki implementowane są w tzw. systemach monitorowania i diagnostyki (SM&D) [4]. Z drugiej zaś strony należy podkreślić, iż z funkcjonalnego punktu widzenia sterowniki NC charakteryzują się łatwością obsługi, w zasadzie nie wymagającą posiadania przez operatora głębokiej wiedzy o realizowanym procesie technologicznym. Można skonstatować, że sprawdza się tu reguła „włącz i zapomnij". Niestety nie jest to rozwiązanie korzystne. W historycznych już czasach, kiedy to operator/człowiek był integralnym składnikiem interakcji maszyna/przedmiot obrabiany, jego doświadczenie, skupienie i wiedza pozwalały na szybkie i właściwe podejmowanie działań mających na celu jak najlepszego zrealizowanie narzuconej technologii. Tak właściwie można by rzec iż tradycyjny ten układ stanowił efektywny, praktycznie wieloparametrowy system adaptacyjny. Obecnie wszystkie istotne parametry obróbki (prędkość obrotowa wrzeciona, głębokość warstwy skrawanej, itp.), są dobierane i zapisywane w pamięci sterownika (program POT) przed faktyczną obróbką. Należy zauważyć, że mają one charakter statyczny i są wynikiem kompromisu związanego z uśrednionymi wartościami wynikającymi z przyjętych (przez technologa) zaleceń dotyczących wybranego narzędzia lub materiału. Jak wynika z przytoczonych wybiórczo przykładów w obecnej sytuacji stosowanie układów nadzoru jako wsparcia dla sterowników CNC jest jak najbardziej wskazane a nawet konieczne. Urządzenia takie nazywane MCM (ang. Machine Condition Monitoring) korzystając z różnorakich czujników, kondycjonerów sygnałów, zaawansowanych algorytmów przetwarzania, skomplikowanych modeli pozwalają na skuteczne wnioskowanie o stanie obrabiarki lub prowadzonego procesu. Ich rola jest istotna w szczególności w przypadku ostrzegania przed możliwym uszkodzeniem narzędzia. Jak się powszechnie przyjmuje awaria narzędzia jest przyczyną 10–20% czasu przestoju współczesnych maszyn technologicznych NC [5].

Układ diagnostyczny może występować w dwóch formach. Jako element zabudowany w strukturze układu sterującego maszyny technologicznej lub jako niezależny zespół zewnętrzny. W pierwszym przypadku zagadnienie komunikacji praktycznie nie występuje, ponieważ cała wymiana danych jest realizowana za pomocą dedykowanych wewnętrznych magistral. W przypadku drugim problem możliwości i formy komunikacji wydaje się być kluczowym. Można wyróżnić trzy podstawowe rodzaje możliwej współpracy (interakcji) pomiędzy układem diagnostycznym a sterownikiem CNC/PLC. Jeśli sterownik nie posiada interfejsów (sprzętowych lub programowych) do komunikowania się z urządzeniami zewnętrznymi układ pomiarowy pracuje całkowicie niezależnie od sterownika. Dokonuje on samodzielnie analizy wybranych wielkości (np. siła, moc, drgania, a wyniki obliczeń prezentuje na swoim ekranie (np. wyświetlacz LCD). W przypadku gdy sterownik

jest wyposażony w uproszczony interfejs ograniczony do jednokierunkowej wymiany danych układ diagnostyczny po zbadaniu wymaganych parametrów przekazuje odpowiedni sygnał do sterownika obrabiarki, powodując uzyskanie właściwej rekcji – np. zatrzymanie procesu obróbki. Najkorzystniejszą sytuacją jest wariant gdzie mamy do czynienia z dwukierunkową komunikacją (interakcją) zachodzącą pomiędzy układem pomiarowym a sterownikiem obrabiarki. Sterownik informując o aktualnych parametrach realizowanej obróbki pozwala na stosowanie rozbudowanych strategii działania układu diagnostycznego. Praktycznie jedynie w tym, przypadku możliwe jest osiągnięcie stanu precyzyjnego i wieloparametrowego monitorowania procesu technologicznego, co pozwoli na prowadzenie efektywnego sterowania zgodnie ze zmieniającymi się cechami/warunkami nadzorowanego procesu.

3. INTERFEJSY SPRZĘTOWE STEROWNIKÓW

Aby komunikacja ze urządzeniem zewnętrznym mogła zaistnieć konieczne jest występowanie w strukturze sterownika – sprzętowego sprzęgu – interfejsu. Przykłady interfejsów wykorzystywanych w sterownikach maszyn technologicznych zostały zilustrowane na rysunku nr 1. Należy podkreślić, że nadal w sterownikach są spotykane i wykorzystywane dość „leciwe już" interfejsy szeregowe pracujące w standardzie RS232C. Dotyczy to także nowych modeli sterowników gdzie występują on jako opcja. Ze względu na techniczne ograniczenia tego interfejsu (niewielka szybkość transmisji, podatność na zakłócenia) oraz sposób połączenia z oprogramowaniem PLC (czyli brak bezpośredniego nadzoru transmisji przez PLC) opcja ta jest wykorzystywana praktycznie jedynie do pobierania i przesyłania plików programów sterujących. Coraz częściej są stosowane współczesne interfejsy szeregowe oparte o szybkie magistrale np. USB. Popularne są także rozwiązania oparte o standardy sieci przemysłowych (Interbus, Modbus, Profibus, CAN, itp.) lub nawet systemów bezprzewodowych (Bluetooth, ZigBee).



Rys. 1. Rodzaje interfejsów w sterownikach maszyn NC

Jednak najbardziej efektywne, otwarte i skuteczne jest wykorzystanie sieci lokalnej w standardzie Ethernet. Jest to zdecydowanie najelastyczniejsze rozwiązanie praktycznie zapewniające nieograniczone możliwości komunikacyjne. Należy jednak podkreślić, że samo występowanie interfejsu nie oznacza możliwości skutecznej komunikacji pomiędzy sterownikiem a urządzeniem zewnętrznym na przykład układem diagnostycznym. Koniecznym jest dopuszczenie takiej możliwości przez sterownik a właściwie jego oprogramowanie.

4. INTERFEJSY PROGRAMOWE STEROWNIKÓW

Komputerowe sterowniki numeryczne klasy CNC to bardzo zaawansowane układy sterujące. Współczesna ich konstrukcja i architektura zbliża je coraz bardziej do klasycznych komputerów klasy PC. Stosowane są podobne sposoby pracy i oprogramowanie bazowe. Powszechnie wykorzystuje się popularne systemy operacyjne typu Unix lub Windows (także Win CE). Sterowniki, w myśl założeń techniki systemów rozproszonych, uzyskują coraz większą samodzielność w podejmowaniu decyzji i realizacji zleconych zadań procesu technologicznego. Z drugiej strony wymagania współczesnych metod zarządzania produkcją i wytwarzaniem wymuszają bardzo precyzyjne raportowanie z każdego etapu obróbki.

W skrajnych przypadkach, szczegółowe dane opisujące realizowane działania mogą odnosić się do pojedynczej operacji lub nawet zabiegu. Sytuacja ta implikuje konieczność sprawowania bardzo szczegółowego monitorowania stanu poszczególnych sterowników. Bardzo istotnym są możliwości komunikacyjne dostępne w oprogramowaniu zainstalowanym w sterowniku. Wynikają one bezpośrednio z przewidzianych przez producenta form i trybu programowej wymiany danych. Ponieważ, jak wspomniano wcześniej, środowiska operacyjne współczesnych sterowników CNC/PLC są praktycznie odpowiednikami systemów operacyjnych komputerów PC dlatego koniecznym jest przeanalizowanie istniejących, popularnych interfejsów programowych. Pod tym sformułowaniem należy rozumieć metody uzyskiwania dostępu do różnorakich danych za pośrednictwem zabudowanych w systemie operacyjnym komputera/sterownika wtyczek, gniazd, zapytań lub struktur.

Ważkim argumentem za takimi działaniami jest otwartość znanych standardów, precyzja opisu, zintegrowanie z oprogramowaniem wewnętrznym sterownika, mnogość dostępnych narzędzi czy niezależność od formy fizycznej interfejsu sprzętowego. Historycznie pierwszym jest mechanizm osadzania obiektów OLE (ang. Object Linking and Embedding). Oryginalnie koncepcja ta została opracowana przez firmę Microsoft i polegała na osadzania dokumentów w innych dokumentach. Jako przykład można podać popularne „sklejanie" formatu arkusza kalkulacyjnego z edytorem tekstu. Praktycznie mechanizm ten pozwalał na tworzenie bardzo skomplikowanych dokumentów, których edycja i synchronizowanie zawartości obywała się jednocześnie. Pozwalało to na łatwość manipulowania

danymi i strukturami danych. Pierwotnie sposób ten wykorzystywano dla programów biurowych i prezentacyjnych. Standard OLE został następnie rozwinięty w oparciu o formy definiowania i tworzenia interfejsów programistycznych na poziomie binarnym dla komponentów oprogramowania i otrzymał nazwę COM (ang. Component Object Model). Tworzone w tej technologii komponenty miały cechy uniwersalnych obiektów (programowanie obiektowe), które mogły być wielokrotnie wykorzystywane (wywoływane) w czasie realizacji dowolnego zadania. Każda z aplikacji działających na platformie systemu operacyjnego mogła swobodnie odwoływać się do nich samych jak i przechowywanej przezeń zawartości (danych). Korzystną cechą była możliwość budowania takich struktur w dowolnym języku bez ograniczenia ich funkcjonalności.

Można stwierdzić, że praktycznie na tej właśnie zasadzie stworzony został nowoczesny system Windows. Jedną z form wykorzystania tej koncepcji stał się także rozszerzony standard OLE nazywany OLE2. Coraz częstsze wykorzystywanie środowiska sieciowego spowodowało dalsze prace i wprowadzenie standardu DCOM (ang. Distributed Component Object Model). Ta bardzo zaawansowana koncepcja stanowiła w istocie otwarty interfejs programistyczny oparty o rozproszony obiektowy model składników. Ale ze szczególnym uwzględnieniem komunikacji pomiędzy nimi w strukturze sieci komputerowej, także rozbudowanej i wykorzystującej skomplikowane protokoły dystrybucji. Kolejna wersja to COM+, która zaowocowała znanym obecnie standardem .NET Framework. Ważnym problemem było także zapewnienie właściwego wykorzystania łącza zwłaszcza w przypadku częstych odwołań lub błędów w wewnętrznych procedurach klienckich. Do najważniejszych zalet technologii COM można zliczyć: wspieranie poleceń transakcyjnych, możliwość szyfrowania połączenia (bezpieczeństwo), nadzór mad komponentami składowymi, tworzenie struktur serwerowych (udostępnianie danych), kolejkowanie zapytań i obsługi, możliwość obsługi zdarzeń, regulowanie obciążenia systemu, przechowywanie danych w pamięci operacyjnej – szybki dostęp. Niestety technologia ta nie jest bez wad: brak otwartej specyfikacji skutkujący konieczności korzystania wyłącznie z jednej platformy.

Powszechność, prostota i efektywność tych metod spowodowała zainteresowanie użytkowników i wprowadzenie ich do środowiska automatyki przemysłowej, zwłaszcza, że naturalnym kierunkiem poszukiwań była integracja komputerów ze sterownikami maszyn technologicznych. Korzystając z doświadczeń i sprawdzonych mechanizmów, a właściwie bazując na opisanych standardach OLE oraz COM/DCOM dostarczono infrastrukturę i środowisko programistyczne dla tworzenia i rozwoju oprogramowania komunikacji przemysłowej. Tak został wprowadzony otwarty standard „OLE for process control" będący standardem komunikacyjnym stosowanym w automatyce przemysłowej i informatycznych systemach wyższych warstw. Stosowany skrót OPC oznacza przede wszystkim interoperacyjność aplikacji. Koncepcja ta pozwala na łączenie aplikacji użytkowych opartych na komputerowych systemach operacyjnych (Windows, Unix, CE, itp.) ze sprzętem wykorzystywanym w zadaniach automatyki przemysłowej – sterowniki, systemy nadzoru procesu

technologicznego, maszyny lub obrabiarki. Stosowanie się do zasad tego standardu pozwala na wykorzystywanie jednolitych metod opisu, dostępu i przesyłania danych. Interfejsy są całkowicie niezależne od typu oraz źródła danych. Zdefiniowany standard umożliwia dwukierunkową komunikację, co oznacza możliwość nie tylko monitorowania procesu technologicznego, ale także sprawowanie nad nim pełnego nadzoru. A sterowniku musi być zaimplementowany i uruchomiony proces serwera OPC udostępniający dane do wymiany z urządzeniami zewnętrznymi. Mogą to być komputery PC, systemy SCADA, panele HMI, systemy DCS (ang. Distributed Control System) lub dowolne inne urządzenie, aplikacja (program), które ma uruchomiony proces (pełni rolę) klienta OPC. W zależności od przewidywanej lub wymaganej funkcjonalności można wyróżnić podstawowe typy serwerów OPC: OPC DA – ang. Data Access, pozwala na udostępnianie danych procesowych (np. siła, ciśnienie, napięcie, itp.) gromadzonych w czasie rzeczywistym. Każde zapytanie klienckie jest przetwarzane w ten sam sposób i w takiej samej formie są przesyłane dane. Możliwa jest współpraca wielu klientów z jednym serwerem. Jest to komunikacja w formie „czarnej skrzynki" nie absorbująca konieczności wnikania w mechanizmy transferu danych. OPC HDA – ang. Historical Data Access, mechanizm gromadzenia, dostępu i analizy danych historycznych. Informacje są dostępne cały czas na żądanie klienta, umożliwiają prowadzenie oceny realizacji zadań, wyszukiwanie błędów, wąskich gardeł, itp. Są podstawą do raportowania. OPC A&E – ang. Alarms and Events – serwer analizujący na bieżąco spływające z czujników dane i reagujący w momencie przekroczenia zadanych progów wartości parametrów. Prowadzi raportowanie stanów alarmowych lub ostrzeżeń. Analizowanie aktualnej konfiguracji środowiska celem dostrzegania także błędów systemowych niezależnych od nadzorowanego procesu. OPC Security – zapewnienie bezpieczeństwa transmisji danych, poprawności weryfikacji klienta, nadzór nad komunikacją. OPC UA – ang. Unified Architecture – jest to mechanizm niezależnym od platformy systemowej, realizujący wysyłanie wiadomości za pomocą powszechnie akceptowanych standardów komunikacji. Wspiera protokoły TCP/IP, HTTP, SOAP. Jest odpowiedzialny za tworzenie i nadzór nad zunifikowaną przestrzenią adresową co pozwala na uzyskanie dużej szybkości i efektywności udzielania odpowiedzi na zapytania klientów. Inną, również często stosowaną metodą wymiany informacji jest RPC – zdalne wywołanie procedury (ang. Remote Procedure Call). Jest to uznany protokół zdalnego wywoływania procedur, stworzony przez firmę Sun. RPC jest zdefiniowany w dokumencie oznaczonym jako RFC 1057. Metoda stosowana w tego typu komunikacji jest bardzo skuteczna i prosta. Serwer (czyli program oferujący usługi, uruchomiony na sterowniku) cały czas nasłuchuje na wybranym porcie, czy pojawiło się zapytanie przesłane przez zdalny system. Klient (program który żąda danych ze sterownika) nawiązuje łączność wysyłając pytanie. Serwer realizuje usługę i odsyła potwierdzenie lub kod błędu. Sama procedura jest niezależna od fizycznej strony realizacji połączenia – interfejsu. Protokoły samodzielnie zapewniają komunikację, ukrywając szczegóły techniczne przed klientem. Jest to bardzo wygodna sytuacja ponieważ

z punktu widzenia użytkownika zdalne wywołanie procedury serwera wygląda jak wywołanie dowolnej innej procedury z programu lokalnego (klienta).

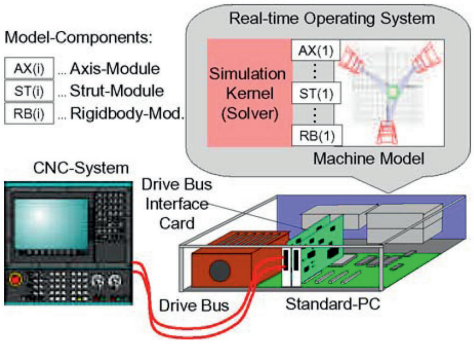
Dla wymiany danych w sieciach rozległych, za pomocą protokołu HTTP stosowany jest protokół XML-RPC. Definiuje on zasady wymiany danych i ich reprezentację w formacie XML. Wymiana danych podczas zdalnego wywołania procedury (RPC), tzn. przesyłanie parametrów zdalnego wywołania i wyników, odbywa się z wykorzystaniem protokołu hipertekstowego (http). Przesyłane parametry i wyniki (czyli dane) są zapisane w formacie XML.

5. PRZYKŁADOWE INSTALACJE

Zaprezentowane przykłady instalacji mają charakter laboratoryjny i zostały uruchomione na rzeczywistych obrabiarkach. Ilustrują one możliwości rozwiązania problemu, ale nie stanowią realnej alternatywy dla możliwości oferowanych przez producentów sterowników NC.

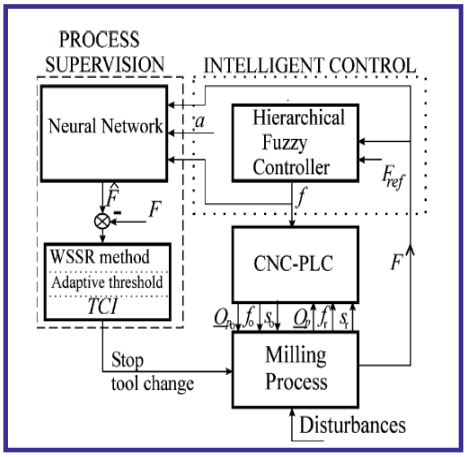
Wykorzystanie PLC – Jedną z możliwości organizacji wymiany danych pomiędzy zewnętrznym układem pomiarowym (nadzoru) jest wykorzystanie pól danych sterownika logicznego. Przykład jest zilustrowany na rysunku nr 2. Sterownik taki stanowi element składowy każdego układu NC. Może być wykonywany jako struktura sprzętowa lub programowa, co z punktu widzenia wymiany danych jest zagadnieniem praktycznie nieistotnym. Odczyt i zapis (uaktualnienia) odpowiednich obszarów pamięci odbywa się podczas każdorazowego wykonania pętli PLC- zazwyczaj w okresach kilku milisekundowych. Korzystną cechą jest pełna dostępność danych NC związana w bardzo ścisłą integracją tych dwóch struktur. Przykład takiej koncepcji jest zwarty w pracy [6]. Jednak dla realizacji takiej formy wymiany danych koniecznym jest ingerencja w strukturę programu PLC, co nie zawsze jest możliwe i łatwe.

Sterownik o strukturze otwartej. Przykład rozwiązania opartego o stworzenie całkowicie nowego sterownika NC jest podany w pracy [7] gdzie jako sterownik wykorzystany został komputer klasy PC wyposażony w specjalistyczne karty interfejsowe



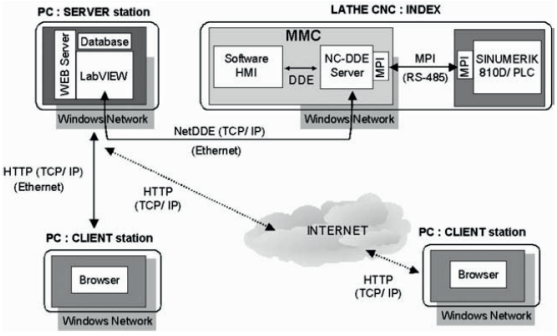
Rys. 2. Komunikacja z programowym układem PLC zawartym w strukturze sterownika CNC [6]

(napędy, akwizycja danych, itp.), pracujący pod kontrolą systemu operacyjnego Win XP. Specjalizowany program sterujący został samodzielnie napisany z uwzględnieniem zagadnień położenia ostrza narzędzia (ang. Cutter Location data) wynikających z analizy danych z programu CAM realizowanej na bieżąco w sterowniku NC [8]. Przykład jest zamieszczony na rysunku nr 3. Podobne rozwiązanie wykorzystujące samodzielnie zaprojektowany sterownik NC pozwalający na programowe zmiany strategii sterowania (sterowanie adaptacyjne) jest podany w obszernej pracy [9].



Rys. 3. Nowa struktura sterownika CNC opartego o komputer klasy PC [7]

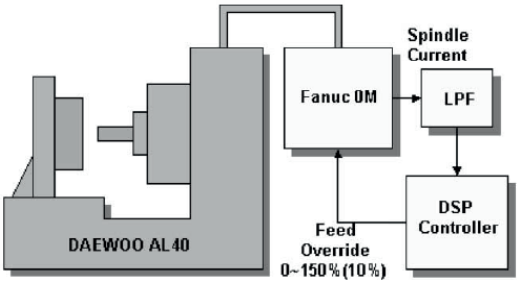
Komunikacja siecią Ethernet – bardzo interesującym przykładem możliwości współpracy zewnętrznego układu pomiarowego ze sterownikiem NC o otwartej architekturze jest propozycja wykorzystania sieci standardu Ethernet. Schemat układu umieszczono na rysunku nr 4. W modelowym rozwiązaniu zastosowano sterownik Sinumerik 810D z modułem HMI typu MMC102 – a więc wymagania sprzętowe były wyjątkowo oszczędne. Oprogramowanie monitorujące [10]



Rys. 4. Komunikacja poprzez sieć Ethernet [10]

zostało umieszczone na zewnętrznym komputerze (interfejs sieciowy) i napisane w środowisku LabView 6.1. Na komputerze tym uruchomiony jest także serwer WWW pozwalający na udostępnianie danych w sieci Internet dla upoważnionych (zalogowanych). Dwustronna komunikacja z układem NC odbywa się za pomocą protokołu NetDDE (ang. Network Dynamic Data Exchange) gdzie w sterowniku zaimplementowany jest serwer NC-DDE. Możliwe jest także przesyłanie komunikatów na monitor HMI. Rozwiązanie to wymaga posiadania licencji od producenta sterownika pozwalającej na interpretację odpowiednich pól danych z pamięci lub programu sterującego NC.

Metoda „tradycyjna" – przykładem takiej komunikacji układu nadzoru ze sterownikiem CNC jest zaprezentowane w pracy [11] interesujące, rozwiązanie. Zamieszczona ilustracja na rysunku nr 5. Dla sterownika Fanuc0M (centrum



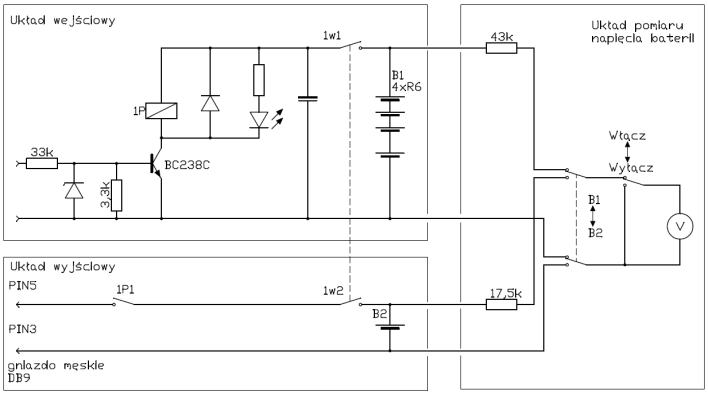
Rys. 5. Sterowanie adaptacyjne z CNC [11]

frezarskie Daewoo AL40) opracowano układ modyfikacji prędkości posuwu. W oparciu o procesor sygnałowy DSP (TMS320C31) i dostępne kanały przetworników D/A wykonano połączenia (równoległe) z istniejącym na pulpicie operatora manualnym regulatorem (nastawnikiem) prędkości posuwu. Zmiana wartości generowanego przez przetwornik napięcia powodowała odpowiednią reakcję sterownika NC. Jest to typowy przykład uzyskania możliwości wpływu na parametry pracy bez ingerowania w wewnętrzną strukturę układu sterowania.

6. INTERFEJS SPRZĘTOWY IU-1

Właśnie w przypadku gdy zabudowany w strukturze obrabiarki sterownik numeryczny nie jest wyposażony w żaden standardowy interfejs pozwalający na wysyłanie i odbieranie komunikatów jedyną możliwością staje się wykorzystanie istniejących elementów układu sterowania (układy peryferyjne). Taka sama sytuacja może wystąpić w przypadku istnienia interfejsu lecz braku koniecznego dla komunikacji oprogramowania. Ideą opracowanego interfejsu jest zastosowanie specjalizowanego układu pośredniczącego pozwalającego na bezpośrednie korzystanie z wyjść cyfrowych sterownika PLC lub NC. Wyjściem może być na

przykład dowolny przekaźnik (wyjście cyfrowe napięciowe) odpowiedzialny za sterowanie urządzenia zewnętrznego takiego jak zacisk palety, transporter wiórów, zawór sprężonego powietrza. Nie ma znaczenia czy wyjście to jest rzeczywiście wykorzystane (dołączone do elementu wykonawczego) czy też swobodne. Schemat ideowy proponowanego interfejsu jest zamieszczony na rysunku 6.



Rys. 6. schemat ideowy interfejsu IU-1

Umożliwia on całkowitą separację galwaniczną pomiędzy kartą pomiarową (na przykład w komputerze PC) a układem sterowania NC/PLC. Wykonanie pozwala na sterowanie karty w dwojaki sposób a) poprzez zwieranie lub rozwierania zestyku przekaźnika w interfejsie, b) załączanie lub rozłączanie napięcia 3 VDC, co umożliwia wykorzystywanie na karcie odpowiednio wejść cyfrowych jak i analogowych. Ze względu na duża oporność wejściową układu interfejsu niewielki pobór prądu ze źródła (układ sterowania NC) nie będzie powodował obciążania obwodów wyjściowych sterownika, co mogłoby skutkować jego uszkodzeniem.

Możliwe jest wykonanie interfejsu w dwóch wariantach z izolacją optoelektroniczną lub przekaźnikiem. Standardowo urządzenie jest wyposażone w diody elektroluminescencyjne sygnalizujące stan pracy oraz miernik galwanometryczny do kontroli napięcia baterii pomocniczej. Wybór sposobu działania jest wykonywany za pomocą mikroprzełączników dźwigniowych. Indywidualne zasilanie jest realizowane przez zespół baterii alkalicznych o napięciu 6 V, natomiast źródłem niezależnego sygnału napięciowego dla karty komputerowej jest bateria pastylkowa 3V. Wyjście/wejście wykonano w formie popularnego złącza DB9 standardu Canon. Dla poprawnego działania – wysterowania interfejsu – konieczne jest umieszczanie w kodzie programu obróbki technologicznej (POT) odwołania do odpowiedniej funkcji pomocniczej M odpowiedzialnej za wysterowania urządzenia do którego dołączony został interfejs uniwersalny IU-1. Każdorazowe wywołanie takiej funkcji powoduje wystawienie odpowiedniego sygnału na wyjściu sterownika i wysterowanie interfejsu.

7. WNIOSKI

Analizując znane i dostępne możliwości komunikacyjne sterowników CNC zsyntetyzować można następujące wnioski:

- Możliwym jest stworzenie własnego, dedykowanego oprogramowania sterująco-komunikacyjnego dla sterownika CNC i jest rozwiązanie najbardziej otwarte, wartościowym i korzystne jednak skomplikowane i pracochłonne, konieczne w przypadku wymagania transferu specyficznych, danych lub posiadania sterownika o wyjątkowej, „unikalnej" strukturze. Oprogramowanie własne jest też zazwyczaj znacznie mniejsze (przestrzeń zajmowana na dysku komputera PC), łatwiejsze do użytkowania (proste, przyjazne, itp.) a także ma zdecydowanie niższe zapotrzebowanie na moc obliczeniową komputera, na którym jest uruchomione. Zwykle dane możliwe do akwizycji są dość mocno ograniczone do tych jedynie, które zostały dopuszczone (przewidziane) przez producenta sterownika.
- Oprogramowania komunikacyjne tworzone komercyjnie przez wyspecjalizowane firmy uznać można za solidne, rozbudowane i obejmujące swoim zasięgiem działania bardzo duże środowiska przemysłowe. Jednak integracja tegoż oprogramowania z maszynami i obrabiarkami wyposażonymi w sterowniki pochodzące od rozmaitych producentów natrafia na poważne trudności. W większości wypadków niestety niemożliwe do rozwiązania. Koszt i konieczne specjalistyczne szkolenia dla personelu obsługującego predestynują takie rozwiązania komercyjne do zastosowania w zdecydowanie dużych firmach posiadających odpowiednie środki.
- Dla celów laboratoryjnych/badawczych najlepszym rozwiązaniem (elastyczność, jakość, pewność) jest wykonanie specjalnie opracowanego systemu akwizycji danych, składającego się mikroprocesorowego sterownika (funkcję podobną może pełnić także modułowy lub kompaktowy programowalny sterownik logiczny PLC) oraz odpowiedniej ilości specjalizowanych czujników. Oczywistym jest, że taki system oparty o mikrokontroler musi być wyposażony w interfejs sieciowy pozwalający na komunikowanie się z systemem nadrzędnym. Powszechność występowania, duża moc obliczeniowe i niska cena współczesnych komputerów jednoukładowych pozwalają na tworzenie tego typu rozwiązań indywidualnych.
- W przypadku posiadania dokładnej dokumentacji elektrycznej obrabiarki oraz rozpoznaniu sposobu funkcjonowania jej poszczególnych podzespołów można pokusić się o zastosowanie proponowanego interfejsu IU-1 celem uzyskania dostępu do bezpośrednich sygnałów sterujących załączaniem lub wyłączaniem odpowiednich podzespołów. Rozwiązanie to jest korzystne, ponieważ unika się ingerencji w oprogramowanie oraz strukturę elektryczną maszyny technologicznej. Możliwe jest też zastosowanie tej metody do obrabiarek i sterowników znacznie starszego typu posiadających sterowanie oparte o techniki zestykowe lub nawet zderzakowe.

Reasumując, z przedstawionych przykładów wynika niezbicie, iż stworzenie efektywnego i skutecznego systemu komunikacji celem monitorowania procesu

technologicznego nie jest zadaniem trywialnym ani prostym od strony technicznej. Wymaga ono głębokiej wiedzy i znajomości technik stosowanych przez producentów sterowników. Tym nie mniej jest to zagadnienie ciekawe, istotne i możliwe do osiągnięcia.

LITERATURA

[1] Instytut Badań Rynku Konsumpcji i Koniunktur, *Usługi w Polsce 2009-2011*. Warszawa, 2012.
[2] ALVAREZ A.A., CABRERA M.J., *Towards automation of control software: A review of challenges in mechatronic design.* Mechatronics, 20 (8), 2010, 876–886.
[3] PAWŁOWSKI A., *Diagnostyka dynamiki wirujących zespołów napędowych obrabiarek.* Poliechnika Łódzka, IOiTBM, instrukcja laboratoryjna B-7, internet.
[4] GONET D., *Inteligentny system monitorowania i diagnostyki maszyn*. http://automatykab2b.pl/prezentacja-artykul/3674-inteligentny-system-monitorowania-i-diagnostyki-maszyn.
[5] AL-SULAIMAN F. A., BASEER M. A., SHEIKH A. K., 2005, *Use of electrical power for online monitoring of tool condition*. Journal of Materials Processing Technology, 166, (3), 364–371.
[6] ZAEH M. F., POERNBACHER C., *A Model-Based Method to Develop PLC Software for Machine Tools.* CIRP Annals – Manufacturing, Technology, 54 (1), 2005, 371–374.
[7] NAGATA F., HASE T., *A desktop NC machine tool with a position/force controller using a fine-velocity pulse converter.* www.elsevier.com/ locate/mechatronics, doi:10.1016/j.mechatronics.2009.02.004.
[8] LEE J. G. CHO Y., YANG S., *Near Net-shape Five-axis CL Data Generation by Considering Tool Swept Surface in Face Milling of Sculptured Surface.* Computer-Aided Design and Applications © 2008 CAD Solutions, LLC, http://www.cadanda.com/CAD_5_1-4__442-451.pdf, 442-451.
[9] ASILTURK A. U., *Intelligent adaptive control and monitoring of band sawing using a neural-fuzzy system.* Journal of Materials Processing Technology, 209 (5), 2009, 2302–2313.
[10] FERRAZ F., COELHO, *Data acquisition and monitoring in machine tools with CNC of open architecture using internet.* Int. J. Adv. Manuf. Technol., 26, 2005, 90–97, DOI 10.1007/s00170-003-1977-3.
[11] YANG M., LEE T. M., *Hybrid adaptive control based on the characteristics of CNC end milling.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 42, 2002, 489–499.

Badania realizowane w ramach Projektu „Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym”, Nr POIG.01.01.02-00-015/08-00 w Programie Operacyjnym Innowacyjna Gospodarka (PO IG). Projekt współfinansowany przez Unię Europejską ze środków Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego.

COMMUNICATION ABILITIES BETWEEN CNC AND MONITORING EQUIPMENT

The precise monitoring of realized technological process is the practical key for expanding of effectiveness and accuracy of applied workshop. The simple, useful communication method for online data interchange between control system and monitoring equipment is continually wanted. The paper presents some ideas and practical implementation of such a communication channel.

Key words: diagnosis, process monitoring, CNC, data interchange

STANOWISKO BADAWCZE DO WIZYJNEJ INSPEKCJI POWIERZCHNI OBROBIONEJ

Michał SZYDŁOWSKI, Bartosz POWAŁKA, Stefan BERCZYŃSKI[1]

1. WPROWADZENIE

Części maszyny i urządzenia produkowane współcześnie wymagają szybkich i wydajnych procesów produkcyjnych. Jednak procesy te często mogą zostać zaburzenie przez zdarzenia losowe. Z tego względu poszukuje się efektywnych metod kontroli stuprocentowej produkowanych elementów. W przypadku procesów z udziałem obróbki skrawaniem zaburzeniem może to być niepewne zamocowanie przedmiotu obrabianego na stole obrabiarki (w wyniku zużycia części, nierozgrzanego oleju w instalacji uchwytu), albo zużycie się ostrza skrawającego. W takich sytuacjach i podobnych może dojść do powstania zjawiska drgań samowzbudnych w układzie narzędzie – przedmiot obrabiany. Drgania samowzbudne [1] powodują nie tylko pogorszenie pewnych parametrów powierzchni, ale również wpływają na zwiększenie zużycia obrabiarki jak i narzędzia skrawającego, oraz pogorszenie dokładności geometrycznej przedmiotu obrabianego.

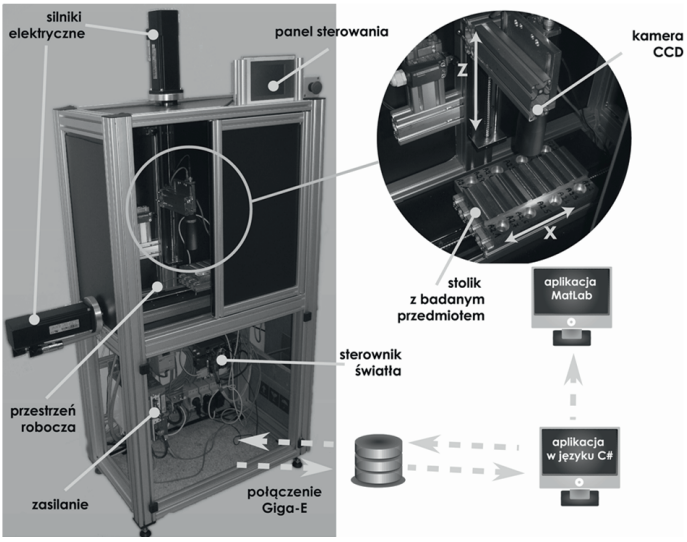
Zastosowania systemów opartych na widzeniu maszynowym i przetwarzania obrazów w procesach związanych z obróbką skrawaniem [2] koncentruje się głównie na takich aspektach jak: badanie chropowatości powierzchni oraz zużycia narzędzia. Dużą grupę prac stanowią publikacje w których za pomocą techniki wizyjnych próbowano oznaczania chropowatości [4, 5, 6]. Niewiele miejsca jest poświęcone natomiast badaniom zastosowania systemów wizyjnych do kontroli powstałych w wyniku drgań samowzbudnych i regeneracji śladu wad powierzchni [8, 9, 10]. Jedynie w jednej z tych publikacji autorzy uwzględnili parametry procesu skrawania takie jak posuw na ostrze czy prędkość obrotowa narzędzia w zaproponowanej metodzie analizy obrazu i detekcji wad wynikających z drgań samowzbudnych.

Przygotowane i zaproponowane w artykule przez autorów eksperymentalne stanowisko do inspekcji powierzchni obrobionych w procesie frezowania ma służyć, jako narzędzie do rozwoju wizyjnych metod inspekcyjnych i algorytmów przetwarzania obrazów cyfrowych.

[1] Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny w Szczecinie, al. Piastów 17, 70-310 Szczecin.

2. OPIS STANOWISKA BADAWCZEGO

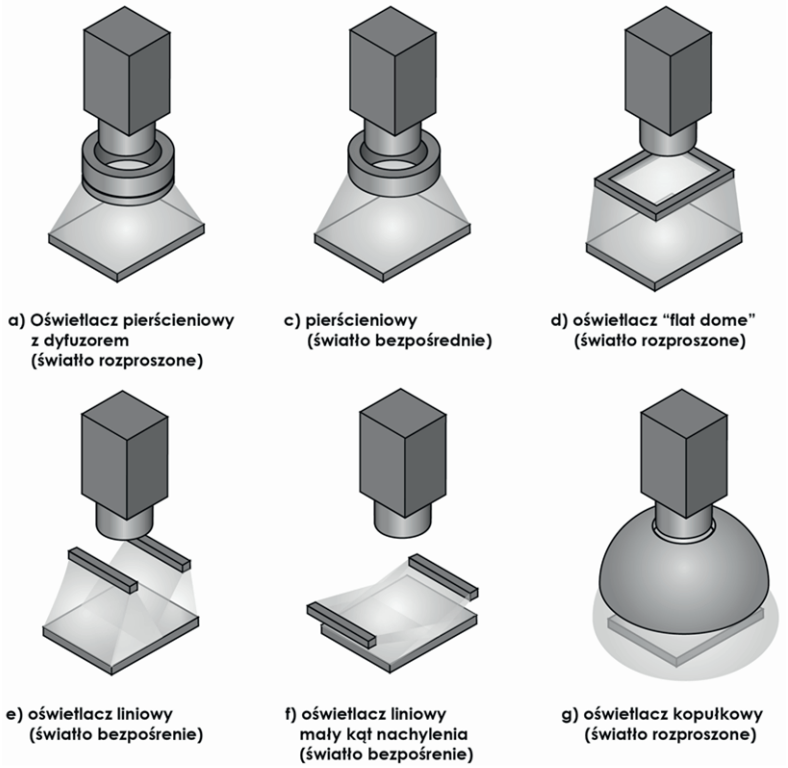
Zaprojektowane w Instytucie Technologii Mechanicznej i pokazane na Rysunku nr 1 stanowisko badawcze wyposażone jest w dwie osie wyposażone w zespoły napędzane silnikami elektrycznymi. Na wózku osi pionowej zainstalowany jest uchwyt na kamery przemysłowe. Natomiast na osi poziomej wózek przeznaczony jest dla przedmiotów badanych. Zakres ruchu dla osi pionowej to 50 cm a dla osi poziomej 60 cm. Silniki elektryczne wyposażone są w absolutne obrotowe przetworniki impulsowe, które pozwalają na ustalenie bieżącej pozycji wózków obu osi.



Rys. 1. Eksperymentalne stanowisko do inspekcji wizyjnej powierzchni obrobionych

Stanowisko umożliwia mocowanie wielu źródeł światła. W zależności od konfiguracji oświetlacze mogą być zamocowane razem z kamerą na osi ruchomej lub niezależnie od ruchu osi. Przestrzeń robocza stanowiska jest izolowana od warunków oświetleniowych otoczenia za pomocą osłon z tworzyw sztucznych. Sterowanie napędami może odbywać się na dwa sposoby, za pośrednictwem panelu dotykowego, albo zdalnie za pomocą autorskiego oprogramowania zewnętrznego. Podczas badań wstępnych i przy projektowaniu stanowiska przeanalizowano różne sposoby iluminacji powierzchni obrobionych w procesie frezowania. Rysunek nr 2 przedstawia przeanalizowane warianty oświetlenia.

Najwięcej informacji na obrazie powierzchni frezowanej pod kątem detekcji śladów drgań samowzbudnych uzyskano za pomocą oświetlacza pierścieniowego z dyfuzorem. Do innych zadań inspekcyjnych takich jak np. wykrywanie zarysowań, ognisk korozji czy zabrudzenia najlepsze wyniki dawało oświetlanie światłem rozproszonym (oświetlacz kopułowy).

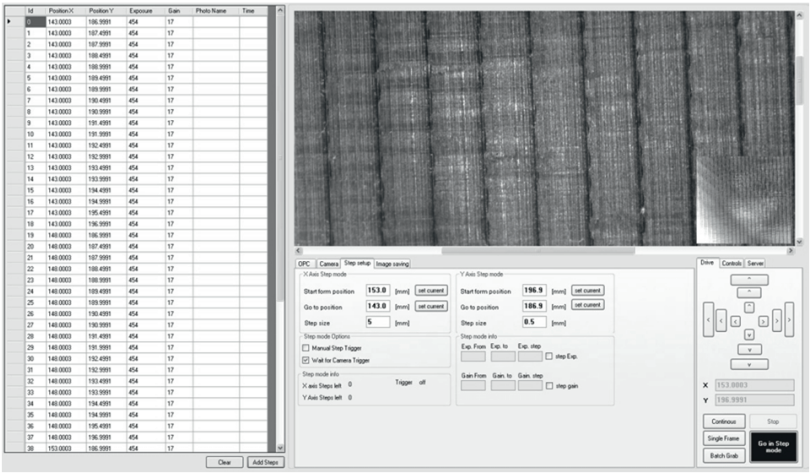


Rys. 2. Możliwe warianty oświetlania powierzchni

Komunikacja z urządzeniem odbywa się za pomocą gigabitowej sieci Ethernet, a programowo warstwę komunikacyjną obsługuje serwer OPC synchronizowany co 5ms. Standardowo stanowisko wyposażone jest w dwukanałowy zasilacz do oświetlaczy sterowany ręcznie lub za pomocą oprogramowania, kamerę CCD o rozdzielczości 5Mpx, oraz obiektyw bi-telecentryczny o polu widzenia dla sensora o 2/3'' 25.1 x18.9 mm i powiększeniu 0.35 razy. Stanowisko pozwala dzięki swojej budowie na zamocowane praktycznie dowolnej konfiguracji optyki i urządzeń akwizycji w ramach dostępnej przestrzeni roboczej.

3. OPROGRAMOWANIE

Do obsługi stanowiska badawczego przygotowano oprogramowanie, które umożliwia sterowanie napędami urządzenia oraz pozostałymi jego funkcjami. Przykładowe okno z programu kontrolującego stanowisko przedstawiono na rysunku 3. Do przygotowania oprogramowania sterującego użyto języka C+, analiza uzyskanych obrazów przeprowadzana jest poza aplikacją w środowisku MATLAB.



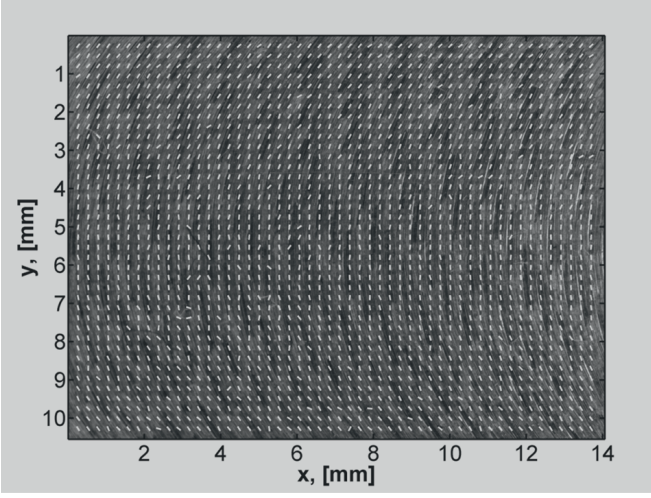
Rys. 3. Przykładowe okno autorskiego oprogramowania do kontroli stanowiska

Warstwą pośredniczącą między aplikacją, a urządzeniem jest serwer OPC zainstalowany na sterowniku przemysłowym, Serwer pracuje w trybie synchronicznym z synchronizacją co 5 ms, co pozwala na realizowanie ruchu z niewielkim opóźnieniem. Oprogramowanie pozwala również na obsługę wszelkich niezbędnych parametrów akwizycji kamery CCD takich jak czas ekspozycji, rozdzielczość obrazu czy wzmocnienie sygnału. Program umożliwia również budowanie strategii inspekcyjnych dla przedmiotów, których powierzchnie badane wykraczają poza pole widzenia kamery czy poza dostępny obszar ostrzenia optyki. Dla przedmiotu wykraczającego wymiarami poza dostępną głębię ostrości możliwe jest zatem przeprowadzenie inspekcji na powierzchniach położonych w różnej odległości od kamery. Strategie pomiarowe pozwalają również na akwizycję wielu obrazów przedmiotu badanego z różnymi parametrami akwizycji. Możliwe jest również zmienianie warunków oświetleniowych przedmiotu z poziomu aplikacji. Również parametry oświetleniowe mogą być uwzględnione w strategiach inspekcyjnych. Uruchomiona przez operatora strategia wykonuje się automatycznie, zapisując dla każdego pliku z obrazem dodatkowy plik z informacjami i parametrami akwizycji dla każdego uzyskanego obrazu. Następnie obrazy przetwarzane są eksperymentalnymi algorytmami w środowisku MATLAB. Planuje się uzupełnienie oprogramowania o funkcje analizy obrazów na późniejszym etapie prac badawczych.

4. PROWADZONE BADANIA

Prowadzone badania mają na celu opracowanie algorytmów przetwarzania obrazów oraz metod akwizycji pomocnych w inspekcji powierzchni frezowanych Szczególny nacisk położona na detekcję śladów występowania na powierzchni

drgań samowzbudnych. Dzięki stanowisku możliwe było sprawdzenie metod prezentowanych przez innych autorów, opartych np. na podejściu GLCM lub analizie statystycznej [9]. Podczas prowadzonych badań wykonano również test rodzajów oświetlania powierzchni, aby uzyskać jak najwięcej informacji o powierzchni na obrazie. Zaproponowano również nową metodę, która dzięki uwzględnieniu parametrów procesu frezowania podczas analizy obrazu dawała bardzo dobre rezultaty [10]. Metoda ta polega na szacowaniu kierunków lokalnych gradientów na obrazie powierzchni badanej. Tekstura frezowanej powierzchni w warunkach bez udziału drgań to zbiór regularnie ułożonych dolin i wzniesień. W przypadku występowania niechcianych drgań regularność ta zostaje zachwiana. Metoda pozwala zbadać regularność kierunków dolin i wzniesień na powierzchni, dzięki czemu możliwe jest ustalenie czy drgania samowzbudne były obecne podczas obróbki. Rysunek nr 4 przedstawia wyznaczone kierunki dolin i wzniesień na powierzchni obrazu powierzchni frezowanej w warunkach niestabilnych. Widać jak wyznaczone kierunki nie są zgodne z kierunkami wynikającymi z kinematyki procesu frezowania.



Rys. 4. Wyznaczone kierunki dolin i wzniesień na powierzchni obrazu powierzchni frezowanej w warunkach niestabilnych

5. PODSUMOWANIE

Zaprezentowane stanowisko badawcze pozwala na szybkie i zautomatyzowane przeprowadzanie akwizycji obrazów powierzchni przedmiotów obrobionych. Dzięki autorskiemu oprogramowaniu możliwa jest kontrola wszystkich parametrów akwizycji obrazu, jak i przemieszczania kamery względem badanego obiektu. Izolacja od światła zewnętrznego i pełna kontrola nad oświetleniem wewnątrz

pozwala na skuteczne prowadzenie eksperymentów, natomiast konstrukcja urządzenia zapewnia uniwersalność w zastosowaniach inspekcyjnych. Możliwość zmiany położenia stołu i kamery pozwala również na korzystanie z technik subpikselowych. W najbliższym czasie planuje się wyposażenie stanowiska w drugą kamerę CCD, oraz projektor laserowy wzorców.

LITERATURA

[1] TOMKÓW J., *Wibrostabilność obrabiarek, Komputerowe wspomaganie obliczeń i badań doświadczalnych.* Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, Fundacja Książka Naukowo-Techniczna, Warszawa, 1998.
[2] MALAMAS E. N., PETRAKIS E., ZERVAKIS M., PETIT L., LEGAT J., *A survey on industrial vision systems, applications and tools*. Image and Vision Computing 21, 2003,171–188Tsai D., Lai S.: Defect detection in periodically patterned surfaces using independent component analysis, Pattern Recognition 41, Maryland Heights, 2008, 2812 – 2832.
[3] AL-KINDIA G., SHIRINZADEHB B.*, An evaluation of surface roughness parameters measurement using vision-based data*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 47, 2005, 697–708.
[4] ZHENGA H., KONGB L.X., NAHAVANDIA S., *Automatic inspection of metallic surface defects using genetic algorithms.* Journal of Materials Processing Technology, 125–126, 2007, 427–433.
[5] LEE B.Y., TARNG Y.S., *Surface roughness inspection by computer vision in turning operations*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 41, 2007, 1251–1263.
[6] TSAI D., TSENG C., *Surface roughness classification for castings.* Pattern Recognition, 32, 1999, 389–405.
[7] KUMAR R., KULASHEKAR P., DHANASEKAR B., RAMAMOORTHY B., *Application of digital image magnification for surface roughness evaluation using machine vision.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 45, 2005, 228–234.
[8] KHALIFA O. O., DENSIBALI A., FARIS W., *Image processing for chatter identification in machining processes.* International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 31, 2006, 443–449.
[9] SZYDŁOWSKI M., POWAŁKA B., MARCHELEK K., *Digital image processing in surface quality inspection*. Proceedings of the ASME 2010 10th Biennial Conference on Engineering Systems Design and Analysis ESDA2010 July 12-14, 2010, Istanbul, Turkey.
[10] SZYDŁOWSKI M., POWAŁKA K., *Chatter detection algorithm based on machine vision*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Wrzesień 2012, Volume 62, Issue 5-8, 517-528.

EXPERIMENTAL SETUP FOR VISION INSPECION OF MASCHINED SURFACES

In this paper a experimental setup for vision based inspection of machined surfaces designed in the Institute of Mechanical Technology of the West Pomeranian University of Technology Szczecin is introduced. The authors show the advantages of the setup, as well as the developed software. Methods of chatter marks detection developed using the setup are discussed.

Key words: inspection, chatter detection, image processing

6. NARZĘDZIA I SYSTEMY NARZĘDZIOWE

BUDOWA I MOŻLIWOŚCI TECHNOLOGICZNE NARZĘDZI FIRMY FRAISA

Marcin BARWINEK[1]

1. WŁAŚCIWOŚCI WĘGLIKÓW SPIEKANYCH

Firma Fraisa S.A. z siedzibą w Bellach w Szwajcarii od 1934 roku jest producentem narzędzi do obróbki skrawaniem. Od początku firma skupiła się na dostarczaniu produktów projektowanych z uwzględnieniem specyficznych wymagań stawianych narzędziom w obróbce stali żaroodpornych, nierdzewnych, ulepszonych cieplnie i zahartowanych. Misją powstania i budowania firmy przez ponad 75 lat jest motto: „wiedza i jakość są motorem rozwoju". Dzisiejsze oferowane przez firmę Fraisa S.A. narzędzia są esencją tych słów.

Firma Fraisa stosuje w produkcji narzędzi osiem różnych gatunków węglika spiekanego, dwa gatunki stali szybkotnącej oraz regularny azotek boru. Takie zróżnicowanie wynika z kilku zależności i cech narzędzi skrawających, które determinują jego zastosowanie w danej obróbce. Wymagania stawiane narzędziom skrawającym to:

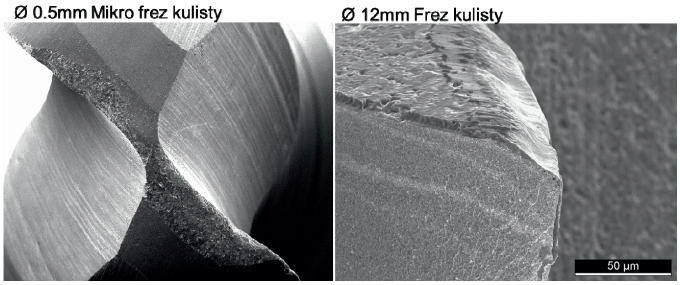
– twardość,
– wytrzymałość na pękanie,
– wytrzymałość na zginanie,
– wytrzymałość na ściskanie,
– wytrzymałość zmęczeniowa,
– odporność na szok temperaturowy.

Twardość wpływa na zwiększenie wytrzymałości na zużycie ścierne narzędzia (rys. 1) i pracę w wysokich temperaturach. Jest to szczególnie istotne przy produkcji mikro narzędzi, gdzie ubytki węglika szacowane na 0,001 mm wpływają na dokładność kształtu powstałego w wyniku obróbki.

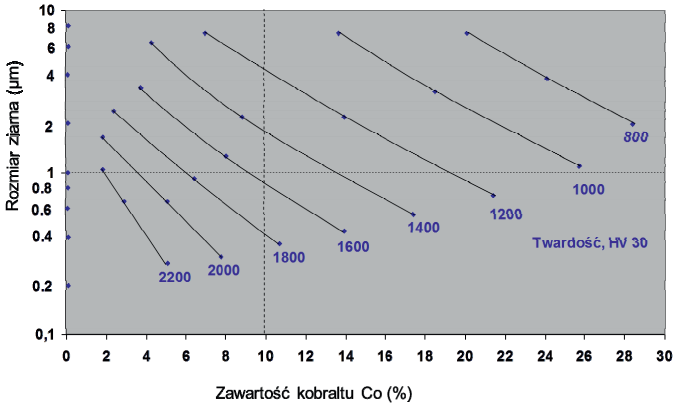
Twardość ostrzy pozwala uzyskać wysoką odporność na ścieranie, szczególnie w podwyższonych temperaturach. Większą twardość ostrzy uzyskuje sie dzięki zmniejszeniu wielkości ziarna i ilości fazy kobaltowej (rys. 2).

Kolejnym wymaganiem stawianym węglikom spiekanym używanym do produkcji narzędzi skrawających jest wytrzymałość na pękanie. Większa wytrzymałość na pękanie poprzeczne pozwala zwiększyć parametry skrawania v_f, a_p, a_e. Uzyskuje

[1] ITA spółka z ograniczoną odpowiedzialnością S.K.A.



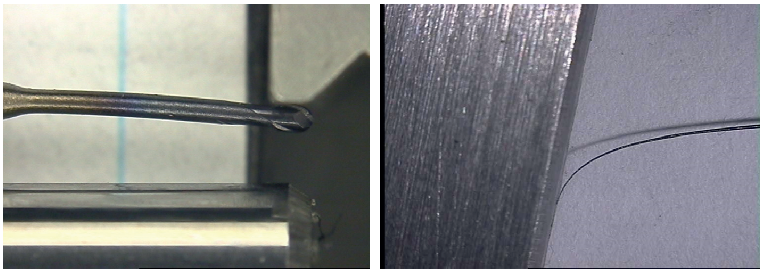
Rys. 1. Zużycie ściernie frezów kulistych



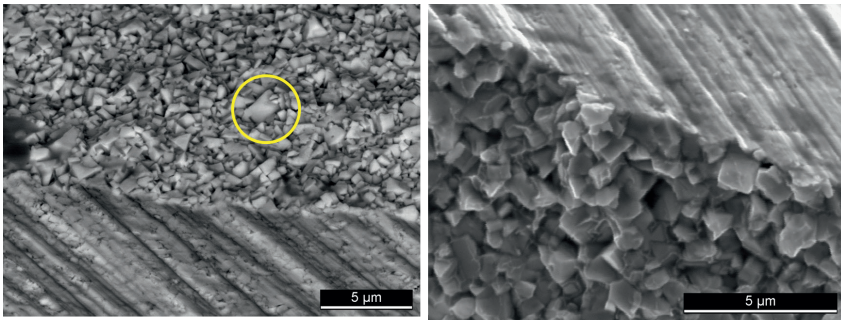
Rys. 2. Twardość w zależności od rozmiaru ziarna i zawartości kobaltu

się ją dzięki zmniejszeniu rozmiaru ziarna, zwiększeniu ilości fazy kobaltowej, odpowiedni rozkład rozmiaru ziarna (współczynnik Weibull'a) i poziom zanieczyszczeń w składzie węglika.

W celu uzyskania wysokiej odporności na zginanie (rys. 3) należy zadbać przede wszystkim o jednorodność struktury węglika używanego do produkcji narzędzi. Eliminacja mikro wakansów i inkluzji dużych ziaren (rys. 4) wpływa dodatnio na możliwości węglika jeśli chodzi o odporność na zginanie podczas obróbki.

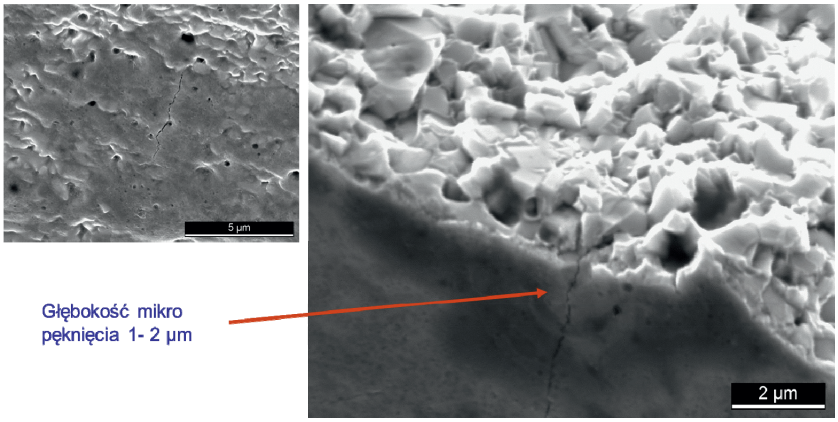


Rys. 3. Ugięcie mikro frezu o średnicy 0,5 mm i pręta węglikowego o średnicy 0,1 mm



Rys. 4. Inkluzja grubego ziarna w jednorodnej strukturze węglika i jednorodna struktura węglika

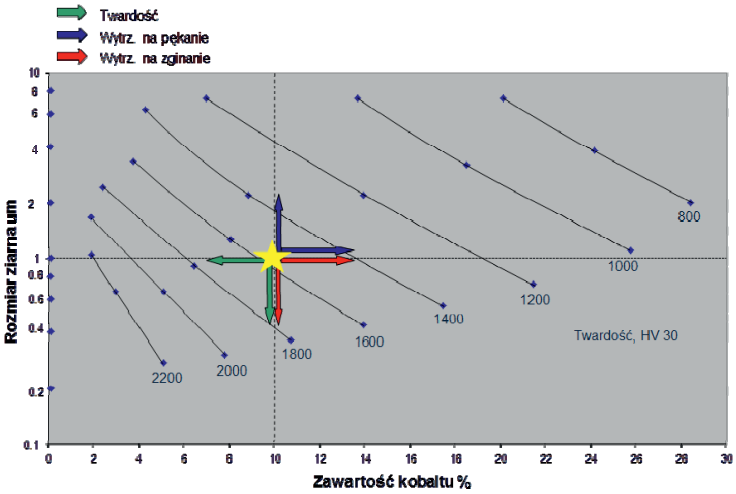
Wzrost odporności na rozprzestrzenianie się mikropęknięć (rys. 5) uzyskuje sie poprzez zwiększenie rozmiaru ziarna i fazy wiążącej, odpowiedni skład fazy wiążącej oraz kształt ziaren węglika spiekanego.



Rys. 5. Propagacja pęknięcia w strukturze węglika spiekanego

Zbierając na wykresie wszystkie wymagania stawiane współczesnym materiałom narzędziowym widzimy, że niemożliwe jest uzyskanie idealnego materiału węglika (rys. 6).

Z tego powodu firma Fraisa stosuje osiem różnych rodzajów węglików spiekanych. Węgliki o wysokiej twardości mają zastosowane jako materiał wyjściowy do produkcji narzędzi do obróbki stali zahartowanych, gdzie wymagana jest odporność na pracę w wysokiej temperaturze oraz na zużycie ścierne. Węgliki o zwiększonej wytrzymałości na zginanie i pękanie stosuje się do produkcji narzędzi dedykowanych do obróbki stali nierdzewnych i żaroodpornych.

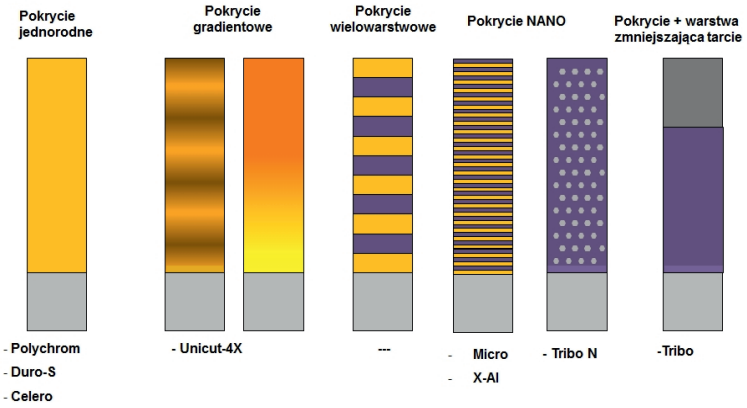


Rys. 6. Charakterystyka węglika w zależności od wielkości ziarna i zawartości kobaltu

2. POWŁOKI PRZECIWZUŻYCIOWE

Kolejnym istotnym czynnikiem wpływającym na zastosowanie i trwałość narzędzi skrawających jest powłoka przeciwzużyciowa (rys. 7). Firma Fraisa skupia się na dostarczeniu właściwego i najlepszego narzędzia pod dane zastosowanie. Nowością z grupy powłok uniwersalnych jest przedstawiona w roku 2010 powłoka X-Al (TiAlN/AlCrN). Umożliwia ona wydajną obróbkę narzędziami X-Generation stali ulepszonej cieplnie, zahartowanej, aluminium i tytanu z wykorzystaniem mgły olejowej, powietrza czy nawet chłodziwa. Wszystkie powłoki stosowane przez firmę Fraisa należą do powłok PVD (physical vapor deposition). Ich główną zaletą jest przede wszystkim możliwość wykonania elastycznych powłok o grubości nawet 0,5µm. Kolejną zaletą powlekania PVD jest niska temperatura procesu, bo już w okolicach 300˚C. Dzięki temu można bez ryzyka odpuszczenia pokrywać narzędzia wykonane ze stali szybkotnącej.

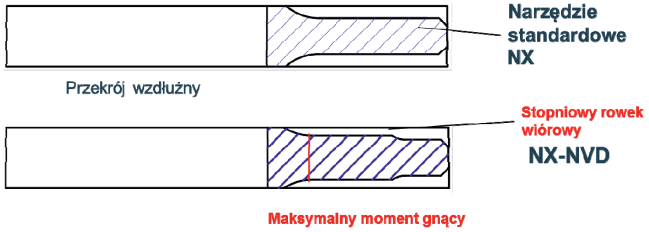
Jeśli chodzi o budowę powłoki, to możemy wyróżnić powłoki o strukturze gradientowej – Unicut 4X (TiAlCN), strukturze nano – Micro (TiAlN) mające zastosowanie przy wykonywaniu narzędzi mikro od średnic 0,2mm oraz X-Al (TiAlN/AlCrN). Ciekawostką jest pokrycie Tribo, gdzie oprócz twardej warstwy AlTiN (3600 HV) zastosowano drugą powłokę z MoS_2 stosowaną przy produkcji gwintowników dedykowanych do pracy w stopach tytanu i stalach austenitycznych oraz duplex. Kolejną powłoką PVD z warstwą funkcyjną zmniejszającą tarcie jest Tribo N, gdzie nano pokrycie tworzy AlCrN i Si_3N_4. Najpopularniejsze jednak pozostają powłoki jednorodne – Celero (TiB_2), Polychrom (TiAlCrN) i Duro-S (AlTiN).



Rys. 7. Rodzaje pokryć, ze względu na ich budowę

3. GEOMETRIA NARZĘDZIA

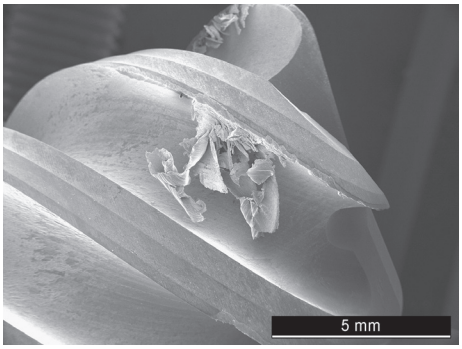
Ostatnim istotnym elementem, który wpływa na trwałość narzędzi oraz ich zastosowanie jest geometria ostrza. Jednym z ciekawszych rozwiązań w zakresie geometrii narzędzia, mających na celu zwiększenie jego mechanicznej odporności na pękanie jest tworzenie stopniowego rowka wiórowego (rys. 8). Dzięki temu rozwiązaniu narzędzie skrawające zyskuje na sztywności, umożliwiającej wykonywanie operacji obróbkowych z głębokością skrawania równą trzykrotnej średnicy narzędzia i przy szerokości frezowania równej średnicy narzędzia.



Rys. 8. Budowa narzędzia NX-NVD zwieszająca wytrzymałość na zginanie

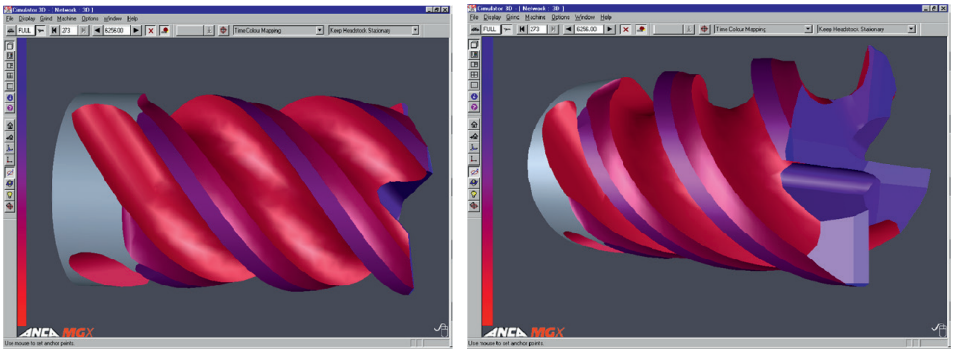
Największym problemem podczas obróbki stali nierdzewnych oraz aluminium jest odprowadzanie wiórów ze strefy skrawania. Firma Fraisa S.A. od początku tworzenia grup narzędzi do obróbki aluminium i stali nierdzewnych skupiła się na rozwiązaniu tego podstawowego problemu.

Przy zastosowaniu obliczeń bazujących na metodzie elementów skończonych firma Friasa projektuje kształt rowków wiórowych, krzywizn, zaokrąglenia oraz głębokości, aby zminimalizować energię deformacji wiórów (rys. 10). Powoduje



Rys. 9. Narost na głównej krawędzi skrawającej

to znaczne obniżenie tarcia podczas odprowadzenia wiórów, zmniejszenie adhezji do powierzchni pokrycia. Kolejnym zabiegiem jest wytworzenie w rowkach wiórowych pokrycia zmniejszającego tarcie oraz dodatkowe polerowanie tych powierzchni.



Rys. 10. Optymalizacja geometrii w oprogramowaniu Anca MGx

4. PODSUMOWANIE

Podsumowując, firma Fraisa S.A. skupia się na dostarczeniu narzędzi dedykowanych do obróbki zróżnicowanych materiałów obrabianych. Takie podejście powoduje zastosowanie wielu typów węglika spiekanego i powłok.

Osobnym zagadnieniem jest geometria dostosowana do rozwiązywania konkretnych problemów podczas obróbki. W przypadku wysokowydajnej obróbki zgrubnej narzędzie ze stopniowym rowkiem wiórowym NX-NVD pozwala zwiększyć wydajność objętościową obróbki o około 300% w odniesieniu do narzędzi konwencjonalnych.

Obróbka stali nierdzewnych i aluminium pociąga za sobą konieczność zastosowania dedykowanego węglika oraz wielu zabiegów technologicznych mających na celu wytworzenie geometrii ułatwiającej odprowadzenie wióra i zapobiegającej jego adhezji.

LITERATURA

[1] FRAISA S.A., *Nano and micro geometry used in solid carbide tools*. Bellach, Fraisa S.A, 2008.
[2] FRAISA S.A., *Coating used in modern tool technology*. Bellach, Fraisa S.A, 2010.
[3] FRAISA S.A., *Technological features as a part of future tools development*. Bellach, Fraisa S.A, 2012.

CONSTRUCTION AND TECHNOLOGICAL APPLICATION OF FRAISA CUTTING TOOLS

This paper presents the review of constructional solutions of monolithic FRAISA cutting tools. The applied geometry, coatings and cutting edges conditioning operations, and their influence on the selected cutting tools properties, as: high temperature resistance, fatigue and bending resistance were discussed.

Key words: machining, monolithic tools, sintered carbides, anti-wear coatings

SYNERGIA TECHNOLOGICZNA KONIECZNOŚCIĄ EKONOMICZNĄ

Grzegorz BOSAK[1]

1. WSTĘP

Złożoność procesów produkcyjnych w odpowiedzi na wysokie oczekiwania klientów względem wytwarzanych produktów oraz względy ekonomiczne są obecnie głównymi czynnikami wpływającymi na kształtowanie się nowych trendów w obróbce mechanicznej i automatyzacji. W procesie wytwarzania wykorzystuje się wiele technologii, przez co konieczne jest przemieszczenie detalu pomiędzy różnorodnymi stanowiskami. Ekonomia wymusza optymalizację produkcji zarówno pod względem minimalizacji czasów obróbkowych, jak również czasów pomocniczych.

Firma SCHUNK zauważyła już w latach 70-tych ubiegłego wieku, iż dla wytwórcy liczyć się będzie nie tylko perfekcyjna technologia mocowania, ale także efektywna technologia przemieszczania przedmiotu obrabianego. Naturalną konsekwencją tej obserwacji było rozpoczęcie przez firmę prac nad rozwojem technologii chwytania i osprzętu do robotów. SCHUNK szybko stał się liderem rynku i już od wielu lat wyznacza standardy w obu tych dziedzinach.

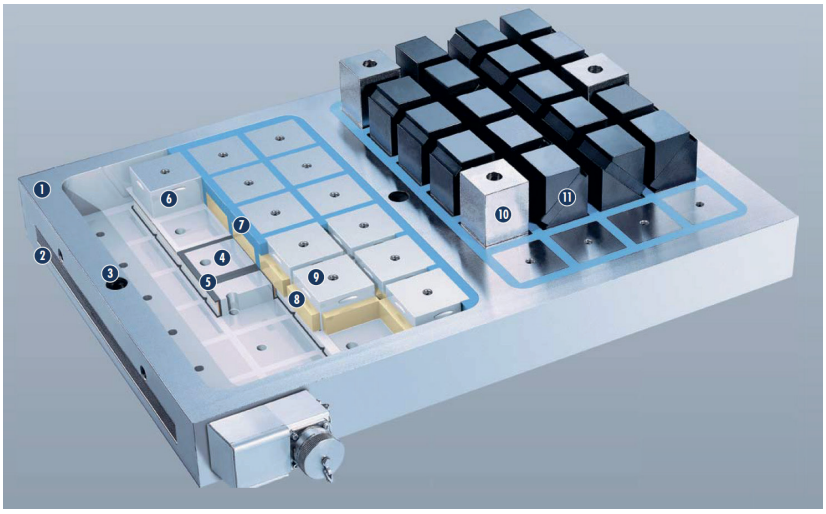
Jest to jedyna firma na świecie, która oferuje równocześnie rozwiązania dotyczące mocowania narzędzi i detalu oraz technologię chwytania, technologie przemieszczeń i oprzyrządowanie do robotów przemysłowych.

Dzięki możliwości otrzymania całego oprzyrządowania maszyny z jednego źródła, odbiorca może uniknąć problemów, których przyczyną jest konieczność przeróbek elementów współpracujących, a pochodzących od różnych dostawców. Nie bez znaczenia jest również możliwość obniżenia kosztów oprzyrządowania, ponieważ odbiorca ma możliwość większej negocjacji cen z uwagi na większą wartość zamówienia. Firma SCHUNK ze swojej strony, jako dostawca minimalizuje własne koszty badań i rozwoju, korzystając z faktu, iż technologia chwytania i mocowania są do siebie bardzo zbliżone. Technologia bądź rozwiązanie, które zostało zaprojektowane dla jednej technologii, może po kilku modyfikacjach zostać wdrożone w drugiej. Jest to widoczny przykład synergii, dzięki której wspólne zastosowanie dwóch zaawansowanych technologii daje wyższy efekt ekonomiczny, niż suma zysków z zastosowania każdej technologii osobno.

[1] Schunk Intec Sp. z o.o., ul. Puławska 40A, 05-500 Piaseczno.

2. SYNERGIA TECHNOLOGII MAGNETYCZNEJ W TECHNICE MOCOWANIA I CHWYTANIA

Zarówno płyty mocujące jak i chwytaki wykorzystują elektropermanentną technologię wytwarzania pola magnetycznego. Aby ją wyjaśnić, należy zapoznać się z budową płyty magnetycznej, ktorej konstrukcja służy także jako baza dla chwytaka magnetycznego.



Rys. 1. Płyta magnetyczna

Płyta składa się z: korpusu (1) wykonanego ze stali (w przypadku specjalnych życzeń możliwe jest wykonanie ze stali nierdzewne) na którym zamocowane jest gniazdo przyłączeniowe w wersji do pracy ręcznej lub do pracy automatycznej. W korpusie znajdują się rowki do mocowania łapami (2) oraz otwory na śruby mocujące (3). Jednym z najważniejszych elementów płyty są kostki AlNiCo (4) z osadzonymi na nich izolowanymi uzwojeniami (5), tworzące razem elektromagnes o zmiennej biegunowości. Na kostkach AlNiCo zamocowane są kostki ze stali (9) spełniające funkcję biegunów, w których wykonane są wybrania (6) w celu zabezpieczenia pozycji żywicy syntetycznej (7) wypełniającej przestrzenie między biegunami. Wokół biegunów umieszczone są magnesy neodymowe (8), które nie ulegają przebiegunowaniu. Na biegunach mogą być zamocowane stałe kostki dystansowe (stałe bazy) lub ruchome klocki dystansowe samodopasowujące się, jako przedłużenia biegunów.

W skład systemu wchodzi także jednostka sterująca (rys. 2), wytwarzająca odpowiednie impulsy prądowe służące do magnetyzacji (MAG) i demagnetyzacji (DEMAG) płyty. Załączanie impulsów może odbywać się za pomocą pulpitu ręcznego lub przez sygnały generowane ze sterowania obrabiarki bądź robota.



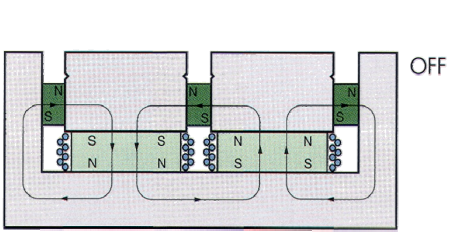
Rys. 2. Jednostka sterująca

2.1. ZASADA DZIAŁANIA

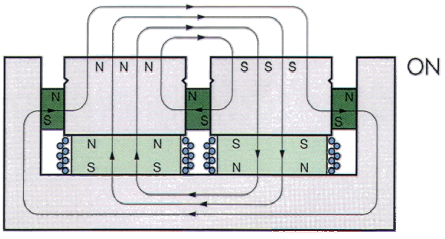
W stanie początkowym pole magnetyczne jest zamknięte w płycie magnetycznej. Jego rozkład pokazuje rysunek 3.

Domeny ferromagnetyczne w biegunach są nieuporządkowane, w zwiazku z tym płyta nie generuje zauważalnego pola magnetycznego na zewnątrz.

Po podaniu impulsu magnetyzującego (MAG) przez jednostkę sterującą, elektromagnes AlNiCo zmienia polaryzację i powoduje uporządkowanie domen ferromagnetycznych w biegunach. Po odłączeniu impulsu polaryzacja zostaje zachowana. Pole magnetyczne wychodzi poza płytę umożliwiając generowanie siły elektromagnetycznej mocującej detal ferromagnetyczny (rys. 4).



Rys. 3. Rozkład pola magnetycznego w płycie magnetycznej w stanie początkowym



Rys. 4. Rozkład pola magnetycznego w płycie magnetycznej po podaniu impulsu magnetyzującego

Aby odmocować detal, należy podać impuls demagnetyzujący (DEMAG). Wtedy magnesy AlNiCo zmieniają biegunowość, powodując chaotyczne ułożenie domen ferromagnetycznych w biegunach i powrót do pierwotnego stanu. Podczas tego procesu następuje również demagnetyzacja detalu i usunięcie magnetyzmu szczątkowego.

2.2. SIŁA MOCOWANIA MAGNETYCZNEGO

Siła mocowania zależy od ilości biegunów zaanagażowanych w proces, np: płyta MAGNOS generuje pole magnetyczne o indukcji 18 tesli. Przy szczelinie 0 mm pomiędzy detalem a płytą, z 48 biegunami i gęstością siły mocowania 152 N/cm^2, 1 biegun = 50 mm x 50 mm = 25 cm2, 48 x (25 cm^2 x 152 N/cm^2) = 182 400 N = 182,4 kN – taką siłę możemy wykorzystać.

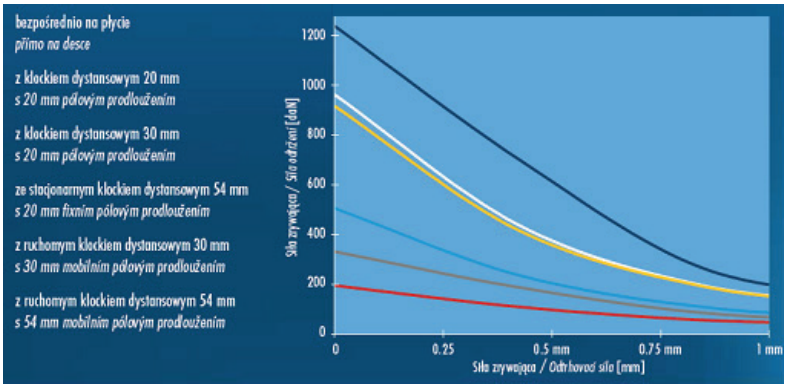
Dla osiągnięcia optymalnej siły należy zwrócic uwagę na położenie detalu w stosunku do ilosci par biegunów. Im wiecej par biegunów N-S jest pokryte poprzez rzut elementu mocowanego, tym większa jest siła mocowania.



Rys. 5. Schemat właściwego pozycjonowania detalu

Technologia mocowania magnetycznego umożliwia mocowanie detalu nawet przy obróbce zgrubnej. Należy jednak pamiętać, iż wraz ze wzrostem błędów kształtu, siła mocowania maleje z uwagi na zwiększenie szczeliny pomiędzy biegunem płyty a detalem. Wpływ na siłę mocowania ma również wysokość kostek, spełniających role przedłużenia biegunów. Zależność tą opisuje wykres na rys. 6.

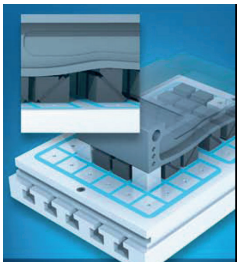
Mimo, iż kostki dystansowe zmniejszają siłę mocowania, zastosowanie ruchomych elementów jest istotną zaletą, gdyż pozwala na obróbkę detali o nieregularnym kształcie. Kostki dopasowują się do kształtu detalu pod wpływem jego ciężaru przed załączeniem impulsu magnetyzującego (rys. 7).



Rys. 6. Wpływ wysokości kostek na siłę mocowania

Po włączeniu impulsu kostki są unieruchomione w pozycji podporowej i przylegają do detalu. Ponieważ są one także biegunami, wytwarzają siłę mocowania i utrzymują detal podczas obróbki.

Kostki stałe dają się obrabiać i dopasowywać do kształtu detalu, umożliwiając bazowanie w osiach X-Y. W przypadku przemyślanego umieszczenia kostek, istnieje również możliwość mocowania detali owalnych np. wałków.



Rys. 7. Mocowanie detali o nieregularnych kształtach



Rys. 8. Kostki stałe na płycie magnetycznej

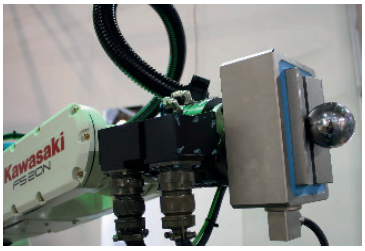
Istotnymi zaletami magnetycznej technologii mocowania są jej prostota, szybkość zamocowania (pełna siła mocowania rozwijana jest w mniej niż 1,5 s) oraz uniwersalność, jeśli chodzi o materiały ferromagnetyczne. Nie bez znaczenia jest fakt, iż dzięki takiemu mocowaniu mamy dostęp do detalu z 5-ciu stron.

2.3. TECHNOLOGIA MAGNETYCZNA W CHWYTAKACH DO ROBOTÓW

Zasada aktywacji i dezaktywacji jest taka sama, jak w przypadku płyt mocujących. Chwytak magnetyczny jest bardzo uniwersalny, a jego stosowanie ogranicza jedynie materiał jaki przenosimy – musi być on ferromagnetyczny. Należy też zwrócić uwagę na temperaturę pracy i jej środowisko.



Rys. 9. Chwytak do pracy z elementami posiadającymi możliwość kontaktu z płaską powierzchnią

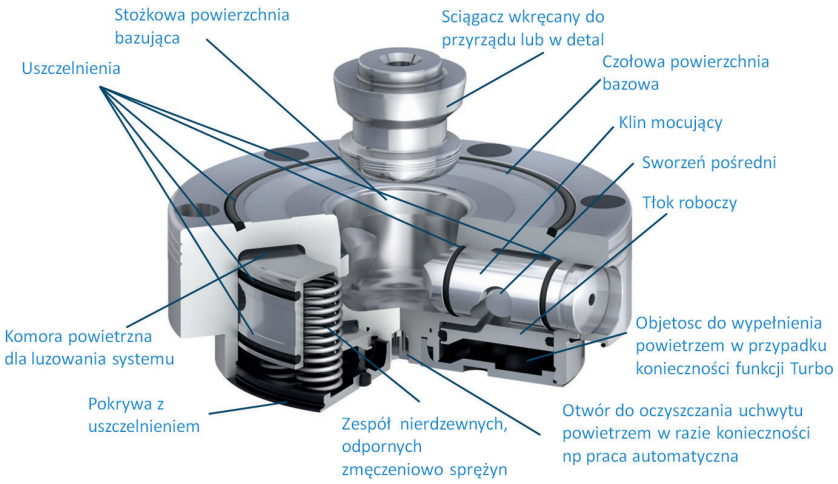


Rys. 10. Ilustracja możliwości chwytaka magnetycznego przy przenoszeniu kuli

W technologii chwytania, chwytaki magnetyczne wykorzystują takie zalety, jak:
– brak konieczności podtrzymywania zasilania,
– niewrażliwość na mikrozaniki prądu elektrycznego,
– duża siła mocowania w stosunku do wymiarów,
– możliwość dostępu do detalu z 5-ciu stron,
– wysoki stopień zabezpieczenia IP 52,
– możliwość chwytania detali delikatnych, np. zbiorników cienkościennych,
– brak elementów zużywających się,
– możliwość cyfrowego sterowania.

3. SYNERGIA SYSTEMÓW BAZUJĄCO-MOCUJĄCYCH VERO-S W TECHNOLOGIACH MOCOWANIA DETALI I OPRZYRZĄDOWANIU ROBOTÓW

Jednym z czynników, który wpływa na koszty wytwarzania jest czas pomocniczy oraz przygotowawczo-zakończeniowy. Jednym ze sposobów skrócenia czasów pomocniczych i przygotowawczych jest zastosowanie systemów bazująco mocujących W ofercie firmy SCHUNK takie rozwiązania opisane są jako systemy VERO-S.



Rys. 11. Budowa złącza VERO-S

3.1. ZASADA DZIAŁANIA

Siła mocowania wytwarzana jest przez pakiet sprężyn, poruszających tłok, w którym zamocowany jest sworzeń pośredni, przesuwający klin mocujący w kierunku otworu, w którym znajduje się wstępnie zbazowany ściągacz. Powierzchnia kształtowa na ścięciu czołowym dotyka do powierzchni stożkowej

ściągacza i przesuwając się, powoduje jego przemieszczenie w głąb gniazda, aż do momentu, w którym płaszczyzna przyrządu lub detalu zetknie się z czołową powierzchnią bazową modułu. Ponieważ siła mocowania realizowana jest przez pakiet sprężyn, system nie jest wrażliwy na zaniki medium roboczego. Luzowanie systemu odbywa się poprzez podanie sprężonego powietrza do górnej komory. Tłok przemieszcza się, przesuwając kliny w kierunku od ściągacza. Kliny uwalniają ściągacz i możliwe jest zdjęcie przyrządu lub detalu z modułu (rys. 11).

Dzięki odpowiedniej geometrii dwóch zespołów współpracujących powierzchni kształtowych, osiągnięto 5-cio krotne zwiększenie siły mocującej w stosunku do siły zaciągu generowanej przez sprężyny. Siła mocowania bez wspomagania wynosi 9 kN na moduł, w przypadku dostarczenia do komory pod tłokiem sprężonego powietrza, siła mocowania może wzrosnąć do 40 kN.

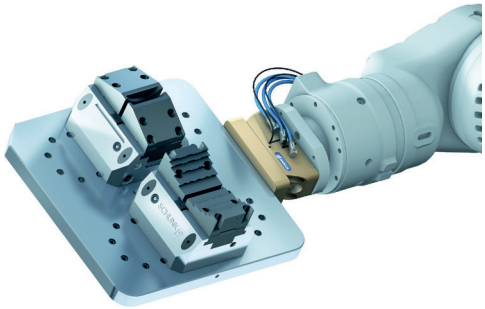
Ponieważ elementy robocze stykają sie płaszczyznami, ich powierzchnia styku jest znacznie większa niż w systemach, w których elementami roboczymi są kulki, gdzie styk jest punktowy. Nie bez znaczenia jest wysoka powtarzalność mocowania- gwarantowana do 5-ciu mikrometrów – w praktyce nowe moduły charakteryzują się powtarzalnością około 2-3 mikrometry.

Zastosowanie Systemu VERO-S, pozwala na zminimalizowanie czasów pomocniczych poprzez skrócenie np. czasu wymiany przyrządu mocującego. Zarówno przy paletyzacji zautomatyzowanej jak i ręcznej, dzięki możliwości załadunku i mocowania przedmiotu obrabianego w przyrządzie podczas pracy maszyny następuje skrócenie czasów przygotowawczych i zakończeniowych. Na przykład wymiana imadła na inny przyrząd na stole obrabiarki przy zastosowaniu paletyzacji z modułem VERO-S, jest ponad 4-krotnie krótsza, niż w przypadku mocowania oprzyrządowania za pomocą śrub i łap.

Moduły VERO-S, powszechnie stosowane do mocowania detali lub palet na stołach lub we wrzecionach obrabiarek zostały zaadaptowane jako interfejs do chwytania palet przez roboty (rys. 13). Możliwe jest także zastosowanie modułu, jako złącza pomiędzy robotem a palnikiem spawalniczym w technologii spawania łukowego.



Rys. 12. Złącze Vero –S NSR 160



Rys. 13. Przykład aplikacji złącza na robocie

4. PODSUMOWANIE

W przypadku właściwie każdej obrabiarki firma SCHUNK oferuje oprzyrządowanie dla całego procesu. Co bardzo ważne, synergia firmy SCHUNK możne być wdrożona nie tylko w drogich zaawansowanych systemach obróbkowych, ale także w obróbce małoseryjnej. Pomysł wykorzystania chwytaka z interfejsem wrzecionowym do podawania i odbioru detalu w strefie obróbki umożliwia w najprostszych centrach obróbkowych korzystanie z dobrodziejstwa synergii na poziomie podstawowym (rys. 14).



Rys. 14. Przestrzeń robocza obrabiarki z oprzyrządowaniem SCHUNK do chwytania i mocowania

Firma SCHUNK, dzięki synergii technologii mocowania i chwytania, pozwala wykorzystać ukryte możliwości zarówno skomplikowanych, jak i prostych systemów obróbkowych, przynosząc Państwu wymierne korzyści technologiczne oraz ekonomiczne.

LITERATURA

[1] SCHUNK, Katalog *Magnos, Magnetyczna Technika Mocowania*, wyd. 04/2009.
[2] SCHUNK, Katalog *Stationary Workholding*, wyd. 11/2011.
[3] Materiały informacyjne firmy SCHUNK.

TECHNOLOGICAL SYNERGY AS THE ECONOMIC NECESSITY

In this paper the synergy between the machining parts clamping techniques and tools, as well as industrial robot tooling (applied i.a. to machined parts holding) is described. SCHUNK is the only company in the world, which offers solutions related to tools and parts clamping, as well as holding, displacement technology and tooling for the industrial robots.

Key words: tooling, parts tooling, industrial robot tooling

WPŁYW ŚREDNICY PŁYTKI NA TRWAŁOŚĆ NARZĘDZI Z OBROTOWYMI OSTRZAMI SKRAWAJĄCYMI

Krzysztof CHMIELEWSKI, Janusz CIELOSZYK[1]

1. WSTĘP

W obróbce nowoczesnych materiałów trudnoobrabialnych realizowanej na wieloosiowych centrach obróbkowych wielkie nadzieje pokłada się w narzędziach z ostrzami obrotowymi RT (Rotary Tools). Ze względu na zalety i możliwości, stały się one w ostatnich latach ważnym obiektem badań i prób przemysłowych [1,2,3,4].

Obok narzędzi z płytką obracającą się samoczynnie pod wpływem sił skrawania (SPRT – Self-propelled Rotary Tools) wielkie oczekiwania wiązane są z konstrukcją narzędzi z obrotem płytki wymuszonym bezpośrednio przez napęd wrzeciona obrabiarki (ADRT – Actively Driven Rotary Tools) [2,4].

Średnica płytki skrawającej w narzędziach RT jest ważnym parametrem konstrukcyjnym narzędzia mającym wpływ między innymi na wiele istotnych zjawisk oddziałujących na jego trwałość [1,2,3,4]. Dla oceny tego wpływu wykonano badania trwałościowe w tych samych warunkach skrawania, nożami tokarskimi SPRT o tej samej geometrii, różniących się jedynie średnicami płytek.

Otrzymane wyniki mogą być przydatne w doborze średnicy płytki skrawającej na etapie projektowania narzędzi z ostrzami obrotowymi lub ich wyboru dla realizacji procesu obróbki.

2. METODYKA BADAŃ

Wykonano próby toczenia powierzchni walcowej wałka nożami tokarskimi SPRT firmy Mitsubishi RRSDR3232P12 z płytką okrągłą RDGH1204–M4 o średnicy d_c = 12,7 mm oraz nożem RRSNR/3232P19 z płytką okrągłą RNGJ190600-M5 o średnicy d_c = 19 mm. Toczono powierzchnie walcową wałków o średnicach od 100 do 130 mm wykonanych ze stali nierdzewnej X20Cr13 ulepszonej cieplnie do twardości 40–42 HRC z parametrami skrawania: v_c = 215 m/min, f = 0,15 mm/obr,

[1] Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny, ITM, al. Piastów 19, 70-310 Szczecin.

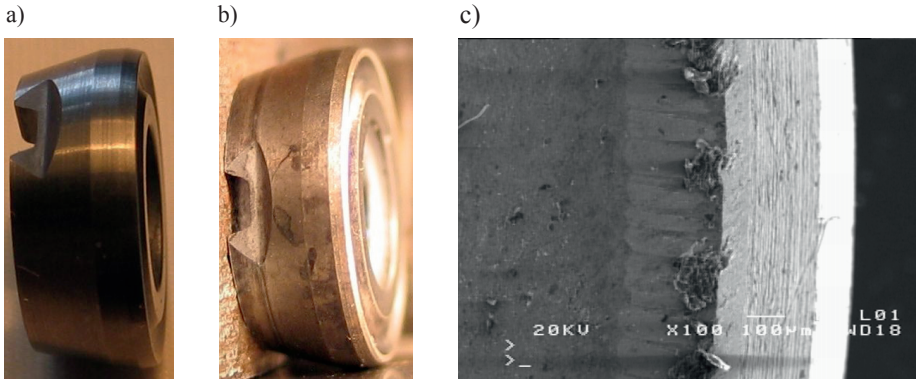
a_p = 0,5 mm. Badania realizowano na tokarce sterowanej numerycznie TUR50 CNC bez użycia cieczy chłodząco smarującej.

Badania wykonano dla dwu gatunków materiału ostrza: węglika spiekanego TF15 (bez powłoki) grupa zastosowań ISO S20 i węglika spiekanego US735 z powłoką Ti nałożoną metodą CVD (wg oznaczeń firmy Mitsubishi) grupa zastosowań ISO M20.

Ocena stanu ostrza polegała na obserwacji i pomiarze jego zużycia na powierzchni przyłożenia. Pomiaru zużycia dokonywano w czterech miejscach równomiernie rozłożonych na obwodzie. Jako wynik zużycia przyjęto średnią z otrzymanych wyników. Próby trwałości powtarzano trzykrotnie.

3. WYNIKI BADAŃ

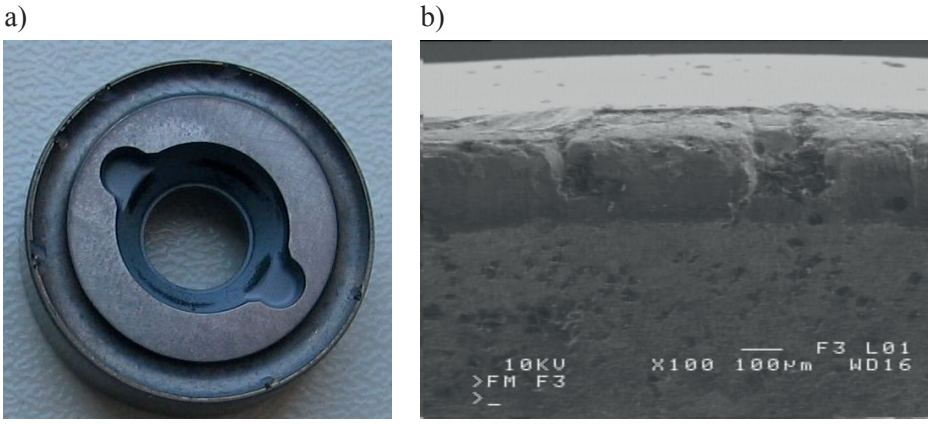
Ostrza płytek obrotowych zużywały się głównie na powierzchni przyłożenia (rys. 1). W początkowym okresie pracy narzędzia obserwuje się równomierne starcie powierzchni przyłożenia na obwodzie płytki. Na powierzchni natarcia obserwowano płytki żłobek. Po osiągnięciu zużycia około VB_B = 0,13–0,15 mm pojawiają się wykruszenia krawędzi skrawającej (rys. 2).



Rys. 1. Powierzchnia przyłożenia płytki RDGH120400-M4 TF15 użytej w badaniach trwałości, v_c = 215 m/min, f = 0,15 mm/obr, a_p = 0,5 mm: a) płytka nowa, b) płytka z widocznym, równomiernym pasmem starcia (VB_B), c) obraz strefy zużycia ostrza przy powiększeniu x100

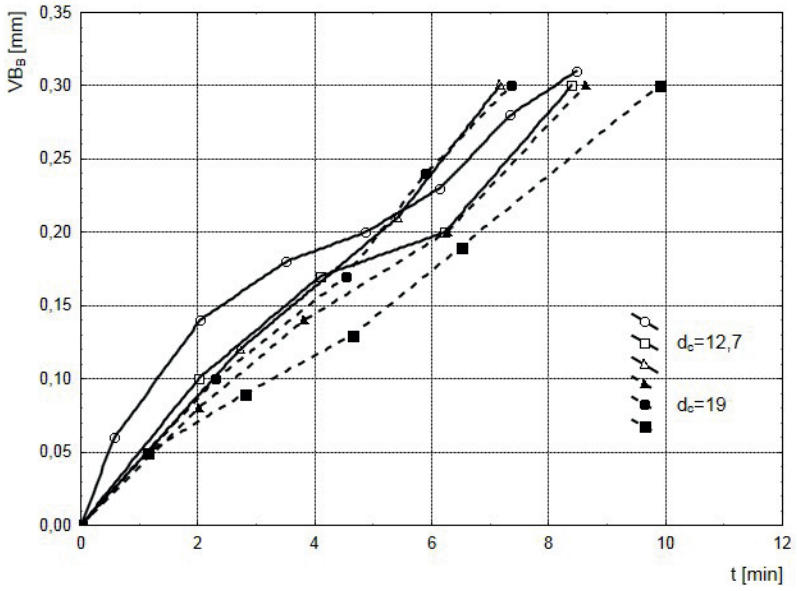
Na rysunku 3 przedstawiono porównanie przebiegu zużycia ostrza na powierzchni przyłożenia VB_B dla dwu średnic płytek skrawających d_c = 12,7 mm i d_c = 19 mm wykonanych z węglika spiekanego TF15, a na rysunku 4 dla płytek skrawających wykonanych z węglika spiekanego US735.

Z wykresów wynika, że w przypadku węglika spiekanego TF15 średnica płytki nie ma istotnego wpływu na intensywność zużycia i trwałość ostrza. Natomiast dla węglika US735 ten wpływ jest silnie widoczny. W celu potwierdzenia tych

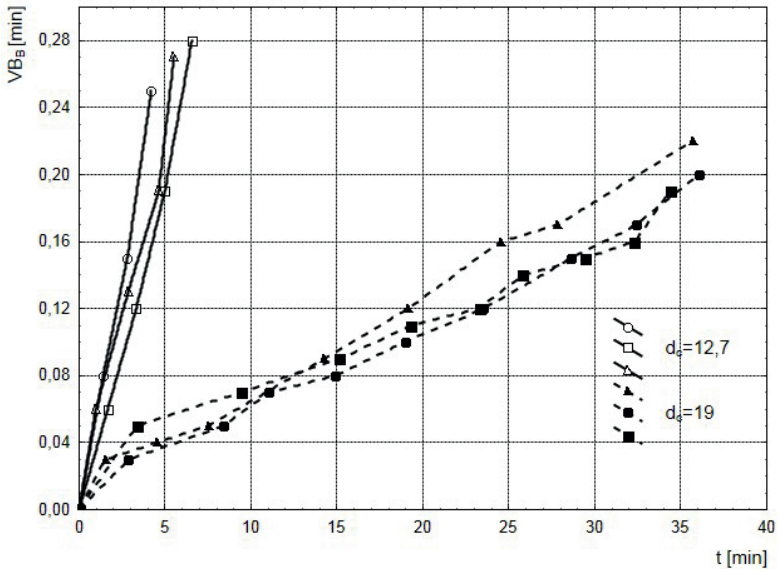


Rys. 2. Powierzchnia natarcia płytki RNGJ190600-M5 TF15 użytej w badaniach trwałości, v_c = 215 m/min, f = 0,15 mm/obr, a_p = 0,5 mm, a) ogólny obraz zużycia, b) obraz stereometryczny strefy zużycia powierzchni natarcia (pow. 100)

wniosków dokonano oceny statystycznej uzyskanych wyników, przyjmując jako kryterium stępienia ostrza; w przypadku płytki wykonanej z węglika spiekanego TF15 wartość średniego starcia na powierzchni przyłożenia $VB_{B\,\mathrm{dop}}$ = 0,25 mm, natomiast dla ostrzy wykonanych z węglika spiekanego US735 $VB_{B\,\mathrm{dop}}$ = 0,20 mm. Wyniki wyznaczonych okresów trwałości ostrzy przedstawiono w tabeli 1.



Rys. 3. Porównanie przebiegu zużycia ostrza na powierzchni przyłożenia VB_B płytki obrotowej o średnicy d_c = 12,7 mm i d_c = 19 mm, węglik spiekany TF15



Rys. 4. Porównanie przebiegu zużycia ostrza na powierzchni przyłożenia VB_B płytki obrotowej o średnicy d_c = 12,7 i 19 mm, węglik spiekany US735

Tabela 1. Wyniki oceny okresów trwałości

Typ węglika	Średnica płytki d_c [mm]	Średnia trwałość T_c [min]	Odchyl. stand. trwałości s_T [min]
TF15	12,7	6,701	0,565007
	19,0	7,340	1,235624
US735	12,7	4,464	0,863571
	19,0	34,300	1,755520

Wyniki analizy statystycznej istotności wpływu średnic płytek obrotowych na okres trwałości ostrza przedstawiono w tabeli 2. Do oceny istotności różnicy zastosowano test parametryczny t dla prób niezależnych.

Z analizy statystycznej wynika, że wpływ średnicy płytki obrotowej na okres trwałości jest różny i zależy od rodzaju materiału ostrza. Dla węglika spiekanego TF15 w badanych warunkach obróbki średnica płytki nie wpływa w sposób istotny na okres trwałości, gdy dla węglika US735 ten wpływ jest duży, średnia wartość okresu trwałości dla płytki o średnicy 19 mm jest około 7,5 razy dłuższa od okresu trwałości płytki o średnicy 12,7 mm.

Ten zróżnicowany wpływ średnicy płytki na trwałość ostrza może wynikać z kilku przyczyn. Płytka o większej średnicy ma dłuższą krawędź skrawającą, więc intensywność zużycia w danym punkcie krawędzi jest mniejsza. Jednak

Tabela 2. Wyniki analizy statystycznej istotności wpływu średnicy płytki obrotowej na trwałość ostrza

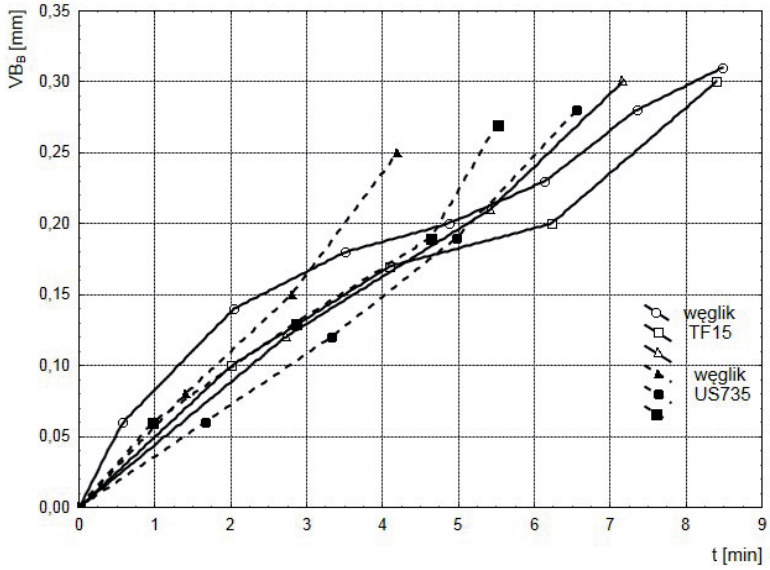
Typ węglika	Weryfikowana hipoteza o równości	Wartość statystyki testowej	Liczba stopni swobody	Wartość krytyczna	Wynik testu
TF15	wariancji okresów trwałości (test F)	F = 4,783	$f_{licz} = 2$ $f_{mian} = 2$	$F_{0,005;2;2} = 19,00$	$F < F_{0,005;2;2}$ nie różni się istotnie
	wartości przeciętnych okresów trwałości (test t)	t = –0,8834	f = 4	$t_{0,05;4} = 2,776$	$\|t\| < t_{0,05;4}$ nie różnią się istotnie
US735	wariancji okresów trwałości (test F)	F = 4,133	$f_{licz} = 2$ $f_{mian} = 2$	$F_{0,005;2;2} = 19,00$	$F < F_{0,005;2;2}$ nie różni się istotnie
	wartości przeciętnych okresów trwałości (test t)	t = –26,414	f = 4	$t_{0,05;4} = 2,776$	$\|t\| > t_{0,05;4}$ różnią się istotnie

wzrost promienia płytki powoduje zmniejszanie się kąta przystawienia, co wpływa na robocze kąty przyłożenia wzdłuż krawędzi skrawającej i zwiększa intensywność tarcia powierzchni przyłożenia o powierzchnię obrobioną.

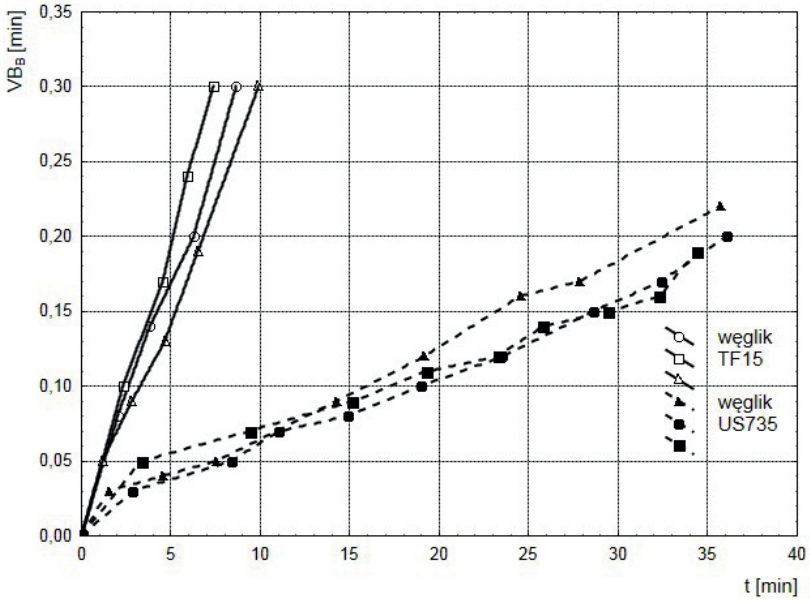
Wzrost średnicy płytki zmniejsza prędkość obrotową, z jaką obraca się płytka w narzędziach SPRT. To z kolei zmniejsza częstość zmian obciążeń mechanicznych i cieplnych na powierzchniach płytki, przez co zmniejsza się tendencja do zużycia zmęczeniowego. Obróbce narzędziami o większej średnicy częściej towarzyszą drgania, powodując wykruszenia krawędzi skrawającej.

Wpływ gatunku węglika spiekanego na trwałość ostrza płytek obrotowych też jest złożony. Na rys. 5 i 6 przedstawiono przebieg zużycia powierzchni przyłożenia VB_B dla dwu gatunków węglika spiekanego w zależności od średnicy płytki obrotowej.

Z wykresów wynika, że w przypadku płytki o średnicy d_c = 12,7 mm intensywność zużycia ostrzy płytek wykonanych z obu gatunków węglika spiekanego na powierzchni przyłożenia jest podobna. Zaczyna się to różnicować, gdy zużycie na powierzchni przyłożenia przekracza wartość około VB_B = 0,20 mm. W płytkach wykonanych z węglika spiekanego US735 uwidoczniają się pęknięcia na powierzchni natarcia powodujące łuszczenie się powierzchni natarcia i w konsekwencji prowadzące do wykruszeń krawędzi skrawającej, czyli dominuje mechanizm zużycia zmęczeniowy. W płytkach wykonanych z węglika spiekanego TF15 nie zaobserwowano pęknięć na powierzchni natarcia przy starciu na powierzchni przyłożenia do VB_B = 0,30 mm. W przypadku płytek o średnicy d_c = 19 mm, widoczne jest duże zróżnicowanie intensywności zużycia na powierzchni przyłożenia w całym okresie pracy ostrza płytki obrotowej w zależności od gatunku węglika. Intensywność starcia powierzchni przyłożenia ostrza wykonanego z węglika spiekanego US735 jest dużo mniejsza niż ostrza wykonanego z węglika



Rys. 5. Porównanie przebiegu zużycia ostrza na powierzchni przyłożenia VB_B płytki z węglika spiekanego TF15 i US735; płytka o średnicy d_c = 12,7 mm



Rys. 6. Porównanie przebiegu zużycia ostrza na powierzchni przyłożenia VB_B płytki z węglika spiekanego TF15 i US735; płytka o średnicy d_c = 19 mm

spiekanego TF15, jednak przy stosunkowo małym starciu na powierzchni przyłożenia VB_B = 0,20 mm ostrza płytki wykonanej z węglika spiekanego US735 zaczyna dominować zużycie zmęczeniowe i ono determinuje trwałości ostrza. Wyniki analizy statystycznej istotności wpływu gatunku węglika spiekanego płytek obrotowych na okres trwałości ostrza przedstawiono w tabeli 3.

Tabela 3. Wyniki analizy statystycznej istotności wpływu gatunku węglika spiekanego płytki obrotowej na trwałość ostrza

Typ węglika	Weryfikowana hipoteza o równości	Wartość statystyki testowej	Liczba stopni swobody	Wartość krytyczna	Wynik testu
TF15	wariancji okresów trwałości (test F)	F = 4,783	$f_{licz} = 2$ $f_{mian} = 2$	$F_{0,005;2;2} = 19,00$	$F < F_{0,005;2;2}$ nie różni się istotnie
	wartości przeciętnych okresów trwał., (test t)	t = –0,8834	f = 4	$t_{0,05;4} = 2,776$	$\|t\| < t_{0,05;4}$ nie różnią się istotnie
US735	wariancji okresów trwałości (test F)	F = 4,133	$f_{licz} = 2$ $f_{mian} = 2$	$F_{0,005;2;2} = 19,00$	$F < F_{0,005;2;2}$ nie różni się istotnie
	wartości przeciętnych okresów trwał., (test t)	t = –26,414	f = 4	$t_{0,05;4} = 2,776$	$\|t\| > t_{0,05;4}$ różnią się istotnie

Do oceny istotności różnicy zastosowano test parametryczny t dla prób niezależnych. Z analizy statystycznej wynika, że wpływ gatunku węglika spiekanego płytki obrotowej na okres trwałości jest różny i zależy od średnicy płytki. Dla średnicy 12,7 mm w badanych warunkach obróbki gatunek węglika spiekanego płytki wpływa w sposób istotny na okres trwałości, przy czym ten wpływ jest stosunkowo niewielki, średnia wartość okresu trwałości ostrza płytki wykonanej z węglika spiekanego TF15 jest około 1,5 razy dłuższa od okresu trwałości ostrza płytki wykonanej z węglika US735. Dla płytek o średnicy 19 mm obserwuje się silną istotność różnicy wartości przeciętnych okresów trwałości ostrzy w zależności od gatunku węglika spiekanego, średnia wartość okresu trwałości ostrza płytki wykonanej z węglika spiekanego US735 jest około 4,5 razy dłuższa od okresu trwałości ostrza płytki wykonanej z węglika spiekanego TF15.

4. WNIOSKI

Wpływ średnicy płytki obrotowej stanowiącej ostrze na okres jej trwałości jest uwikłany. Zależy od rodzaju zastosowanego materiału ostrza. Dla węglika US735 ten wpływ jest duży, średnia wartość okresu trwałości dla płytki o średnicy 19 mm jest około 7,5 razy większa od okresu trwałości płytki o średnicy 12,7 mm.

Zastosowanie drugiego węglika spiekanego typu TF15 powodowało, że zmiana średnicy płytki nie wpływała na okres trwałości badanych narzędzi.

Dla płytki o średnicy 12,7 mm wykonanej z węglika spiekanego TF15 okres trwałości jest około 1,5 razy większy od okresu trwałości ostrza płytki wykonanej z węglika US735. Dla płytek o średnicy 19 mm z węglika spiekanego US735 średnia wartość okresu trwałości ostrza jest około 4,5 razy większa od okresu trwałości ostrza płytki wykonanej z węglika spiekanego TF15.

LITERATURA

[1] CHMIELEWSKI K., CIELOSZYK J., ZASADA M., *Porównanie trwałości wkładek ostrzowych obrotowych i stacjonarnych podczas toczenia zahartowanej stali 100cr6(d.lh15),* Obróbka skrawaniem, zawansowana technika, pod redakcją H. Latoś, Oficyna Wydawnicza ATR, Bydgoszcz 2009, s. 343-350.

[2] CIELOSZYK J., ZASADA M., WIELOCH G., *Właściwości i perspektywy zastosowań aktywnie napędzanych noży obrotowych ADRT na wieloosiowych centrach obróbkowych***,** Innovative Manufacturing Technology 2, edited by P. Rusek, IZTW Kraków 2012, pp. 29-39.

[3] EZUGWU E. O., *Improvements in the machining of aero-engine alloys using self-propelled rotary tooling technique.* Journal of Materials Processing Technology, 2007, nr 185, pp. 60-71.

[4] KISHAWY H. A., BECZE C.E., MCINTOSH D.G., *Tool performance and attainable surface quality the machining of aerospace alloys self-propelled rotary tools,* Journal of Materials Processing Technology, 2004,152, pp. 266-271.

THE EFFECT OF DIAMETER INSERTS ON TOOL LIFE WITH ROTATING EDGES

This paper presents the results of influence the diameter of the insert in the rotary tool (RT) for tool live. Tool life compared in the same cutting conditions, with the same RT, differing only in diameter and grade carbide of inserts. Diameter of the inserts affects on the period of tool live in an entangled way. This effect is conditioned by the type of material of the insets. The shown result can be useful in the selection of the diameter of the cutting insert in the design or selection of tools for the machining.

Key words: rotary tool, turning, tool live, tool material, cemented carbide

PRZEGLĄD NARZĘDZI MECHATRONICZNYCH DO KOREKCJI ICH ODKSZTAŁCEŃ SPRĘŻYSTYCH

Piotr CICHOSZ[1], Mikolaj KUZINOVSKI[2], Hubert SKOWRONEK[1]

1. WPROWADZENIE

Odkształcenia sprężyste układu OUPN są jednym z głównych składników wpływających na stabilność procesu skrawania i dokładność obróbki. Zakłócenia wynikłe z tego powodu nasilają się, gdy: narzędzia są wiotkie (jak np. wytaczadła do długich otworów), naddatek obróbkowy jest nierównomiernie rozłożony, opory skrawania są duże, wymagana jest duża dokładność i wydajność obróbki. Dlatego też od lat trwają usilne działania mające na celu wyeliminowanie lub ograniczenie tego szkodliwego wpływu [7]. Należą do nich:

- poprawa sztywności i odporności na drgania wszystkich elementów układu OUPN; w odniesieniu do narzędzi może to być stosowanie: odpowiednich przekrojów ich korpusów, z uprzywilejowanymi osiami o większej sztywności, stosowaniu zmniejszającego się ich przekroju, co zazwyczaj sprzyja tłumieniu drań, korpusów wykonanych z materiałów o dużej sztywności (węglików spiekanych) i masie (stopów wolframu, niklu i miedzi), stosowanie małych wysięgów narzędzi, biernych bądź aktywnych tłumików drgań, wyważania dynamicznego, itp.
- zmniejszenie sił odporowych skrawania poprzez:
  - dobranie odpowiedniej geometrii ostrza (duże kąty γ, κ_r, κ_r`,α; małe r_n, r_ε)
  - stosowanie małych przekrojów warstwy skrawanej i dużych prędkości skrawania,
  - zmniejszenie kryteriów stępienia narzędzia,
- zmniejszenie naddatków obróbkowych i ich symetryczne rozmieszczenie na obwodzie przedmiotu obrabianego oraz równomierne wzdłuż toru narzędzia,
- pewne, symetryczne mocowanie półfabrykatów na obrabiarce,
- stosowanie większej liczby przejść obróbkowych,
- stosowanie narzędzi mechatronicznych korygujących zakłócenia ruchu narzędzia.

[1] Politechnika Wrocławska, Instytut Technologii Maszyn i Automatyzacji, ul. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław.

[2] „Ss. Cyril and Methodius" University in Skopje, Faculty of Mechanical Engineering – Skopje, Karpoš II bb, P.BOX 464, 1000 Skopje, Macedonia.

Ten ostatni czynnik poprawy dokładności obróbki, jakim jest zastosowanie narzędzi mechatronicznych, jest głównym tematem tej pracy. Narzędzia te, w przemysłowych zastosowaniach, są stosowane przeważnie do zwiększania możliwości kinematycznych i dokładnościowych obrabiarek. Przedstawione zostaną jedynie te światowe oraz własne (w cz. II) propozycje rozwiązań narzędzi mechatronicznych, których można użyć do korekcji ich odkształceń sprężystych.

2. PRZEGLĄD ROZWIĄZAŃ KONSTRUKCYJNYCH NARZĘDZI MECHATRONICZNYCH

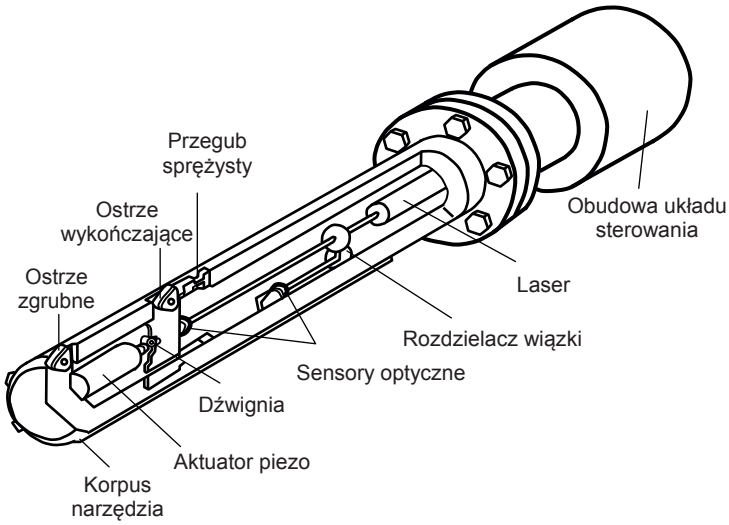
Narzędzie mechatroniczne jest to szeroko rozumiany układ mechaniczno-elektroniczny, działający zazwyczaj na zasadzie serwomechanizmu, w skład którego może wchodzić:
- ostrze, zamocowane bezpośrednio lub poprzez wkładkę/kasetkę w ruchomej części narzędzia,
- mechanizm mechaniczny, umożliwiający bardzo precyzyjne przemieszczanie, w kierunku osi obrotu narzędzia/przedmiotu,
- napęd mechanizmu przesuwu narzędzia (aktuatory piezoelektryczne, magnetostrykcyjne, cewki elektromagnetyczne, silniki elektryczne, siłowniki hydrauliczne, mechanizmy najazdowe itp.),
- układ analityczno-sterujący mechanizmu przesuwu narzędzia,
- układ do pomiaru bezpośredniego/pośredniego: odkształceń sprężystych narzędzia, korekcyjnych przemieszczeń ostrza, odchyłek wymiaru kształtowanych powierzchni, itp.

Znaczna część narzędzi mechatronicznych realizuje ruchy promieniowe o dużych wartościach, nawet rzędu kilkuset mm, jak np. narzędzia firmy D'Andrea. Narzędzia o nieco mniejszych przemieszczeniach oferują takie firmy, jak: MAPAL, Komet [4].

Odkształcenia sprężyste samych narzędzi podczas skrawania nie osiągają znacznych wartości i mieszczą się w granicach setnych, czy też dziesiętnych części milimetra. Dlatego też i przemieszczenia korekcyjne nie muszą być duże i przekraczać tych wartości. Większość stosowanych rozwiązań konstrukcyjnych narzędzi mecha-tronicznych stosowanych do tych celów oparta jest o zasadę odkształceń elementów sprężystych, na których mocowane są ostrza. Napęd przesuwu realizowany jest zazwyczaj przez piezoelektryczne aktuatory.

Ciekawe rozwiązanie narzędzia mechatronicznego do korekcji odkształceń sprężystych pokazano na rys. 1. Idea działania tego narzędzia polega na tym, że na wytaczadle znajdują się dwa ostrza, jedno do obróbki zgrubnej, drugie, sterowane mechatroniczne, do wykończeniowej. Wytaczadło odkształca się sprężyście pod wpływem siły odporowej, pochodzącej głównie z ostrza do obróbki zgrubnej, ale

także z tego od obróbki wykończeniowej. Wartość tego odkształcenia, mierzona układem laserowo-detektorowym, służy do obliczenia siły działającej na narzędzie. Znając wartość siły i wielkość wysunięcia wytaczadła z pinoli wrzeciona obrabiarki, sterownik, wykorzystujący metodę prognozowania odkształceń FCC (Forecasting Compensatory Control), oblicza potencjalną wartość przesunięcia korekcyjnego nożyka do obróbki wykończeniowej. Aktuator piezoelektryczny, zasilany poprzez specjalny wzmacniacz, przesuwa obrotowo zamocowaną dźwigienkę kolankową, która służy do zmiany kierunku przemieszczenia się końcówki aktuatora z osiowego na promieniowy oraz do zwiększenia wartości tego przemieszczenia. Ostrze skrawające, które jest sterowane mechatroniczne, zamocowane jest w kasetce posadowionej na sprężystych beleczkach. Zaletą tego rozwiązania jest duża dynamika działania (czas narastania dla odpowiedzi skokowej – 0,001 s), oraz duża dokładność przemieszczeń, wynosząca wg autorów 1 μm.

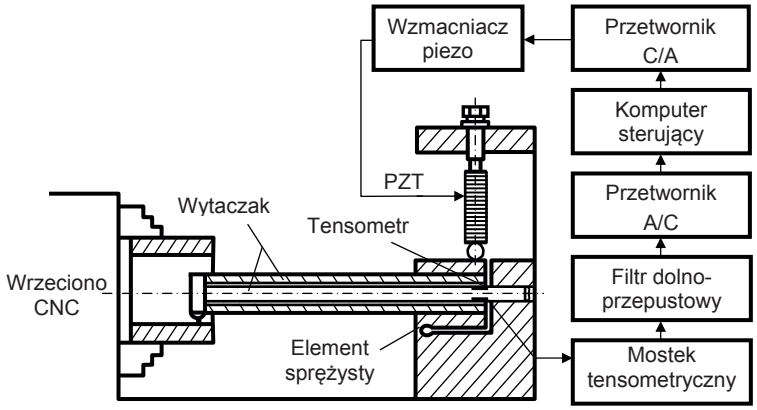


Rys. 1. Schemat działania narzędzia mechatronicznego wg [5]

Wadą natomiast zapewne mała sztywność całego układu oraz niewielki zakres przemieszczeń korekcyjnych [5].

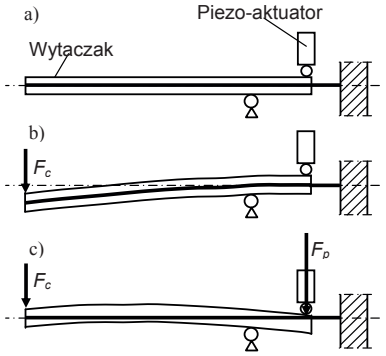
Innym rozwiązaniem konstrukcyjnym narzędzia do korekcji odkształceń sprężystych jest narzędzie przedstawione na rys. 2. Tego rodzaju konstrukcja umożliwia wykonywanie długich otworów o średnicy od ok. 14 mm.

Z racji niewielkiej średnicy wytaczaka zaimplementowanie w jego wnętrzu aktuatora i sensora nadzorującego bezpośrednio położenie ostrza skrawającego odznacza się wysokim stopniem trudności. Wobec tego autorzy zastosowali pośrednią metodę pomiaru wykorzystującą tensometrię oporową. Dwa tensometry naklejone



Rys. 2. Schemat działania narzędzia mechatronicznego wg [2]

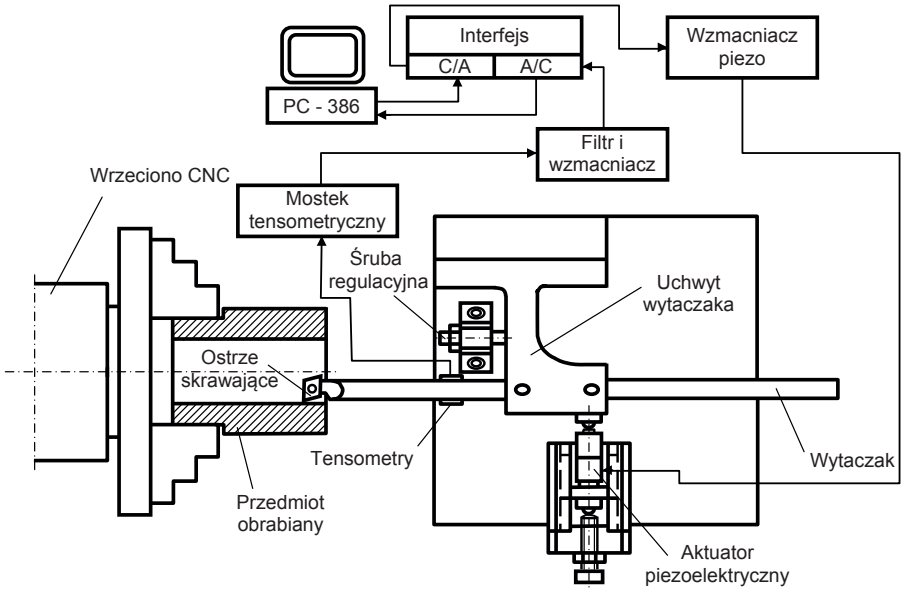
wewnątrz wytaczaka mierzą naprężenia powstające w narzędziu, co daje się przełożyć na jego odkształcenie. Sygnał z mostka tensometrycznego jest następnie poddawany filtracji, w celu eliminacji zakłóceń, przekształcany na postać cyfrową i analizowany w sterowniku z wykorzystaniem metody prognozowania kompensacji – FCC. Po obliczeniu przewidywanego uchybu, dla danej chwili czasowej, do wejścia wzmacniacza zasilającego aktuator piezoelektryczny doprowadzany jest analogowy sygnał sterujący. Aktuator, zmieniając swoje wymiary geometryczne, powoduje dodatkowe odkształcenie wytaczaka, które wywołuje powrót ostrza do pozycji początkowej. Zasadę działania omawianego mechanizmu obrazuje rys. 3.



Rys. 3. Schemat działania mechanizmu korekcji odkształceń narzędzia skrawającego wg [2]

Rozwiązanie zaproponowane przez Gao i in. [2] (rys. 3) możliwe jest do zastosowania tylko do toczenia, w którym ruch obrotowy wykonuje przedmiot obrabiany. Zmniejsza to uniwersalność narzędzia. W przeprowadzonych próbach pomiarowych uzyskano 40% zmniejszenie odchyłki okrągłości wytaczanego otworu, dla wytaczaka o stosunku długości do średnicy 10:1 [2].

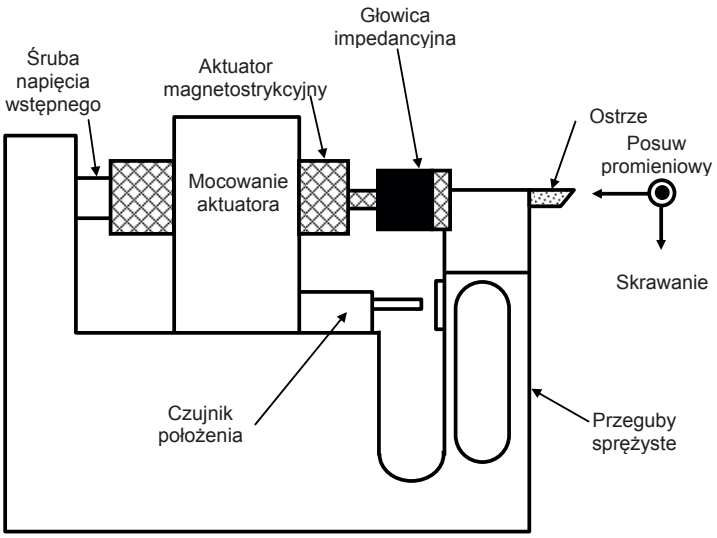
Chiu i Chan [1] zaproponowali narzędzie mechatroniczne o bardzo zbliżonej zasadzie działania mechanizmu korekcji położenia płytki skrawającej (rys. 4). Rolę czujnika odkształceń spełniają tensometry, a elementem dokonującym korekcji jest aktuator piezoelektryczny. Za sterowanie odpowiada regulator PID. W narzędziu tym nie skorzystano z prognozowania uchybu, co zaowocowało dużo niższą skutecznością kompensacji dla odkształceń o częstotliwościach powyżej kilkunastu Hz. Stanowi to poważną przeszkodę w zastosowaniu wyżej wymienionego układu w procesach wymagających dużej dynamiki przemieszczeń. Zaletą jest natomiast stosunkowo prosta budowa i niski koszt układu sterowania oraz możliwość jego zastosowania przy wytaczaniu otworów o bardzo niewielkiej średnicy, podobnie jak w przypadku narzędzia z rys. 2 [1].



Rys. 4. Narzędzie mechatroniczne z układem korekcji odkształceń sprężystych wg Chiu i Chan [1]

Liu i inni [3] (rys. 5) zaprezentowali narzędzie mechatroniczne z szybkim serwomechanizmem napędzanym poprzez aktuator magnetostrykcyjny. Wykorzystuje on zjawisko zmiany wymiarów geometrycznych ferromagnetyka na skutek działania pola magnetycznego. W odróżnieniu od aktuatorów piezoelektrycznych, główne znaczenie odgrywa tu wartość natężenia prądu elektrycznego, przepływającego przez siłownik.

Narzędzie to pod względem pozostałych rozwiązań konstrukcyjnych mechanizmu przesuwu ostrza, czy też układu pomiaru i sterowania aktuatorem, jest zbliżone do pozostałych przedstawionych tu systemów. Wykorzystano w nim sterowanie z ujemną pętlą sprzężenia zwrotnego i regulatorem PID. Zastosowany aktuator pozwala uzyskać maksymalne przesunięcie ostrza o 25 μm, generując

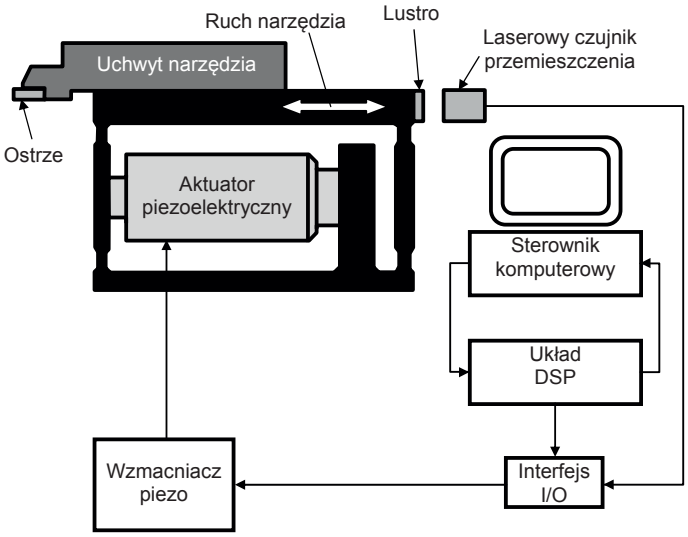


Rys. 5. Schemat działania narzędzia mechatronicznego wg [3]

przy tym siłę 490 N. System ten został opracowany w celu redukcji drgań narzędzia podczas obróbki niecylindrycznych przedmiotów, a więc również jednej z form odkształceń sprężystych.

Narzędzie przedstawione na rys. 6 służy do precyzyjnego toczenia wałków na konwencjonalnej obrabiarce sterowanej numerycznie. Według autorów pracy [8], urządzenie to pozwala na przeprowadzenie wszystkich etapów obróbki przy pomocy jednej obrabiarki oraz jednego narzędzia, zapewniając jednocześnie wymagane parametry klasy dokładności przedmiotu obrabianego. Dotychczas, ze względu na niedokładności wymiarowe spowodowane przez luzy i tarcie prowadnic, rozszerzalność termiczną, odkształcenia statyczne obrabiarki oraz błędy pomiaru pozycji narzędzia, konieczne było przeprowadzenie obróbki wykończeniowej za pomocą procesu szlifowania bądź na ultra-precyzyjnych obrabiarkach.

Element wykonawczy narzędzia składa się z aktuatora piezoelektrycznego (o maksymalnym skoku 40 μm), zapewniającego ruch korekcyjny ostrza narzędzia skrawającego poprzez oddziaływanie na podatny element głowicy ostrza. Element ten stanowi jednocześnie dźwignię, zwiększając o 50% zakres możliwych do uzyskania przemieszczeń. Do części ruchomej narzędzia przymocowane jest zwierciadło spełniające rolę punktu odniesienia, podczas ustalania przez układ pomiarowy aktualnej pozycji ostrza skrawającego. Pomiar ten jest realizowany za pomocą czujnika optycznego typu LNS (ang. Laser Nano Sensor). Składa się on z lasera półprzewodnikowego, odbiornika w postaci czteroczęściowej fotodiody, oraz układu soczewek, zapewniających odpowiednie formowanie wiązki pomiarowej. Światło z sensora LNS pada na bardzo gładką powierzchnię zwierciadła, a następnie ulega odbiciu i pada na obszar światłoczuły fotodiody. Zmiany

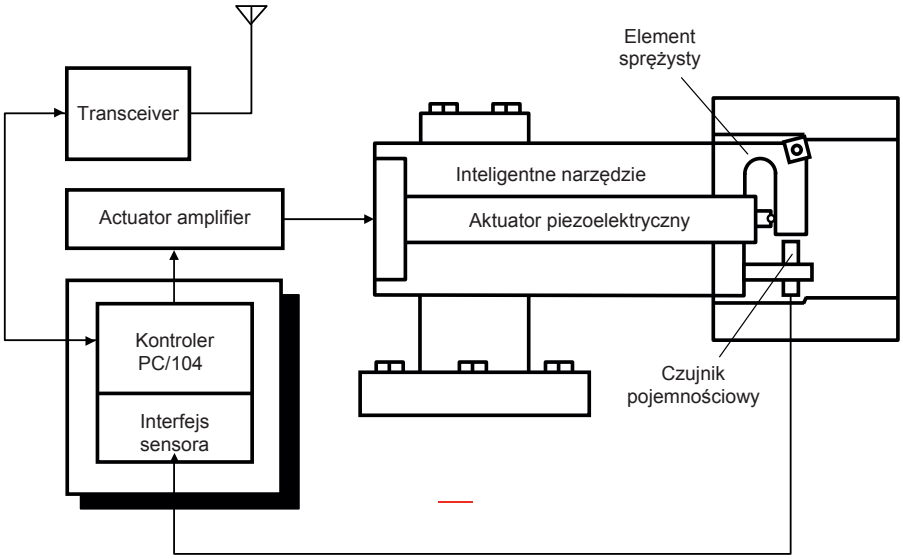


Rys. 6. Schemat działania narzędzia mechatronicznego wg [8]

odległości elementu odbijającego wiązkę promieniowania laserowego powodują przesunięcie się plamki na powierzchni fotodiody, a co za tym idzie zmianę napięcia na wyjściu sensora. Dzięki temu możliwe jest kontrolowanie bieżącej pozycji ostrza narzędzia mechatronicznego. Wykorzystany sensor LNS charakteryzuje się rozdzielczością pomiaru 0,1 μm w zakresie 60 μm. Za algorytmy przetwarzające dane z czujnika optycznego oraz sterowanie stosem piezoelektrycznym odpowiedzialny jest komputer z przetwornikami A/C i C/A na wejściu i wyjściu [8].

Zaprezentowany sposób pomiaru pozwala na pominięcie histerezy i dryftu aktuatora ze względu na bezpośredni pomiar pozycji głowicy z ostrzem skrawającym. Do podstawowych wad tego układu należy zaliczyć z pewnością niewielką średnicę plamki światła laserowego (rzędu kilku μm), która jest charakterystyczna dla sensorów LNS, co powoduje dużą wrażliwość układu na nawet niewielkie zanieczyszczenie powierzchni odbijającej światło. Osłonięcie toru optycznego z pewnością przyniosłoby zmniejszenie takiego ryzyka, jednakże przy tak małych wartościach średnicy wiązki lasera, zapewnienie środowiska wolnego od zanieczyszczeń, w warunkach warsztatowych, nie jest łatwym zadaniem.

Rozwiązanie pokazane na rys. 7 ma na celu usprawnienie produkcji bloków silników spalinowych, poprzez umożliwienie automatycznej wymiany narzędzia. W celu umożliwienia takiej operacji narzędzie skrawające nie może być podparte podtrzymką na jednym ze swoich końców. Brak zapewnienia takiego podparcia przyczynia się z kolei do zwiększenia błędów wymiarowo-kształtowych otworów wykonywanych za pomocą wytaczaka o stosunkowo małej sztywności (np. do wytaczania otworów panewek wału korbowego). Następuje efekt tzw. uginania się narzędzia wraz ze wzrostem jego długości, a ponadto siły skrawania działające



Rys. 7. Schemat działania narzędzia mechatronicznego wg [6]

na ostrze powodują dodatkowe odkształcenia wytaczaka. Pomiar pozycji płytki skrawającej jest realizowany z dokładnością 0,1 μm za pośrednictwem pojemnościowego sensora przemieszczeń. Dane z czujnika przekazywane są za pośrednictwem przetwornika A/C do układu sterującego, opartego na architekturze PC/104, gdzie odpowiednie algorytmy generują sygnał sterujący dla wzmacniacza stosu piezoelektrycznego. Układ pracuje w pętli kontrolnej o 150 μs czasie próbkowania. Dodatkowo wewnątrz narzędzia znajduje się transceiver, umożliwiający akwizycję danych sterownika w czasie rzeczywistym na komputerze PC. Aktuator piezoelektryczny został zastosowany ze względu na swoje korzystne właściwości, do których można zaliczyć wysoką częstotliwość pracy (rzędu kilku kHz) oraz znaczny stosunek generowanej siły do jego wydłużenia. Przemieszcza on ostrze skrawające o odpowiednią wartość korekcyjną za pośrednictwem dźwigni na elastycznym przegubie. Pomiar i analiza odkształceń narzędzia umożliwia dodatkowo wykrycie błędnego zamocowania narzędzia lub przedmiotu obrabianego i jego korekcję w pewnych zakresach oraz wykrycie pęknięcia ostrza płytki skrawającej [6].

3. PODSUMOWANIE

W artykule przedstawione zostały reprezentatywne przykłady narzędzi mecha-tronicznych, pozwalających na aktywną korekcję odkształceń sprężystych, powstających w procesach obróbki skrawaniem. Wszystkie zaprezentowane

rozwiązania mają podobne właściwości predysponujące je do takich zastosowań. Wśród nich do najważniejszych zaliczyć można: dużą dynamikę i dokładność, możliwość bezpośredniego bądź pośredniego, pomiaru odkształcenia narzędzia, zastosowanie układu sterowania z przetwornikami A/C i regulatorami z prognozowaniem FCC lub bez prognozowania (PID), użycie szybkiego serwomechanizmu ostrza narzędzia z dynamicznymi aktuatorami i beźślizgowymi elementami przeniesienia napędu, pozwalającymi zapobiec zjawisku utyku.

Każde z zaprezentowanych rozwiązań ma pewne wady i zalety na tle pozostałych. Przydatność danego konceptu jest więc uzależniona od konkretnego zadania wytwórczego. Zaprezentowane konstrukcje pozwalają na poprawę dokładności wyko-nania przedmiotów obrabianych tylko w pewnym zakresie, ponieważ mają one swoje ograniczenia. Głównym czynnikiem ograniczającym możliwości zaprezentowanych systemów są parametry aktuatorów, a przede wszystkim ich właściwości dynamiczne. W zależności od typu zastosowanego aktuatora i jego częstotliwości rezonansowej prędkość uzyskiwania przemieszczeń diametralnie się zmienia i potrafi być nawet o kilka rzędów niższa niż czas potrzebny do obliczenia wartości korekcyjnej. Istotnym zagadnieniem jest również konieczność zapewnienia odpowiednich warunków temperaturowych (w przypadku piezoelektryków przekroczenie temperatury Curie powoduje utratę ich właściwości piezoelektrycznych), kontroli histerezy i dryftu.

LITERATURA

[1] CHIU W.M., CHAN K.W., *Design and testing of piezoelectric actuator-controlled boring bar for active compensation of cutting force induced errors*, Int. J. Production Economics, 51, 1997, 135-148.

[2] GAO D., YAO Y.X., CHIU W.M., LAM F.W., *Accuracy enhancement of a small overhung boring bar servo system by real-time error compensation*, Precision Engineering, 26, 2002, 456-459.

[3] LIU D., SUTHERLAND J.W., MOON K.S., STUROS T.J., KASHANI A.R., *Surface texture improvement in the turning process via application of magnetostrictive actuated tool holder*, Journal of Dynamic Systems Measurement and Control, 120, 1998, 193-199.

[4] Materiały informacyjne firm: MAPAL, Komet, D'Andrea.

[5] MIN B.-K., O'NEAL G., KOREN Y.,PASEK Z., *A smart boring tool for process control*, Mechatronics, 12, 2002, 1097-1114.

[6] MIN B. -K., O'NEAL G., KOREN Y.,PASEK Z., *Cutting process diagnostics utilizing a smart cutting tool*, Mechanical Systems and Signal Processing, 16 (2-3), 2002, 475-486.

[7] PARK G., BEMENT M. T., HARTMAN D. A.,SMITH R. E., FARRAR C. R., *The use of active materials for machining processes: A review*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 47, 2007, 2189–2206.

[8] ZHU W.-H., JUN M. B., ALTINTAS Y., A fast tool servo design for precision turning of shafts on conventional CNC lathes, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 41, 2001, 953-965.

REVIEW OF MECHATRONIC TOOLS FOR CORRECTION OF ELASTIC STRAIN

The paper presents an overview of “smart tools” for measuring and correcting errors during machining operations, resulting from the tool elastic strain. The article describes solutions used in the process of boring and turning. Discuss the genesis of the construction and use of such tools, measuring principle of elastic deformation, and how the implementation of their correction.

Key words: mechatronic tools, elastic strain correction, smart tools

NARZĘDZIA MECHATRONICZNE DO KOREKCJI ICH ODKSZTAŁCEŃ SPRĘŻYSTYCH – PROPOZYCJE KONSTRUKCJI WŁASNYCH

Piotr CICHOSZ[1], Mikolaj KUZINOVSKI[2], Hubert SKOWRONEK[1]

1. WPROWADZENIE

W opracowaniu [5] przedstawiono genezę budowy i zastosowań narzędzi mechatronicznych do korekcji ich odkształceń sprężystych oraz dokonano przeglądu i charakterystyki tej grupy narzędzi. Głównym zadaniem tych narzędzi jest zwiększenie dokładności kształtowania obrabiarek konwencjonalnych i numerycznych, szczególnie w tych przypadkach, gdy odkształcenia sprężyste znacznie pogarszają dokładność obróbki i stabilność warunków pracy, których nie można poprawić klasycznymi metodami.

W pracy, uwagę skupiono na przedstawieniu propozycji własnych rozwiązań konstrukcyjnych narzędzi mechatronicznych. Rozwiązania te zaprezentowane będą jedynie na schematach, bez podawania szczegółów.

2. ZAŁOŻENIA KONSTRUKCYJNE NARZĘDZI MECHATRONICZNYCH

Na podstawie analizy istniejących konstrukcji narzędzi mechatronicznych, które były lub mogły być zastosowane do korekcji odkształceń sprężystych narzędzi, sporządzono wykaz przesłanek, które brano pod uwagę podczas opracowywania własnych konstrukcji narzędzia. Starano się wykorzystać potencjalne możliwości techniczne dotychczasowych rozwiązań oraz uniknąć lub ograniczyć możliwe ich wady. Przesłanki do konstrukcji:

[1] Politechnika Wrocławska, Instytut Technologii Maszyn i Automatyzacji, ul. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław.

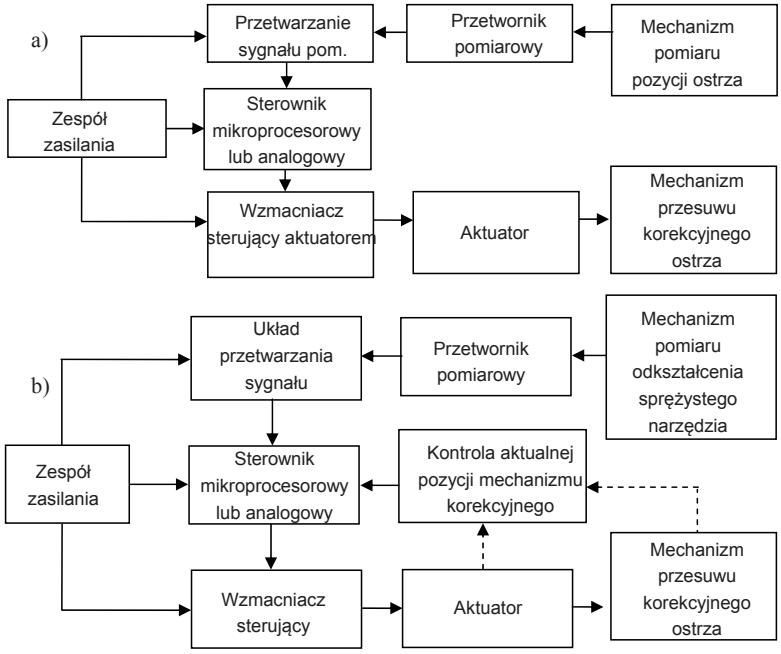
[2] „Ss. Cyril and Methodius" University in Skopje, Faculty of Mechanical Engineering – Skopje, Karpoš II bb, P.BOX 464, 1000 Skopje, Macedonia.

- narzędzie powinna cechować prostota konstrukcji o elementach ruchomych o możliwie małej masie, aby uzyskać wysoką dynamikę korekcji położenia ostrza z potencjalną możliwością aktywnego tłumienia drgań,
- narzędzie, wraz z układami zasilania, sterowania i pomiaru odkształceń sprężystych, powinno być dostatecznie dokładne, proste, względnie tanie i niezawodne w działaniu,
- narzędzie nie powinno być zbyt wrażliwe na zmiany temperatury, wilgoć, zabrudzenia, zakłócenia elektromagnetyczne itp,
- narzędzie nie powinno być wrażliwe na powstawanie drgań samowzbudnych, a nawet wykazywać się tendencją do ich tłumienia,
- układ mechaniczny i elektroniczny powinien poprawnie działać podczas dużych prędkości obrotowych wrzecion i dynamicznych ruchów posuwowych roboczych oraz dosuwowych,
- napęd ruchu korekcyjnego położenia ostrza powinien odznaczać się dużą siłą i dynamiką działania,
- powinna istnieć możliwość łatwej regulacji i dostrajania (układu analitycznego i wykonawczego) do rzeczywistych warunków i potrzeb, w tym korekcji położenia ostrza o znacznych wartościach – rzędu kilku dziesiętnych mm,
- ruch korekcyjny ostrza nie powinien zakłócać położenia ostrza w kierunkach do niego prostopadłych, a szczególnie w tych kierunkach, które wpływają istotnie na dokładność obróbki,
- narzędzie powinno znacząco poprawić dokładność obróbki, dając realną szansę na zmniejszenie liczby przejść narzędzia, a także pozwalając na zastosowanie ostrzy o średnich i dużych promieniach zaokrąglenia naroża, co powinno zmniejszyć chropowatość powierzchni po obróbce oraz ograniczyć intensywne zużywanie się narzędzi, jakie występuje w dotychczas stosowanych ostrzach o zerowych lub bliskich zeru promieniach r_ε,
- układ mechaniczny powinien odznaczać się dość dużą sztywnością w kierunkach wszystkich osi (x, y, z) i umożliwiać obróbkę nie tylko wykończeniową ale również kształtującą i zgrubną,
- wobec spodziewanych bardzo małych przemieszczeń ruchów korekcyjnych ostrza, a dodatkowo realizowanych z duża precyzją, należy unikać za wszelką cenę zjawiska utyku, jaki może wystąpić na powierzchniach styku elementów ruchomych podlegających tarciu ślizgowemu, co można osiągnąć np. przez zastępowanie połączeń ślizgowych, połączeniami tocznymi lub mocowaniem ostrzy na elementach sprężystych,
- jeśli część ruchoma narzędzia mocowana jest na elementach sprężystych, to powinny być one tak zaprojektowane, aby miały dużą sztywność w kierunkach prostopadłych do kierunku przemieszczeń korekcyjnych, co powinno korzystnie wpłynąć na stabilność pracy narzędzia,

- rozwiązanie konstrukcyjne narzędzia powinno dać się zaadoptować do warunków kształtowania powierzchni wewnętrznych i zewnętrznych oraz narzędzi obrotowych i nieobrotowych,
- autonomiczność narzędzia, powinna być niezależna od układu sterowania obrabiarki i być łatwa w aplikacji na dowolnej maszynie obróbkowej, nawet nie mającej sterowania numerycznego,
- korzystnym byłoby, aby sygnały pozyskiwane, np. podczas pomiaru odkształceń sprężystych, mogły być wykorzystane do nadzorowania procesu obróbkowego (wykrywanie nadmiernych drgań, przekroczenie tolerancji wykonania, zużycie bądź złamanie ostrza narzędzia itp.).

Jest oczywistym, że nie wszystkie wymienione przesłanki i zalecenia da się uwzględnić i spełnić w jednej konstrukcji narzędzia mechatronicznego.

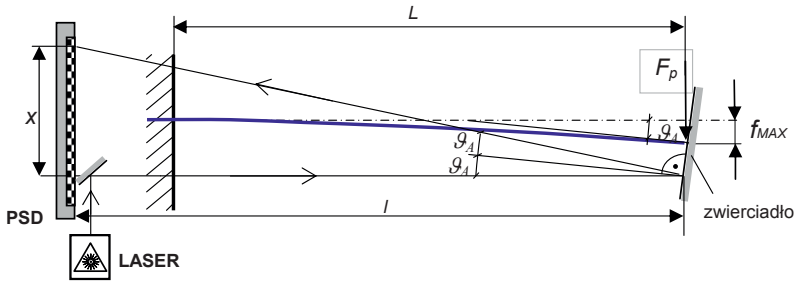
Schemat blokowy, szeroko pojętego układu mechaniczno-elektronicznego narzędzia do korekcji odkształceń sprężystych, przedstawiono na schemacie blokowym na rysunku 1.



Rys. 1. Schemat blokowy szeroko pojętego układu mechaniczno-elektronicznego narzędzia do korekcji odkształceń sprężystych: a) z bezpośrednim pomiarem odchyłki ostrza, b) z pomiarem pośrednim

3. PROPOZYCJE WŁASNYCH KONSTRUKCJI NARZĘDZI MECHATRONICZNYCH

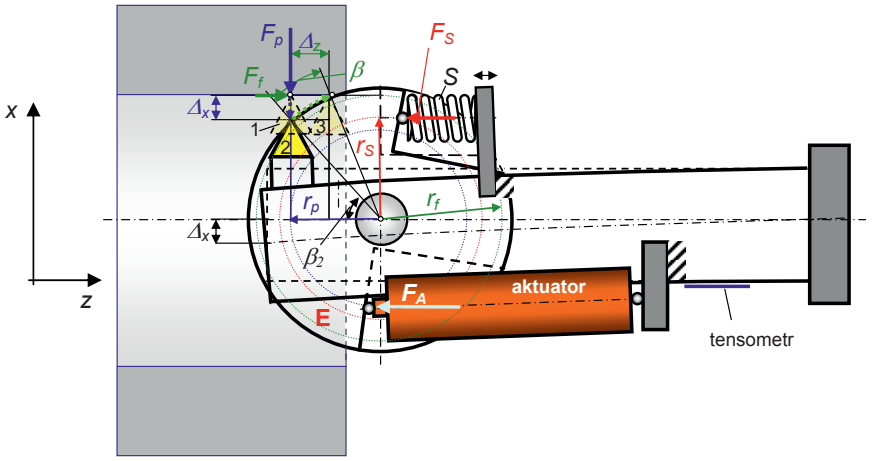
W pierwszej kolejności omówione zostaną propozycje własnych konstrukcji narzędzi do pomiarów odkształceń sprężystych narzędzi opartych o zgłoszenie patentowe [3]. Część tych rozważań przedstawiono w pracy [4] (rys. 2). Zdecydowano, że odkształcenia najskuteczniej będzie mierzyć za pomocą wiązki światła laserowego [4]. Laser umiejscowiony będzie w narzędziu, możliwie blisko jego końca, od strony części chwytowej. Wiązka światła bezpośrednio, lub po odbiciu od płaskiego zwierciadła, kierowana jest na lustro znajdujące się na drugim końcu narzędzia, w którym zamocowane jest ostrze. Ugięcie sprężyste narzędzia powoduje przemieszczenie i obrót zwierciadła. Padający na nie promień światła odbija się pod kątem, padając na powierzchnię sensora PSD, który mierzy przemieszczenie się punktu świetlnego. Zastosowanie promienia światła odbitego od zwierciadła ma tę zaletę, że zwiększa dwukrotnie długość jego drogi od źródła do sensora, przez co wartość przesunięcia punktu świetlnego na matrycy sensora także się powiększa. Wartość tego przesunięcia dodatkowo przyrasta w wyniku obrotu lustra spowodowanego ugięciem się narzędzia. Wszystko to sprawia, że można znacznie zwiększyć czułość całego układu pomiarowego, mając ten sam zestaw laser-sensor PSD.



Rys. 2. Zasada wyznaczania drogi przemieszczenia plamki światła na powierzchni matrycy w układzie zamocowanym na wytaczadle [4]

Drugim pomysłem na rozwiązanie pomiaru odkształcenia narzędzia jest zastosowanie tensometru naklejonego na korpus narzędzia lub elementy stosu piezoelektrycznego (rys. 3). W tym drugim przypadku, we względnie prosty sposób można wywzorcować układ, korelując zmianę napięcia na tensometrze z odkształceniem Δ_x.

Kolejnym zagadnieniem związanym z konstrukcją narzędzi mechatronicznych, jest rozwiązanie układu mechanicznego-elektrycznego do realizacji ruchów korekcyjnych. Propozycję jednego z takich rozwiązań przedstawiono schematycznie na rys. 3.



Rys. 3. Schemat ideowy części mechanicznej narzędzia mechatronicznego do kompensacji jego odkształceń sprężystych [3]

Narzędzie to działa na takiej zasadzie, że jego odkształcenie sprężyste Δ_x, powodujące zmniejszenie średnicy wytaczanego otworu, zmierzone za pomocą układu pokazanego na rys. 2, przetworzone i odpowiednio skorygowane, przekazane jest, jako sygnał sterujący, do wzmacniacza. Wzmacniacz zasila aktuator, który powoduje, poprzez swoje wydłużenia, obrót elementu E o taką wartość, że wierzchołek ostrza przemieści się z pozycji 2 na pozycję 3 i przez to znajdzie się na średnicy, na jakiej powinien się znajdować, aby uzyskać właściwy wymiar otworu.

Sprężyna S musi wywierać odpowiednio dużą siłę F_S, aby:

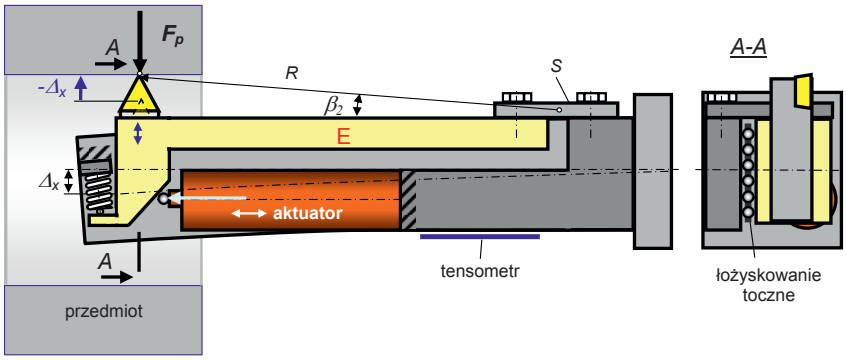
– kasować luzy i docisnąć element obrotowy E do aktuatora,
– spełnić warunek $F_S r_S + F_p r_p > F_f r_f$, aby pod wpływem siły F_f nie nastąpiło ugięcie sprężyny S i obrót elementu E, powodujący niekontrolowane zakłócenie zadanego położenia ostrza.

Wadą narzędzia przedstawionego na rys. 3 jest zmiana wymiarów długościowych przedmiotu o wartość Δ_z, która wynika z obrotu elementu E, na którym zamocowane jest ostrze. Wartość zakłócenia Δ_z zależy w głównej mierze od kąta β_2 oraz promienia R, na jakim operuje ostrze względem osi obrotu elementu E. Dla wartości $\beta_2 \rightarrow 0$ zakłócenie $\Delta_z \rightarrow 0$. Zatem należy dążyć do tego, aby $R \rightarrow max$ i $\beta_2 \rightarrow min$. Warto jednak wspomnieć, że wymagania dokładnościowe w kierunku osi z są zazwyczaj zdecydowanie mniejsze niż w kierunku osiowym.

W drugim rozwiązaniu konstrukcyjnym narzędzia (rys. 4), do zamocowania ostrza zastosowano element sprężysty. Rozwiązania takie są dość często stosowane (patrz [5]). Realizacja ruchu promieniowego odbywa się poprzez odkształcenie sprężyste elementów o stosunkowo dużej podatności w kierunku osi x. Zaproponowane rozwiązanie różni się tym od podobnych znanych konstrukcji, że element sprężysty jest wymienny, przez co można zmieniać jego charakterystyką, oraz

tym że kasetka z ostrzem skrawającym podparta jest liniowym łożyskiem tocznym, przez co zwiększa się znacznie sztywność całego układu w kierunku osi *y* oraz unika się zjawiska utyku. Rozwiązanie to ma także tę zaletę, że względu na duży promień obrotu *R* ostrza oraz mały kąt działania β_2, ma bardzo małą wartość zakłóceń wymiaru długościowego Δ_z, wynikłych z korekcji Δ_x.

Zasada działania tego rozwiązania jest bardzo podobna do omówionego wcześniej. Korpus narzędzia ugina się o wartość Δ_x, pod wpływem siły odporowej skrawania. Wartość tego ugięcia jest mierzona układem optycznym lub tensometrycznym. Układ elektroniczny (sterownik mikroprocesorowy lub regulator PID) steruje wzmacniaczem, który zasila aktuator. Ten z kolei odkształca sprężyście ramię E, na którym znajduje się ostrze, o taką wartość, aby ostrze przemieściło się o $-\Delta_x$.



Rys. 4. Schemat ideowy części mechanicznej narzędzia mechatronicznego do kompensacji jego odkształceń sprężystych [3]

Oba przedstawione rozwiązania powinny być wyposażone w układ do tłumienia drgań, które mogą pojawić się w obrębie ruchomych elementów konstrukcji mechanicznej, w samym aktuatorze oraz układzie sprzężenia zwrotnego elektronicznego systemu pomiarowo-wykonawczego.

Potencjalną niedogodnością zaproponowanych rozwiązań konstrukcyjnych narzę-dzi może być zakłócanie toru ostrza, wynikające np. z bezwładności działania całego mechanizmu, drgań itp. Dlatego przewidziana jest mechaniczna lub/i elektroniczna blokada działania układu korekcyjnego narzędzia, aby móc ją włączyć w przejściu wykończeniowym powierzchni, gdy pojawią się takie niekorzystne zjawiska zakłócające pracę narzędzia. Zablokowane narzędzie stanie się sztywniejsze i mniej podatne na tego rodzaju zakłócenia, a obróbka nim może stać się bardziej dokładna. We wcześniejszych przejściach narzędzia, przy włączonym układzie kompensacyjnym, efekt kopiowania się błędów półfabrykatu został wyeliminowany bądź znacznie ograniczony. Zatem naddatek obróbkowy, na przejście wykończeniowe, jest równomiernie rozłożony, a to powoduje, że można w nim zastosować tradycyjne narzędzie lub to zaproponowane z zablokowaną korekcją.

4. PODSUMOWANIE

Nie wszystkie ze sporządzonych przesłanek do opracowania konstrukcji narzędzi mechatronicznych do kompensacji odkształceń sprężystych udało się uwzględnić w zaproponowanych rozwiązaniach. Zdaje się, że pewnym zagrożeniem w pracy tych narzędzi może być ich podatność na powstawanie drgań samowzbudnych, choć na tego rodzaju zagrożenia nie wskazywano w dotychczasowych publikacjach dotyczących narzędzi o podobnych rozwiązaniach konstrukcyjnych. Ponadto, niektóre narzędzia [6] zostały specjalnie zaprojektowane do aktywnego tłumienia drgań. Zaproponowane rozwiązania narzędzi, dzięki bardzo dynamicznym układom do pomiaru odkształceń i piezoelektrycznym aktuatorom do napędu przemieszczeń korekcyjnych, stwarzają przesłanki do tego, aby reagowały nie tylko na odkształcenia sprężyste wywołane nierównomiernym rozkładem naddatku na obwodzie, ale także od drgań innych elementów układu OUPN.

Sprzęgając okład CNC z narzędziem mechatronicznym można wykorzystać aktuator piezoelektryczny do realizowania niezależnych przemieszczeń narzędzia, służących do nadawania powierzchniom obrabianym określonych kształtów np. kielichowych (otwory korbowodów), beczkowych (tłoki silników spalinowych), a także kształtów nieokrągłych np.: owalnych, trygonalnych itp. Trzeba jednak pamiętać, że dynamicznie działające aktuatory oparte o zjawiska piezoelektryczności lub magnetostrykcji mają niewielki zakres wydłużeń, przez co mogą być wykorzystywane do korekcji jedynie niewielkich przemieszczeń, lub nadawania niewielkich zmian kształtów, o jakich wspomniano wcześniej, lub jakie spotyka się np. w nanotechnologiach.

Rozwijając w przyszłości konstrukcję tej grupy narzędzi mechatronicznych, korzystnym byłoby, aby miały one możliwość określania i korygowania także odkształceń sprężystych pozostałych elementów układu OUPN, a być może również ich odkształceń cieplnych, zużycia, itp. Wymagałoby to bardziej kompleksowego i szerokiego podejścia do spraw związanych z dokładnością obróbki.

LITERATURA

[1] CICHOSZ P., *Narzędzia skrawające,* Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 2010, 122–135.

[2] CICHOSZ P., *Narzędzia mechatroniczne*, Mechanik, Nr 5–6, 2006.

[3] CICHOSZ P., *Narzędzie mechatroniczne do korekcji odkształceń sprężystych*, Zgłoszenie patentowe 54/Z/13 z dnia 12.04.2013.

[4] CICHOSZ P., SKOWRONEK H., *Możliwość zastosowania przetworników optoelektronicznych typu PSD do pomiaru odkształceń sprężystych narzędzia skrawającego,* Mechanik, Nr 8-9, Warszawa 2012.

[5] CICHOSZ P., KUZINOVSKI M., SKOWRONEK H., *Przegląd narzędzi mechatronicznych do korekcji ich odkształceń sprężystych*, Materiały konferencyjne SOS 2013.

[6] MAKYNEN A.J. KOSTAMOVAARA J.T., MYLLYLA R.A., *A High-resolution Lateral Displacement Sensing Method Using Active Illumination of a Cooperative Target and a Focused Four--quadrant Position-Sensitive Detector,* Instrumentation and Measurement, 44/1, 1995, 46–52.

CUSTOM PROPOSALS OF SOLUTIONS MECHATRONIC TOOLS DESIGN FOR CORRECTION OF ELASTIC STRAIN

The paper presents approaches mechatronic tools used for active elastic strain compensation of cutting tools. These solutions have been presented only schematically, without giving details of construction. The accepted concepts as measuring elements provided both classic resistance strain gauges, as well as methods using optoelectronic transmitters, illuminated with a laser beam. Considered the potential advantages and disadvantages of each design.

Key words: mechatronic tools, elastic strain correction, smart tools

NARZĘDZIA I STRATEGIE CHŁODZENIA STOSOWANE W OBRÓBCE SKRAWANIEM Z ZASTOSOWANIEM HPC

Piotr LASKOWSKI[1], Krzysztof KRUPA[2], Witold HABRAT[3], Jan SIENIAWSKI[2]

1. WPROWADZENIE

Tytan i jego stopy znajdują szerokie zastosowanie w przemyśle lotniczym ze względu na ich unikatowe właściwości m.in. dużą wytrzymałość względną (Rm/δ) gęstość w temperaturze pokojowej oraz w podwyższonej (do 470 °C), odporność na pękanie zmęczeniowe oraz wyjątkową odporność na korozję. Stąd wzrost zastosowania grupy materiałów przede wszystkim w lotnictwie, kosmonautyce, chemii, medycynie, budowie okrętów [9].

Mimo zwiększonego zapotrzebowania na tytan i jego stopy, koszt ich wytworzenia jest duży w porównaniu z innymi materiałami konstrukcyjnymi. Wynika to ze złożonych procesów ekstrakcji oraz metalurgicznych i technologicznych [11,14].

Skrawalność tytanu i jego stopów jest względnie niska ze względu na szczególne właściwości fizyczne i chemiczne tej grupy materiałów. Tytan jest reaktywny chemicznie w temperaturze powyżej 470^{o} C. Jego niskie przewodnictwo cieplne podwyższa temperaturę w strefie kontaktowej narzędzie-przedmiot obrabiany. Czynniki te wpływają więc silnie na zmniejszenie trwałość narzędzi. Dodatkowo duży stopień umocnienia zgniotem tych stopów oraz ich mały moduł sprężystości także negatywnie oddziaływają na skrawalność [3,11].

2. CHŁODZENIE W PROCESACH OBRÓBKI SKRAWANIEM

2.1. CHŁODZENIE W OBRÓBCE MATERIAŁÓW TRUDNOOBRABIALNYCH

W procesach obróbki skrawaniem występuje tendencja do minimalizacji zużycia cieczy chłodząco-smarujących. Jednak wiele współczesnych materiałów,

[1] WSK „PZL-Rzeszów" S.A., ul. Hetmańska 120, 35-078 Rzeszów.
[2] Politechnika Rzeszowska, Laboratorium Badań Materiałów dla Przemysłu Lotniczego, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów.
[3] Politechnika Rzeszowska, Katedra Technik Wytwarzania i Automatyzacji, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów.

szczególnie o wysokich właściwościach wytrzymałościowych nie można obrabiać bez zastosowania cieczy chłodząco smarujących pomimo użycia nowoczesnych narzędzi z powłokami wielowarstwowymi [3]. Podstawowym ograniczeniem jest wysoka temperatura w strefie skrawania. Dlatego stal austenityczna, nadstopy niklu oraz stopy tytanu wymagają użycia cieczy obróbkowych.

Ciecze obróbkowe pełnią rolę chłodzącą i smarującą. Są stosowane, przede wszystkim, w celu odprowadzania ciepła powstającego w trakcie obróbki w strefie skrawania. Mała objętość dostarczanego chłodziwa prowadzi podczas obróbki materiałów trudnoskrawalnych m.in. tytanu i jego stopów do pogorszenia wskaźników skrawalności. Występuje przedwczesne zużycie narzędzia wskutek ścierania oraz zmęczenia cieplnego. Stwierdzono również intensywne wykruszanie krawędzi skrawającej ostrza narzędzia**.**

2.2. OBRÓBKA SKRAWANIEM Z ZASTOSOWANIEM HPC

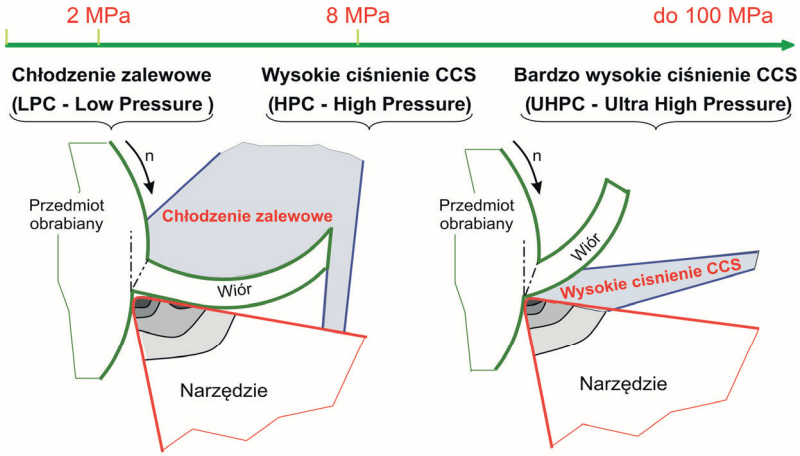
Pomysł dostarczania chłodziwa pod wysokim ciśnieniem do strefy skrawania celem podniesienia trwałości narzędzia podczas obróbki skrawaniem narodził się we wczesnych latach 50-tych XX wieku. W 1952 Pigott i Colwell po raz pierwszy wykorzystali chłodzenie strugą podczas obróbki skrawaniem narzędziami ze stali szybkotnącej [12]. Pionierskie prace w chłodzeniu wysokociśnieniowym kontynuowali Sharma i in. [13], Nagpal i Sharma [10], Mazurkiewicz i in. [8], Kovacevic i in. [5], Kaminski i Alvelid [4]. Wymienieni wyżej badacze zastosowali chłodzenie wysokociśnieniowe w obróbce stali i zaobserwowali istotną poprawę w trwałości narzędzia, wykończeniu powierzchni, dokładności wymiarowo-kształtowej oraz wyeliminowaniu narostu. Technologia ta przyniosła również redukcję temperatury w strefie skrawania, sił skrawania, współczynnika tarcia w strefie kontaktu wiór-narzędzie i zintensyfikowała proces łamania wióra.

Podstawowym celem tej techniki obróbki jest znaczące zmniejszenie temperatury powstającej w strefach kontaktu narzędzie-materiał obrabiany i narzędzie-wiór podczas skrawania z wyższymi prędkościami. Jest to osiągane przez skierowanie chłodziwa pod wysokim ciśnieniem do strefy wiór-narzędzie (rys.1). Proces ten pozwala również na osiągnięcie wysokiej łamliwości wiórów i ich kontroli poprzez zwiększone zawijanie wiórów i naprężenia ściskające.

Chłodzenie poprzez zalewanie strefy skrawania może efektywnie obniżyć temperaturę skrawania podczas obróbki w warunkach niższych prędkości przy obecności znaczącego obszaru poślizgu i tam, gdzie powstają względnie niskie temperatury. Chłodziwo działa również jako środek smarujący, minimalizując w ten sposób tarcie, zmniejszając siły składowe i w następstwie zwiększając trwałość narzędzia. Występuje bardzo ograniczony dostęp chłodziwa do strefy narzędzie-materiał oraz narzędzie-wiór, które znajdują się głównie w warunkach zatarcia podczas obróbki z wysokimi prędkościami skrawania. Chłodziwa mają tendencję do odparowywania wskutek obecności wysokiej temperatury

generowanej w pobliżu krawędzi skrawającej, tworząc wysokotemperaturowy „koc", który czyni ich efekt chłodzący niewystarczającym. Temperatura wrzenia filmu z konwencjonalnych płynów obróbkowych wynosi ok. 350 °C [4].

Wysokociśnieniowa struga chłodziwa szybciej przemierza powierzchnię, znacząco obniżając przez to zjawisko wrzenia filmu chłodziwa w strefie skrawania. To następnie minimalizuje transfer ciepła do narzędzia. Struga wysokociśnieniowa tworzy klin hydrauliczny pomiędzy narzędziem a przedmiotem obrabianym, penetrując strefę współpracy wiór-narzędzie z prędkością przekraczającą nawet tę wymaganą dla obróbki z wysokimi prędkościami, a ponadto modyfikuje warunki przepływu wióra [8]. Penetracja strefy kontaktu wiór-narzędzie strugą wysokoenergetyczną zmniejsza gradient temperatury i eliminuje zjawisko zacierania, zapewniając odpowiednie smarowanie w wymienionej strefie wraz ze znacznym zmniejszeniem tarcia.



Rys. 1. Schemat porównawczy chłodzenia zalewowego i wysokiego ciśnienia cieczy chłodząco-smarującej

2.3. STRATEGIE CHŁODZENIA STOSOWANE W OBRÓBCE SKRAWANIEM Z ZASTOSOWANIEM HPC

Technologia HPC (High Pressure Coolant) może być zastosowana na dwa główne sposoby: przez zewnętrzną dyszę lub poprzez wewnętrzne kanały w narzędziu. Chłodzenie zewnętrzne ze względu na niski koszt znajduje zastosowanie w przypadku starego oprzyrządowania. Może to być jednak trudne w przypadku obróbki wewnętrznej lub w operacjach odcinania (cięcia). Sharma i in. [13] przeprowadzili szerokie badania zastosowania HPC przez powierzchnię natarcia narzędzia. Niektórzy badacze wskazali na dogodność ukierunkowania strugi pod ciśnieniem w kierunku luki pomiędzy powierzchnią natarcia narzędzia, a wiórem w celu kontroli kształtu wióra.

Z drugiej strony poprzez chłodzenie od spodu struga bezpośrednio oddziaływuje na krawędź skrawającą (najwyższa temperatura). Stąd redukcja temperatury jest znacznie bardziej efektywna.

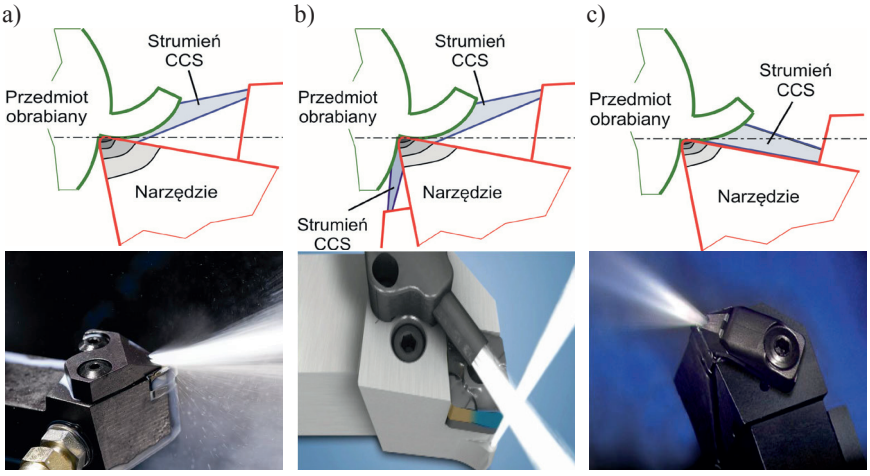
W zależności od mocy strugi i bocznego położenia punktu, w którym struga uderza w linię, w której wiór opuszcza powierzchnię natarcia, przepływ wióra może być kontrolowany, a łamanie wióra osiągane na materiale obrabianym, powierzchni przyłożenia płytki bądź uchwycie narzędzia wprost poniżej płytki. Nieodpowiednie nastawienie kierunku strugi i jej mocy może skutkować łamaniem wióra na powierzchni obrobionej, powodując jej uszkodzenie.

Oczywiście promień zaokrąglenia naroża i parametry skrawania wpływają na kierunek przepływu wióra, a ostrożna optymalizacja kierunku strugi, jej ciśnienia i wydatku objętościowego, z uwzględnieniem aktualnych parametrów skrawania, jest potrzebna.

Producenci narzędzi skrawających opracowali różne strategie chłodzenia stosowane w obróbce skrawaniem z zastosowaniem HPC. W tym zakresie można wyróżnić trzy podstawowe rozwiązania konstrukcyjne obejmujące:

– podawanie CCS pod wysokim ciśnieniem wyłącznie na powierzchnię natarcia (rys. 2a),
– podawanie CCS pod wysokim ciśnieniem jednocześnie na powierzchnię natarcia i przyłożenia (rys. 2b),
– podawanie CCS pod wysokim ciśnieniem do strefy skrawania stycznie do powierzchni natarcia (rys. 2c).

Działanie poszczególnych strategii korzystnie wpływa na proces skrawania jednak trudno jest dokonać jednoznacznego porównania ze względu na ograniczenia w zakresie wymienności wkładek ostrzowych oraz w niektórych przypadkach



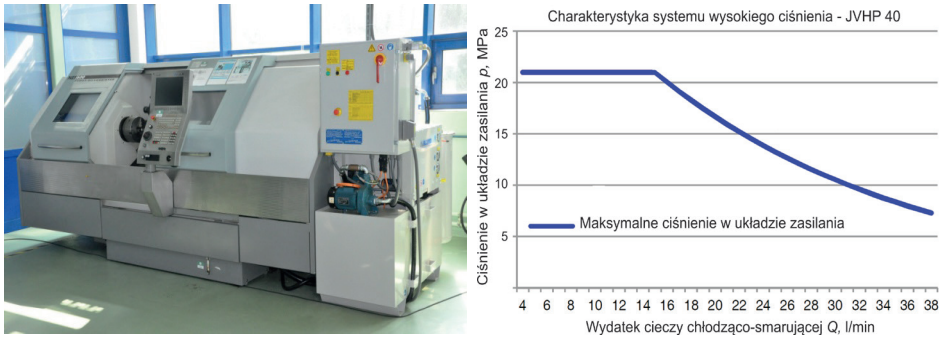
Rys. 2. Strategie podawania cieczy chłodząco-smarującej pod dużym ciśnieniem

optymalizacji geometrii wkładki pod kątem danego rozwiązania. W dalszej części artykułu zaprezentowano przykładowe wyniki badań doświadczalnych z zastosowaniem rozwiązania firmy Iscar umożliwiającego podawanie CCS pod wysokim ciśnieniem wyłącznie na powierzchnię natarcia.

3. BADANIA OBRÓBKI SKRAWANIEM STOPU TI-6AL-4V Z ZASTOSOWANIEM HPC

3.1. STANOWISKO I METODYKA BADAŃ

Badania prowadzono w Laboratorium Badań Materiałów dla Przemysłu Lotniczego Politechniki Rzeszowskiej za pomocą tokarki CNC DMG NEF600 wyposażonej w system podawania cieczy chłodząco smarującej pod dużym ciśnieniem. Urządzenie ChipBlaster umożliwia podawanie cieczy chłodząco smarującej pod ciśnieniem z zakresu 5-21 MPa oraz wydatkiem maksymalnie 40 l/min. Charakterystykę systemu pompowego przedstawiono na rys. 3.



Rys. 3. Stanowisko badawcze do podawania cieczy chłodząco-smarującej pod dużym ciśnieniem

W badaniach zastosowano następujące tory pomiarowe:
– składowych siły skrawania w procesie toczenia,
– zużycia ostrza skrawającego.

Tor pomiarowy składa się z siłomierza piezoelektrycznego Kistler 9257B – przymocowany za pomocą oprawki VDI do głowicy rewolwerowej umożliwia pomiar składowych siły całkowitej: skrawania (F_c), posuwowej (F_f) i odporowej (F_p). Sygnał z siłomierza jest wzmacniany przez wzmacniacz ładunku typu 5019B, a następnie transmitowany do komputera przez złącze PCMCIA za pomocą 12-bitowego przetwornika analogowo cyfrowego NI 6062E firmy National Instruments. Wizualizacja, przetwarzanie i zapisywanie sygnału odbywa się za pomocą systemu CutPro. Częstotliwość próbkowania sygnału ustalono na 500 Hz.

Pomiar zużycia wkładki ostrzowej wykonano za pomocą mikroskopu stereoskopowego z programem do cyfrowej analizy obrazu (kamera Nikon SMZ 1000 i oprogramowanie NIS Elements AR). Wartość wskaźnika zużycia VB_{Bmax} określano przy powiększeniu 20x i rozdzielczości 2560x1920.

Do badań zastosowano stop tytanu Ti-6Al-4V, który ma największy udział na rynku światowym spośród wszystkich stopów Ti. Mikrostruktura złożona jest z dwóch faz α i β [2]. Stop Ti-6Al-4V należy do stopów trudnoobrabialnych. Wytwarza się z niego elementy turbin silników lotniczych w szczególności dyski kompresorów oraz łopatki wentylatorów [6,14]. Mały współczynnik przewodności cieplnej ogranicza odprowadzanie ciepła ze strefy skrawania, które w 80% jest przejmowane przez materiał wkładki ostrzowej a w 20% przez wióry. Stwierdzono, że wartość temperatury naroża ostrza skrawającego przy toczeniu ze średnimi wartościami prędkości skrawania (ok. 50 m/min) wynosi ok. 900 °C [1,7,15]. Przy większej prędkości i niedostatecznym chłodzeniu jest często przyczyną samozapalenia się wiórów. Jako podstawową kinematykę przyjęto toczenie wzdłużne wałka o średnicy 50 mm, efektywna długość toczenia 150 mm.

Parametry skrawania przyjęto w oparciu o zalecenia przemysłowe i przeprowadzone próby technologiczne na etapie badań wstępnych. Ustalono następujące parametry:

- a_p – 0,25 mm,
- v_c – 170 m/min,
- f – 0,1 mm/obr,
- chłodzenie zalewowe „LP" – ciśnienie około 0,8 MPa
- chłodzenie przez narzędzie „ HP" – ciśnienie 8 MPa

Do badań dobrano narzędzia z wkładką ostrzową typu „V" wykonane z submikronowych węglików spiekanych, z powłoką osadzaną metodą PVD.

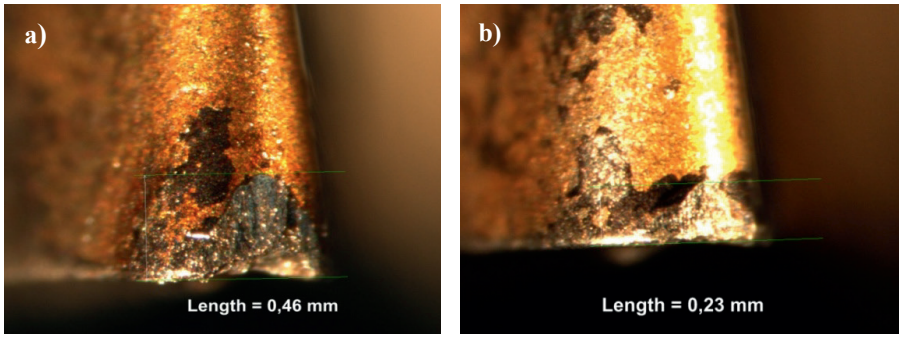
3.2. WYNIKI BADAŃ

Dominującym mechanizmem zużycia narzędzi z węglika wolframu podczas toczenia tytanu z wysokimi prędkościami skrawania jest rozpuszczanie i dyfuzja. Wysokie temperatury obróbki (które mogą przekraczać 1000°C (Ezugwu i Wang, 1997)), duże siły skrawania i reaktywność chemiczna tytanu tworzą idealne środowisko dla dyfuzji składników narzędzia do tytanowego wióra i, podobnie, wiązanie tytanu do narzędzia, który odrywany jest następnie przez przepływające wióry (tj. zużycie ścierne). Zużycie wkładek ostrzowych przyczynia się do zwiększenia powierzchni kontaktu naroża narzędzia skrawającego z materiałem obrabianego elementu, co ma bezpośredni wpływ na wzrost siły tarcia i ilości wydzielanej energii cieplnej w trakcie skrawania.

Toczenie narzędziami, dla których został przekroczony dopuszczalny wskaźnik zużycia wiąże się z przekroczeniem górnych zakresów tolerancji wymiarowej

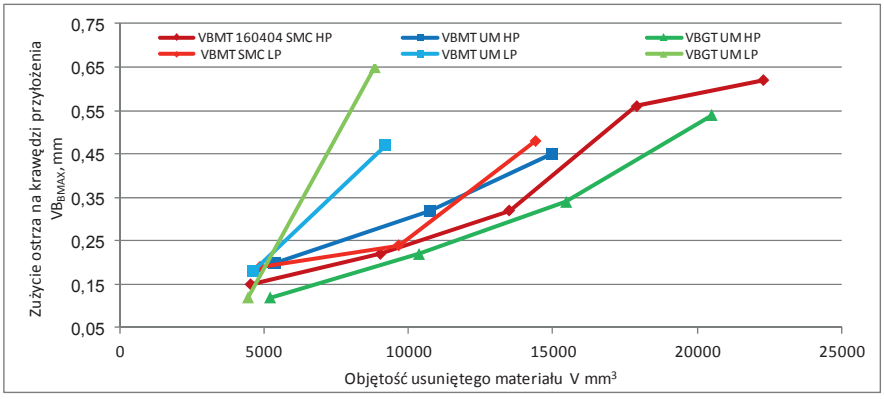
obrabianego elementu, pogorszeniem chropowatości oraz zmianą mikrostruktury warstwy wierzchniej włącznie z możliwością powstania „białej warstwy".

Dla badanej prędkości skrawania występują jasne dowody występowania obydwu tych zjawisk, nawet przy zastosowaniu zaawansowanych technologii chłodzenia. Oznacza to, że wysokie ciśnienie cieczy chłodząco smarującej nie było w stanie obniżyć temperatury skrawania w sposób wystarczający, aby zapobiec dyfuzji i ścieraniu, niemniej jednak zastosowanie tej technologii opóźniło tempo zużycia powiązanego z dyfuzją, co widać ze zwiększonej trwałości narzędzia (rys. 4).

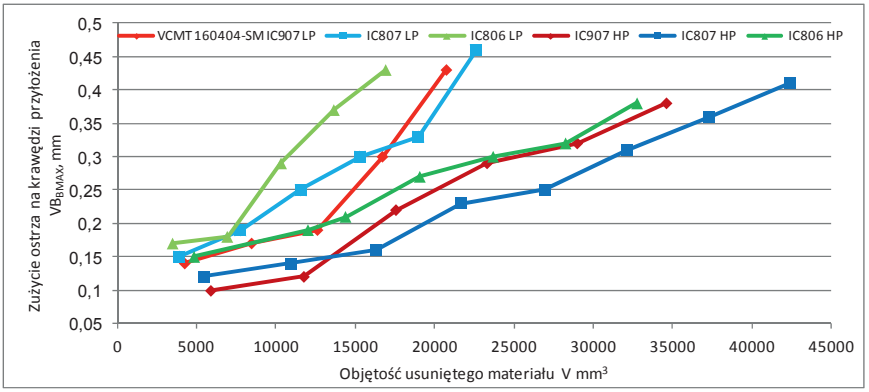


Rys. 4. Zużycie wkładki ostrzowej na powierzchni przyłożenia po procesie toczenia stopu Ti-6Al-4V z zastosowaniem a) chłodzenia zalewowego 0,8 MPa b) wysokiego ciśnienia cieczy chłodząco-smarującej 8 MPa

Podczas obróbki z zastosowaniem wysokiego ciśnienia cieczy chłodząco-smarującej osiągnięto ponad dwukrotny wzrost trwałości ostrza narzędzia skrawającego w porównaniu do obróbki z konwencjonalnym ciśnieniem chłodziwa (rys. 5, 6).

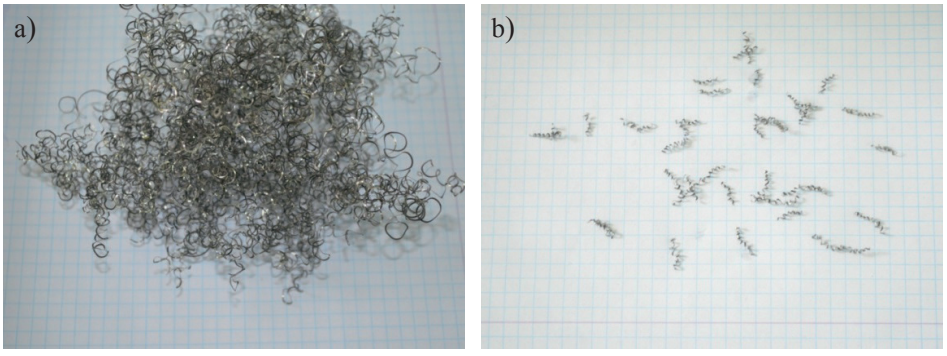


Rys. 5. Zależność zużycia ostrza na powierzchni przyłożenia VB_{Bmax} od objętości usuniętego materiału dla wybranych geometrii ostrza skrawającego oraz sposobu podawania cieczy chłodząco-smarującej (LP – chłodzenie zalewowe; HP – wysokie ciśnienie)



Rys. 6. Zależność zużycia ostrza na powierzchni przyłożenia VB_{Bmax} od objętości usuniętego materiału dla wybranych materiałów ostrza skrawającego oraz sposobu podawania cieczy chłodząco-smarującej (LP – chłodzenie zalewowe; HP – wysokie ciśnienie)

Podczas obróbki stopów tytanu wióra uzyskane przy konwencjonalnym środowisku chłodzącym prowadziły do zaplątywania nawet dla krótkich interwałów obróbkowych od 30s do 1 min., prowadząc do ograniczonych warunków chłodzenia strefy skrawania przez chłodziwo. Z drugiej strony wióra łamane uzyskane dla środowiska chłodzenia wysokociśnieniowego nie powodowały zaplątywania wióra i pozwalały na lepszą zdolność penetracyjną chłodziwa do poślizgowej lub sprężystej strefy obszaru współpracy wiór-narzędzie. Szybkie odprowadzanie wióra poprzez mechaniczne łamanie przyczynia się do zmniejszenia temperatury w strefie kontaktowej. Pozwala również na utrzymywanie wióra z dala od powierzchni natarcia narzędzia i stąd wywołuje efekt samoistnego łamania, co uwidacznia się powstawaniem wiórów o małych rozmiarach (rys. 7).



Rys. 7. Kształt wiórów po procesie toczenia stopu Ti-6Al-4V z zastosowaniem a) chłodzenia zalewowego 0,8 MPa b) wysokiego ciśnienia cieczy chłodząco smarującej 8 MPa

4. PODSUMOWANIE

Uzyskanie wyniki pokazują przykład zwiększenia efektywności wytwarzania przy toczeniu wykończeniowym stopu Ti-6Al-4V przez zastosowania wysokiego ciśnienia cieczy chłodząco smarującej. Zwiększenie trwałości ostrza stanowi wymierną korzyść w postaci obniżenia kosztów narzędziowych lub zwiększenia wydajności obróbki (poprzez podniesienia prędkości skrawania). Również kształt wiórów umożliwiający właściwą ich ewakuację ze strefy obróbki jak również obrabiarki jest obecnie priorytetem w zautomatyzowanym wytwarzaniu.

Przedstawione wyniki przedstawiają złożony charakter procesu obróbki skrawaniem z zastosowaniem HPC i potwierdzają zasadność podejmowania badań w przedmiotowym zakresie. Z uwagi na przeznaczenie części wytwarzanych ze stopów tytanu szczególnie istotne będą tutaj badania wpływu takiej technologii na stan technologicznej warstwy wierzchniej.

LITERATURA

[1] BOJAR Z., W. PRZETAKIEWICZ: *Materiały metalowe z udziałem faz międzymetalicznych*, Bel Studio, Warszawa 2006 .

[2] BYLICA A, SIENIAWSKI J.: *Tytan i jego stopy,* PWN, Warszawa 1985.

[3] EZUGWU E.O. WANG,Z.M.,*Titanium alloys and their machinability a review*, Journal of Material Processing Technology 68(1997), p.262–274.

[4] KAMINSKI J., ALVELID B., *Temperature reduction In the cutting zone In water-jet assisted turning*, Journal of Materials ProcessingTechnology106(2000) 68–73.

[5] KOVACEVIC R., CHERUKUTHOTA C., MAZURKIEWICZ M., *High pressure water-jet cooling/lubrication to improve machining efficiency In milling*, International Journal of Machine Tool and Manufacture 35(10)(1995)1459–1473.

[6] KUBIAK K.: *Technologiczna plastyczność dwufazowych stopów tytanu odkształcanych na gorąco*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2004.

[7] LEYENS CH., PETERS M.: *Titanium and Titanium Alloys*, Wiley-VCH Verlag Gmbh, Weinheim, 2003.

[8] MAZURKIEWICZ M., KABULA Z., CHOW J., *Metal machining with high pressure water jet cooling assistance a New possibility*, Journal of Engineering for Industry, Transactions of ASME111(1989), p.7–12.

[9] MYERS J.R., BOMBERGER H.B., FROES F.H., MATER J.. 36 (10)(1984), p. 5- 60.

[10] NAGPAL B.K., SHARMA C.S., *Cutting fluids performance, Part-1optimisation of pressure for hi-jet metod of cutting fluid application*, Journal of Engineering for Industry, Transactions of ASME (1973), p. 881–889.

[11] OCZOŚ K.E.: *Kształtowanie ubytkowe tytanu I jego stopów w przemyśle lotniczym i technice medycznej*. Mechanik, 8-9(2008), 639-656.

[12] PIGOTT R.J.S., COLWEL A.T., *Hi-Jet system for increasing tool life*, SAE Quarterly Transactions 6 (3) (1952) 547–566.

[13] SHARMA C.S., RICE W.B., SALMON R., *Some effects of injecting cutting fluids directly in to thec hip–tool interface*, Journal of Engineering for Industry, Transactions of ASME(1971)441–444.

[14] SIENIAWSKI J.: Kryteria I sposoby oceny materiałów na element lotniczych silników turbinowych. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 1995.
[15] VENUGOPAL K.A., PAUL S., CHATTOPADHYAY A.B.: Growth of tool wear in turning of Ti-6Al-4V alloy under cryogenic cooling, Wear 262 (2007), p.1071–1078.

TOOLS AND COOLING STRATEGIES APPLIED IN HPC MACHINING

This paper presents cooling strategies in hard to cut materials machining including the application of high pressure coolant (HPC). Typical constructions applied in high pressure coolant technology were described. The preliminary experimental results of Ti-6Al-4V finish turning using HPC were also presented. The comparison of tool wear after machining with conventional coolant and high pressure coolant was made.

Key words: machining**,** tool wear, Ti-6Al-4V alloy, coolant

WYBRANE PROBLEMY EKSPLOATACYJNE MECHANICZNYCH SYSTEMÓW MOCOWANIA NARZĘDZI SKRAWAJĄCYCH

Zbigniew NOWAKOWSKI[1]

1. WPROWADZENIE

Uchwyty narzędziowe stanowią podstawową grupę oprzyrządowania wrzecion obrabiarek (frezarek, centrów obróbczych etc).W ostatnich latach obserwujemy ciągły rozwój i postęp w konstrukcjach uchwytów narzędziowych, a w szczególności oprawek do narzędzi trzpieniowych z chwytem walcowym [5, 6, 18]. Nowoczesne oprawki narzędziowe, stanowiące interfejs pomiędzy narzędziem a wrzecionem obrabiarki, są bardzo istotnym elementem w procesie skrawania. W znacznym stopniu wpływają na przebieg poszczególnych operacji technologicznych oraz uzyskiwane efekty technologiczne (chropowatość powierzchni, dokładność wykonania, trwałość narzędzia…) [5, 7-11, 13-14, 17].

Podstawowym zadaniem oprawek narzędziowych jest precyzyjne trzymanie chwytu narzędzia z siłą, która uniemożliwi jego ruch obrotowy oraz poosiowy w trakcie procesu skrawania. Siła zacisku oraz precyzja oprawki jest uzależniona od jej konstrukcji i dobierana w zależności od potrzeb użytkownika. Ze względu na sposób realizacji zacisku narzędzia, oprawki dla narzędzi z chwytem walcowym dzielimy na: mechaniczne, hydrauliczne, hydro-mechaniczne oraz skurczowe [8].

Najliczniejszą grupę uchwytów narzędziowych jeśli chodzi o różnorodność oferowanych rozwiązań stanowią oprawki mechaniczne na stożkowe tulejki zaciskowe (rozprężne). Różnorodność ta wynika między innymi z dużej wszechstronności zastosowań tych uchwytów oraz stosunkowo niskich kosztów eksploatacji. Przyczyniło się to do rozwoju konstrukcji podstawowych elementów oprawek takich jak: korpus, tulejka i nakrętka [2-3, 19]. Zmiany w konstrukcji oprawek mają na celu poprawę właściwości fizycznych takich jak: sztywność, siła mocowania, bicie, możliwości tłumienia drgań [19], które to bezpośrednio przekładają się na zwiększenie trwałości narzędzia [11, 14-15, 17].

[1] Instytut Technologii Mechanicznej Politechniki Poznańskiej, ul. Piotrowo 3, 60-965 Poznań.

2. CEL, ZAKRES, WARUNKI I TECHNIKA BADAŃ

Celem przeprowadzonych badań było porównanie właściwości eksploatacyjnych czterech mechanicznych systemów mocowania narzędzi trzpieniowych z chwytem walcowym, podczas frezowania stali X40CrMoV51 narzędziami z monolitu węglika spiekanego. Jako wskaźniki oceny cech eksploatacyjnych przyjęto chropowatość powierzchni obrobionej oraz wartość przyspieszeń drgań.

Próbki do badań wykonano ze stali X40CrMoV51 o nazwie handlowej Orvar Supreme. Jest to stal narzędziowa do pracy na gorąco, której odpowiedniki wg PN to WCLV, a wg DIN to 1.2344. Próbki poddano obróbce cieplnej, po której twardość ich wynosiła około 48-49 HRC.

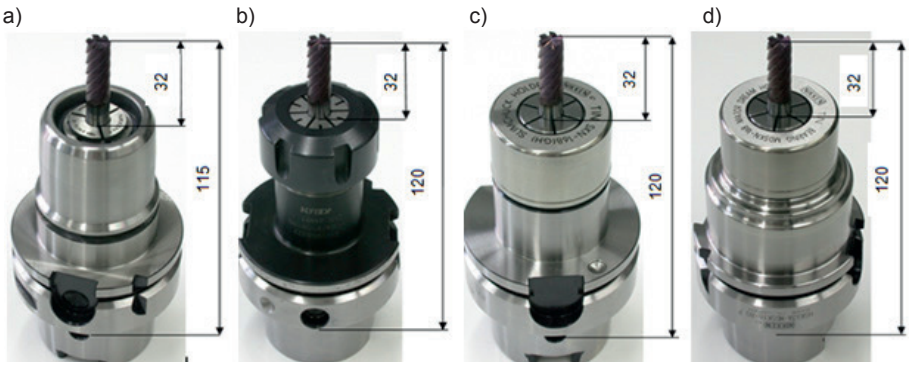
W badaniach zastosowano frezy trzpieniowe VFMDD0800 firmy Mitsubishi z ultradrobnoziarnistego węglika MF10 (wielkość ziarna <0,6 μm), powlekanego jednofazową, nanokrystaliczną powłoką Impact Miracle. W tabeli 1. przedstawiono parametry geometryczne frezów stosowanych w badaniach [20].

Tabela 1. Parametry geometryczne frezów VFMDD0800 firmy Mitsubishi [20]

Średnica nominalna d [mm]	Długość całkowita l_1 [mm]	Długość części roboczej l_2 [mm]	Liczba ostrzy z	Kąt λ_s [deg]	Powłoka	Zakres pracy
8	75	20	6	45	Impact Miracle (Al,Ti,Si)N	<55HRC

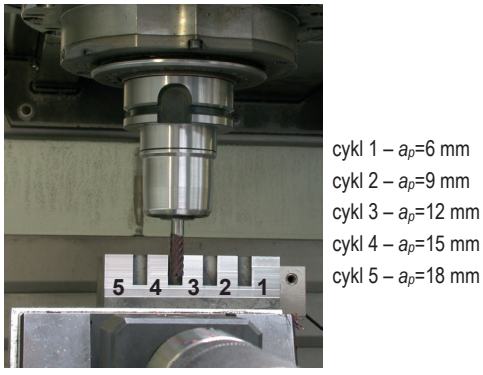
Do badań wytypowano cztery nowe, mechaniczne oprawki (rys. 1) o zbliżonej długości ze złączem obrabiarkowym HSK-A63:

a) oprawkę *Multi Lock* firmy Nikken (rys. 1a) posiadającą wewnętrzny mechanizm wałeczkowy umieszczony na stożkowej powierzchni o małej zbieżności. Po wałeczkach przemieszcza się względem korpusu nakrętka powodując odkształcenia sprężyste oprawki i zacisk narzędzia. W trakcie badań do mocowania trzpienia w oprawce zastosowano tulejkę redukcyjną Ø16/Ø8;
b) oprawkę *ER25* firmy Kelch (rys. 1b) posiadającą rozprężne tulejki stożkowe ER25 o kącie pochylenia 16°. W trakcie badań do mocowania trzpienia w oprawce ER25 użyto tulejki ER25/Ø8;
c) oprawkę *Slim Chuck* firmy Nikken (rys. 1c) posiadającą rozprężne tulejki stożkowe SK16 o kącie pochylenia 8°. Wciskanie tulejki realizowane jest nakrętką ze specjalnym pierścieniem typu TiN [9, 19]. W trakcie badań do mocowania trzpienia w oprawce Slim Chuck użyto tulejki SK16-8A;
d) oprawkę *Major Dream Slim Chuck* firmy Nikken (rys. 1d) posiadającą identyczny jak w oprawce Slim Chuck sposób mocowania narzędzia. W stosunku do oprawki Slim Chuck, oprawka Major Dream Slim Chuck ma wbudowany tłumik drgań w postaci sprężystej stożkowej tulei. Położenie osiowe tulei regulowane jest za pomocą sprężyn talerzowych.



Rys. 1. Systemy mocowania narzędzi zastosowane w badaniach: a) oprawka łożyskowa Multi Lock [19], b) oprawka z tulejkami rozprężnymi typu ER25 [18], c) oprawka z tulejkami rozprężnymi Slim Chuck [19], d) oprawka z tulejkami rozprężnymi i tłumikiem drgań Major Dream [19]

Badania przeprowadzono na pięcioosiowym centrum frezarskim *DMU 60 mono BLOCK* f-my DMG Polska wyposażonym w złącze obrabiarkowe typu HSK--A63. Frezowanie polegało na wykonaniu przy użyciu każdej z oprawek, pięciu cykli frezowania. Każdy cykl frezowania przeprowadzono z różną głębokością skrawania (rys. 2). W każdej z badanych oprawek stosowano nowy frez. Próbkę mocowano w imadle maszynowym osadzonym na stole obrabiarki. W tabeli 2 przedstawiono parametry skrawania zastosowane w badaniach.



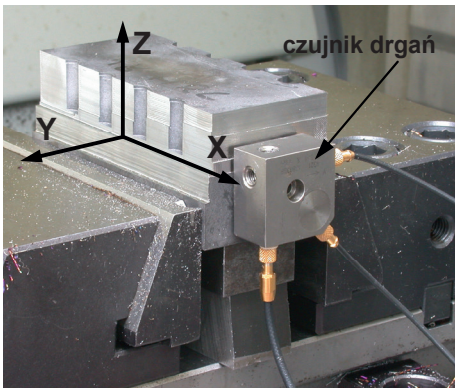
Rys. 2. Próbka z oznaczonymi powierzchniami poszczególnych cykli frezowania

Do pomiaru chropowatości powierzchni zastosowano profilografometr Hommel Tester T500E współpracujący z systemem TurboData Win. Pomiary przeprowadzono na odcinku elementarnym l_w= 0,8 mm i pomiarowym l_n= 4,8 mm. Dla każdej powierzchni wykonano po sześć powtórzeń pomiarów. Jako wskaźnik oceny chropowatości powierzchni przyjęto parametry *Ra* i *Rz* (wg PN-EN ISO 4287:1999). Do analizy przyjęto średnie wartości z wszystkich powtórzeń.

Tabela 2. Parametry skrawania zastosowane w badaniach

v_c [m/min]	n [obr/min]	f_z [mm/ostrze]	f [mm/obr]	v_f [mm/min]	a_e [mm]	a_p [mm]
250	10000	0,04	0,24	2400	0,4	6, 9, 12, 15, 18

Do pomiaru przyspieszenia drgań zastosowano tor pomiarowy wyposażony w trójskładowy piezoelektryczny czujnik przyspieszeń drgań f-my Brüel&Kjaer. Jako miary przyspieszeń drgań przyjęto wartość średniokwadratową sygnału (RMS) w kierunku posuwowym $A_{f\,\mathrm{RMS}}$ (kierunek X), posuwowym normalnym $A_{fN\,\mathrm{RMS}}$ (kierunek Y) i odporowym $A_{p\,\mathrm{RMS}}$ (kierunek Z). Układ przyjętych kierunków przedstawiono na rysunku 3.



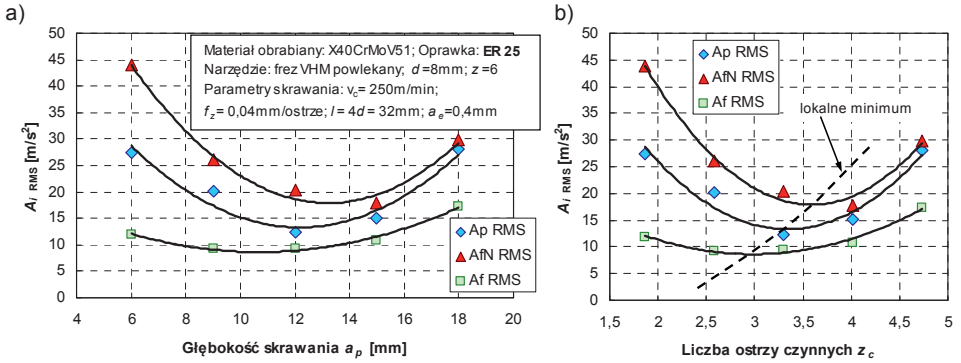
Rys. 3. Miejsce zamocowania czujnika drgań oraz przyjęty w badaniach układ współrzędnych

3. WYNIKI BADAŃ I ICH ANALIZA

Modyfikacje konstrukcyjne zastosowane w badanych oprawkach (Slim Chuck, Major Dream) takie jak: mniejszy kąt pochylenia tulejki, pierścień pozycjonujący, bezrowkowa nakrętka, tłumik drgań, mają wg założeń ich konstruktorów wpłynąć na poprawę właściwości fizycznych takich jak: sztywność, siła mocowania, bicie i możliwości tłumienia drgań. Wyniki badań porównawczych klasycznej i zmodyfikowanych konstrukcyjnie oprawek (Slim Chuck, Major Dream) w aspekcie ww. parametrów przedstawiono w pracach [9-10].

Efektem zmian właściwości fizycznych oprawek powinna być poprawa cech eksploatacyjnych: m.in. zwiększenie dokładności wykonania i trwałości narzędzi oraz zmniejszenie chropowatości powierzchni obrobionej. W celu zasymulowania różnego obciążenia narzędzia, badania przeprowadzono w szerokim zakresie głębokości skrawania. Na rysunku 4 przedstawiono przebieg zmian wartości RMS przyspieszeń drgań zarejestrowanych podczas frezowania, narzędziem zamocowanym w oprawce ER25. Analizując przebiegi w funkcji głębokości skrawania

(rys. 4a) widać niemonotoniczny charakter funkcji z lokalnym minimum w zakresie $a_p \approx$11-14 mm. Wraz ze wzrostem głębokości skrawania rośnie liczba czynnych ostrzy skrawających (rys. 4b), a to przyczynia się do wzrostu równomierności obciążenia narzędzia i lokalnego zmniejszenia wartości RMS przyspieszeń drgań. Liczba czynnych ostrzy skrawających dla których $A_{i\,\mathrm{RMS}}$ osiąga minimum jest różna, przy czym największa dla kierunku posuwowego normalnego (rys. 4a). Podobny charakter funkcji $A_{i\,\mathrm{RMS}} = \mathrm{f}(a_p)$ obserwujemy dla pozostałych badanych oprawek.

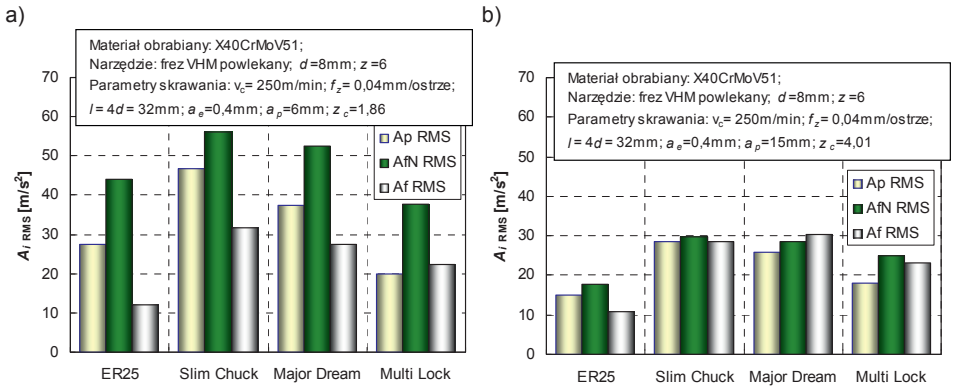


Rys. 4. Przebieg zmian wartości RMS przyspieszeń drgań zarejestrowanych podczas frezowania stali X40CrMoV51 narzędziem zamocowanym w oprawce ER25, w kierunku posuwowym, posuwowym normalnym i odporowym: a) w funkcji głębokości skrawania, b) w funkcji liczby ostrzy czynnych

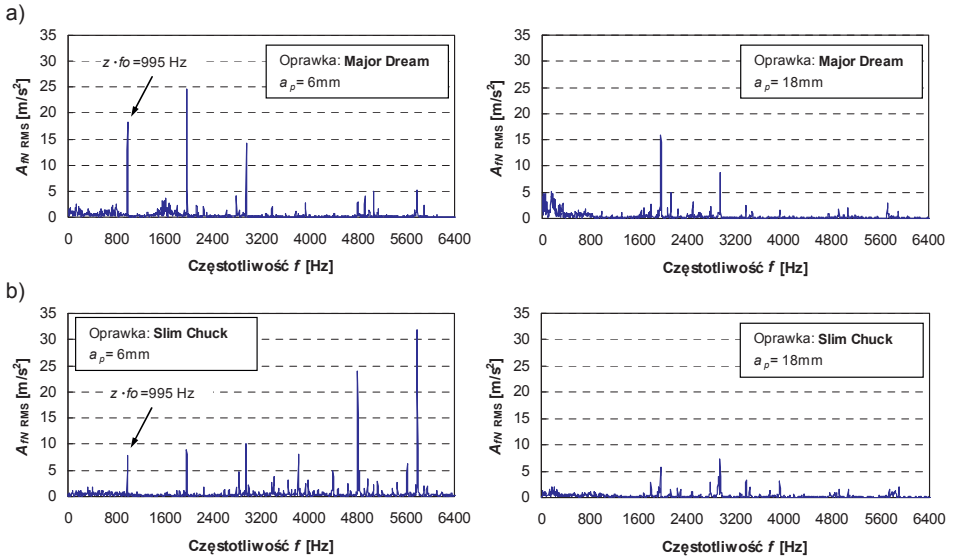
Na rysunku 5 przedstawiono porównanie zmian wartości RMS przyspieszeń drgań zarejestrowanych podczas frezowania stali X40CrMoV51 narzędziem zamocowanym w różnych oprawkach. Największą wartość przyspieszeń drgań zarejestrowano dla kierunku posuwowego normalnego. Jednak podczas frezowania z większą liczbą czynnych ostrzy skrawających, różnica wartości A_{RMS} dla poszczególnych kierunków jest zdecydowanie mniejsza (rys. 5a).

Z badań przedstawionych w pracy [9] wynika, że zastosowany w oprawce Major Dream tłumik drgań, korzystnie wpływa na właściwości tłumiące drgania. Równie dobre właściwości tłumiące wykazała oprawka Slim Chuck. Przedstawione na rysunku 5 wyniki badań eksploatacyjnych nie potwierdzają opisanych w pracy [9] spostrzeżeń. Przyczynę tych rozbieżności upatruje się w relatywnie krótkiej drodze frezowania l_f = 12 mm, co w konsekwencji zastosowanej w badaniach prędkości posuwu daje nam czas skrawania t_s = 0,3 s. Konieczną staje się weryfikacja przeprowadzonych badań dla dłuższego czasu skrawania.

Na rysunku 6 przedstawiono przykładowe widma częstotliwościowe sygnału RMS przyspieszeń drgań w kierunku posuwowym normalnym. Podstawowe składowe częstotliwościowe zaobserwowane na charakterystyce amplitudowo-częstotliwościowej związane są bezpośrednio z kinematyką procesu. Pierwsza składowa zaznaczona na wykresie dla a_p = 6 mm, wynika z częstotliwości podstawowej (od



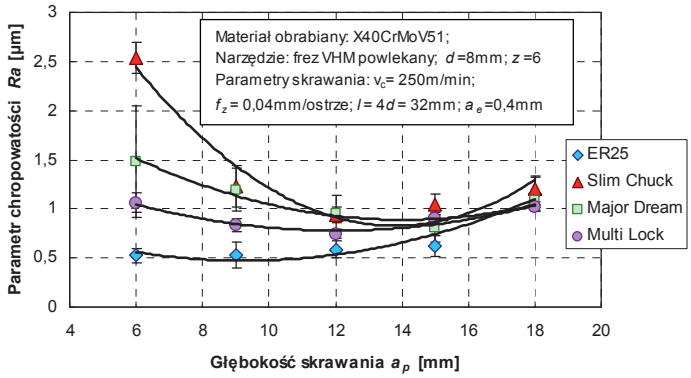
Rys. 5. Porównanie wartości RMS przyspieszeń drgań w kierunku posuwowym, posuwowym normalnym i odporowym, zarejestrowanych podczas frezowania stali X40CrMoV51 narzędziem zamocowanym w różnych oprawkach: a) z a_p = 6 mm, z_c = 1,86, b) z a_p = 15 mm, z_c = 4,01



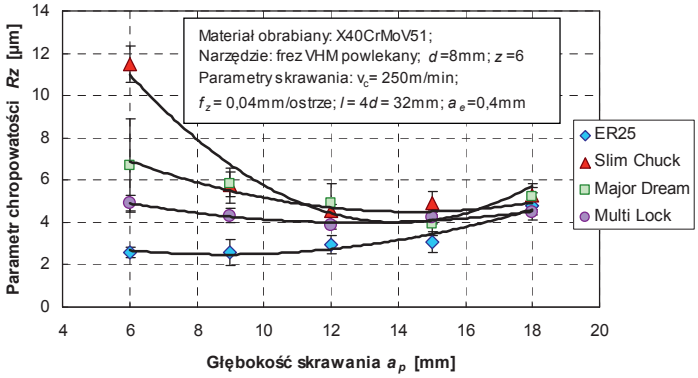
Rys. 6. Przykładowe widma częstotliwościowe sygnału RMS przyspieszeń drgań w kierunku posuwowym normalnym: a) oprawka Major Dream, b) oprawka Slim Chuck

obrotów) zwielokrotnionej liczbą ostrzy (bicie narzędzia). Relacje wartości amplitud pierwszej składowej dla poszczególnych oprawek są zbieżne z wynikami bicia przedstawionymi w pracy [9].

Bezpośrednim odbiciem stabilności pracy narzędzia w procesie skrawania jest chropowatość powierzchni obrobionej. Na rysunku 7 przedstawiono zmiany parametru *Ra* chropowatości powierzchni obrobionej w funkcji głębokości skrawania po frezowaniu stali X40CrMoV51 frezem zamocowanym w badanych oprawkach.



Rys. 7. Zmiany parametru *Ra* chropowatości powierzchni obrobionej w funkcji głębokości skrawania po frezowaniu stali X40CrMoV51 frezem zamocowanym w różnych oprawkach



Rys. 8. Zmiany parametru *Rz* chropowatości powierzchni obrobionej w funkcji głębokości skrawania po frezowaniu stali X40CrMoV51 frezem zamocowanym w różnych oprawkach

Analiza zmian chropowatości powierzchni potwierdza zaobserwowane wyniki badań przyspieszeń drgań. Funkcje $R = f(a_p)$ charakteryzuje niemonotoniczny przebieg z lokalnym minimum. Na uwagę zasługuje fakt, że w zakresie $a_p \geq 15$ mm ($z_c = 4{,}01\text{-}4{,}73$) nie zaobserwowano różnic w chropowatości powierzchni pomiędzy badanymi obiektami. Podobne relacje zaobserwowano dla parametru *Rz* chropowatości powierzchni obrobionej (rys. 8).

4. WNIOSKI KOŃCOWE

Badania eksploatacyjne mechanicznych systemów mocowania narzędzi nie potwierdziły skuteczności modyfikacji konstrukcyjnych stosowanych w oprawkach Major Dream i Slim Chuck w zakresie właściwości tłumiących drgania.

Przyczynę rozbieżności uzyskanych wyników w stosunku do badań przedstawionych w pracy [9] upatruje się w bardzo krótkich czasach skrawania poszczególnych przejść narzędzia. Koniecznym staje się weryfikacja przeprowadzonych badań dla dłuższych czasów skrawania. Jednocześnie można stwierdzić, że skuteczność zastosowanego w oprawce Major Dream tłumika jest ograniczona m.in. ze względu na krótkie czasy skrawania.

LITERATURA

[1] AGAPIOU J., RIVIN E.I., XIE C., *Toolholder/spindle interfaces for CNC machine tools*, Annals of the CIRP, vol. 44/1/1995, s. 383-386.

[2] BAIER S., Part II: *Spindles and Their Relationship to High-Speed Toolholders*, Mold Making Technology, 9/1/2003.

[3] HANSEN P., *High-Speed Collet Toolholder Or Shrink-Fit Tooling,* Mold Making Technology, 4/1/2006.

[4] HIJINK J.A.W., WOLF A.C.H., *Measurements on the Dynamic Behavior of Modular Milling Tools,* Annals of The CIRP, vol.41/1/1992, s. 113-116.

[5] KEITH J., *How to Choose the Right Toolholder,* Mold Making Technology, 12/1/2007.

[6] KENNEDY B., *Demand grows for application-specific toolholders,* Cutting Tool Engineering, 06.2006 / vol. 58 / nr 6.

[7] MAURI E., ENDO H., HASHIMOTO M., KATO S., TSUJI A., *Joining Characteristics of a Tapered Coupling Joint*, JSME International Journal, Series C, vol. 40, no. 4, 1997, s. 759-767.

[8] NIEDZIELA K., *Właściwości mechanicznych oprawek narzędzi skrawających*, Praca dyplomowa inżynierska, Politechnika Poznańska, Wydział Budowy Maszyn, promotor Z. Nowakowski, Poznań 2012.

[9] NOWAKOWSKI Z., *Mechaniczne systemy mocowania trzpieniowych narzędzi skrawających*. Mechanik, nr 8-9/2012, s.661-663, ver. na CD.

[10] NOWAKOWSKI Z., *Niektóre aspekty konstrukcyjne i eksploatacyjne systemów mocowania trzpieniowych narzędzi skrawających*, Materiały z badań statutowych 22-802/11/DS (praca niepublikowana).

[11] NOWAKOWSKI Z., *Systemy mocowania narzędzi trzpieniowych z chwytem walcowym*, [w:] Obróbka Skrawaniem. Współczesne Problemy, 4, pod red. B. Kruszyńskiego, Politechnika Łódzka, Wydział Mechaniczny, Łódź 2010, s. 191-199.

[12] NOWAKOWSKI Z., ŚLIMAK K., *Wpływ stanu połączenia obrabiarka – narzędzie na dokładność i strukturę geometryczną powierzchni frezowanych*, Materiały z badań statutowych 22-439/07/DS (praca niepublikowana).

[13] NOWAKOWSKI Z., ŚLIMAK K., *Analiza systemów mocowania narzędzi trzpieniowych z chwytem walcowym*, Materiały z badań statutowych 22-564/09/DS (praca niepublikowana).

[14] RENNERT P., *Analiza systemów mocowania narzędzi trzpieniowych z chwytem walcowym,* Praca dyplomowa magisterska, Politechnika Poznańska, Wydział Budowy Maszyn, promotor Z. Nowakowski, Poznań 2009.

[15] RIVIN E.I., *Tooling structure: Interface between cutting edge and machine tool*, Annals of the CIRP, vol. 49/2/2000, s. 591-634.

[16] RIVIN E.I., *Trends in Tooling for CNC Machine Tools: Machine System Stiffness, Stiffness and Damping in Mechanical Design* (Reprinted from ASME Manufacturing Review, vol. 4, 1991), published in 1991 by CRC Press, Taylor & Francis Group.

[17] STEPHENSON D.A., AGAPIOU J.S., *Metal Cutting Theory and Practice* - Second Edition, published in 2006 by CRC Press, Taylor & Francis Group.
[18] Materiały techniczno-informacyjne f-my Kelch, www.kelch.de.
[19] Materiały techniczno-informacyjne f-my Nikken, www.nikken-world.com, www.lyndexnikken.com.
[20] Katalog firmy Mitsubishi Materials, C004P 2010-2011.

SELECTED EXPLOITATIVE PROBLEMS OF MECHANICAL TOOLS CLAMPING SYSTEMS

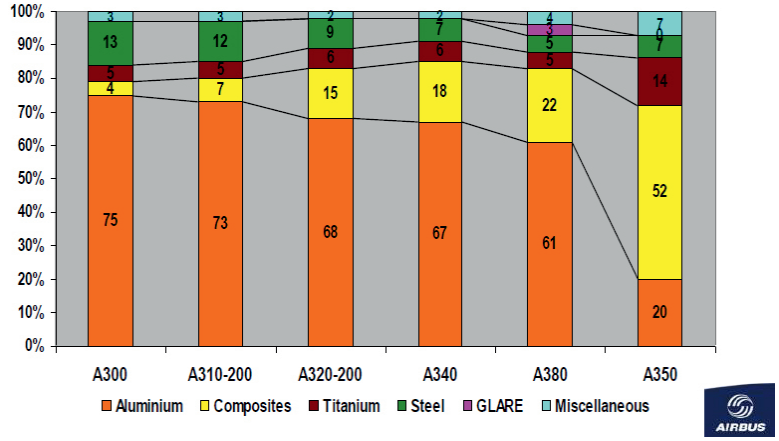
In this paper, the comparison of various mechanical collets construction for the tools with the cylindrical shank, equipped with popular adapter sleeves was presented. The comparison was made including the damping of vibrations generated during the milling of X40CrMoV51 steel and the surface roughness. This work is the continuation of the report presented during the proceedings of the VI Szkoła Obróbki Skrawaniem.

Key words: tooling, mechanical collets, surface roughness, vibrations

NOWOCZESNA OBRÓBKA MECHANICZNA ALUMINIOWYCH, CIENKOŚCIENNYCH CZĘŚCI LOTNICZYCH NARZĘDZIAMI FIRMY SGS SOLID CARBIDE TOOLS

Marcin OSIECZKO[1]

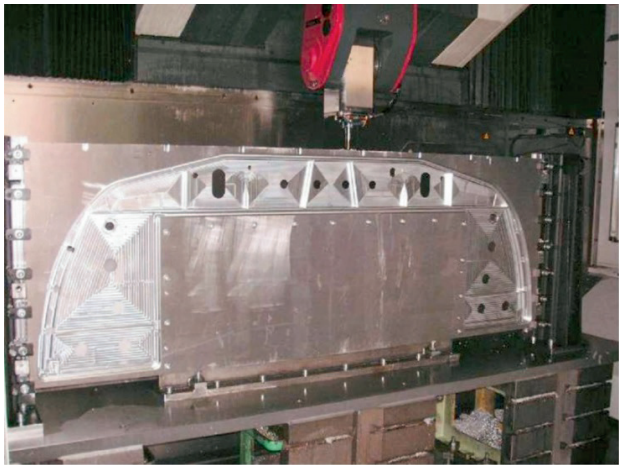
Aluminium i jego stopy ze względu na posiadane właściwości mechaniczne, plastyczne i technologiczne są materiałami dominującym w konstrukcji samolotów. Firmy produkujące statki powietrzne prześcigają się w obniżaniu ich całkowitej masy mającej decydujące znaczenie w późniejszych kosztach eksploatacji samolotu. Pomimo intensywnego wykorzystywania materiałów kompozytowych w konstrukcji nowoczesnych statków powietrznych stopy aluminium wciąż stanowią w nich duży udział. Procentowy podział materiałów zastosowanych w budowie różnych typów samolotów na przykładzie firmy Airbus pokazany został na rys. 1 [4].



Rys. 1. Procentowy udział materiałów zastosowanych w budowie samolotów na przykładzie firmy Airbus

[1] Centrum Techniki MACRO Sp. z o.o., ul. Klonowa 24, 62-002 Suchy Las.

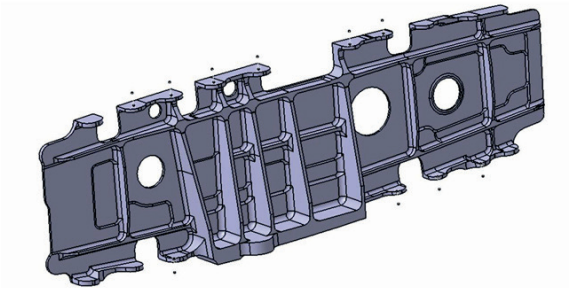
Cechą charakterystyczną części lotniczych wykonanych ze stopów aluminium jest ich lekkość przy zachowaniu właściwej sztywności i wytrzymałości. Nowoczesne technologie wytwarzania umożliwiają produkcję poszczególnych podzespołów samolotu jako jednolitej konstrukcji bez dodatkowych elementów składowych łączonych ze sobą w dodatkowych, czasochłonnych procesach np. nitowania [3]. Dźwigary, podłużnice, wręgi to najbardziej znane elementy cienkościenne wykonywane ze stopów aluminium wchodzące w skład konstrukcji nowoczesnych statków powietrznych. Nowoczesne obrabiarki sterowane numerycznie pozwalają na kompleksowe wykonywane tego typu części w jednym zamocowaniu z jednolitego bloku aluminium. Cechą charakterystyczną w procesie wytwarzania detali cienkościennych jest to, iż nawet do 95% [2] materiału usuwana jest w procesie obróbki mechanicznej a masa wyrobu finalnego to niekiedy 5-10% masy półfabrykatu. Przykład detalu typu wręga wykonywanej z jednolitej płyty stopu aluminium pokazany jest na rys. 2 [1].



Rys. 2. Przykład detalu typu wręga wykonywanej z jednolitej płyty stopu aluminium

Elementy typu dźwigary, podłużnice, wręgi to z reguły elementy o strukturze kieszeniowej zawierające cienkie lub bardzo cienkie ścianki/dna nawet o grubości nie przekraczającej 1mm. Niewielkie grubości ścianek, ilość materiału do usunięcia, stosunek długości detalu do jego szerokości powodujący problem z odkształceniami się części po obróbce mechanicznej. Czas obróbki i koszty wytwarzania to jedne z podstawowych problemów z którymi zmagają się firmy produkujące komponenty lotnicze. Przykład detalu cienkościennego o zróżnicowanym stosunku długości do szerokości zastosowanego w samolocie Airbus A320 pokazano na rys. 3.

Amerykańska firma SGS Solid Carbide Tool będąca producentem monolitycznych narzędzi skrawających z węglików spiekanych podjęła wyzwanie stworzenia narzędzia umożliwiającego wysokowydajną obróbkę stopów aluminium.



Rys. 3. Przykład detalu cienkościennego o zróżnicowanym stosunku długości do szerokości zastosowanego w samolocie Airbus A320

Inżynierowie z europejskiego oddział firmy SGS mającej swoją siedzibę w Wielkiej Brytanii przy współpracy z największymi światowymi producentami części lotniczych jak: Magellan Aerospace, British Aerospace Company, Airbus, KAI (Korean Aerospace Industry), Changdu Aircraft Company wytypowali warunki jakie musi spełniać narzędzie. Przyjęto założenie zaprojektowania dwóch typów geometrii osobno dla obróbki zgrubnej i wykańczającej.

Wymagania przyjęte dla narzędzia zgrubnego:
- wysoka ilość usuwanego materiału w jednostce czasu,
- geometria antywibracyjna,
- wysoka trwałość ostrza,
- możliwość zastosowania powłoki,
- chłodzenie przez wrzeciono,
- skrócenie czasu zagłębiania.

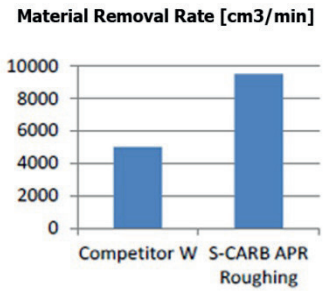
Wymagania przyjęte dla narzędzia wykańczającego:
- geometria umożliwiająca obróbkę cienkich ścianek w jednym przejściu,
- geometria antywibracyjna,
- wysoka trwałość ostrza,
- chłodzenie przez wrzeciono.

Firma SGS Solid Carbide Tool posiada wieloletnie doświadczenie w produkcji pełnowęglikowych narzędzi skrawających. Jako pierwsza firma na Świecie w 2000 roku stworzyła i opatentowała narzędzie Z-CARB AP z geometrią antywibracyjną charakteryzującą się trój-zmienną nierównomierną podziałką ostrza, zmiennym kątem spirali i zmiennym kątem natarcia stając się liderem w dziedzinie obróbki materiałów trudnoobrabialnych. Podczas pracy nad geometrią freza do obróbki aluminium sięgnięto po zastosowane w frezie Z-CARB AP rozwiązania i stworzono innowacyjną geometrię do obróbki zgrubnej S-CARB AP-R (z ang. R-rough) oraz geometrię do obróbki wykańczającej S-CARB AP-F (z ang. F-finish).

Frez S-CARB APR został specjalnie opracowany i zaprojektowany dla nowoczesnych obrabiarek CNC dedykowanych do wysokowydajnej obróbki aluminium. Obrabiarki posiadające mocne, wysokoobrotowe wrzeciona oraz wysokie posuwy robocze w połączeniu z narzędziem S-CARB APR umożliwiają uzyskanie dużej wydajności ubytkowej MRR (z ang. Material Removal Rate). Podczas prac nad narzędziem inżynierowie z firmy SGS mieli możliwość wykorzystywania do testów obrabiarkę CNC DS SHARMANN Ecospeed F posiadającej max. obroty wrzeciona: 33000 obr/min, moc wrzeciona: 120 kW, posuwy robocze: 50 m/min, ciśnienie chłodziwa 70 bar. Uzyskane wyniki były imponujące. Ilość usuwanych wiórów (MRR) dochodziła do 9000 cm^3/min.

Główne cechy charakterystyczne narzędzia S-CARB APR (rys. 4) to:
- wykorzystanie ultradrobnoziarnistego węglika dającego wysoką trwałość narzędzia,
- trzy ostrza umożliwiające zastosowanie wysokich posuwów,
- specjalne wykonanie zaokrąglenia naroża eliminujące wykruszanie krawędzi,
- innowacyjna konstrukcja ostrzy umożliwiająca szybkie wejście w materiał jak wiertłem,
- łamacz wiór eliminujący problem grubych, wytrzymałych i ciągłych wiór,
- obniżona szyjka umożliwiająca dostęp do dna detalu przy frezowaniu głębszych kieszeni,
- zastosowano trzy otwory chłodzące dla szybkiego odprowadzenia wiór,
- specjalnie polerowany rowek wiórowy dla szybszej ewakuacji wiór,
- możliwość zastosowania specjalnej powłoki Ti-Namite-B podnoszącej żywotność narzędzia,
- frez dostępny w dużym zakresie średnic i promieni naroża.

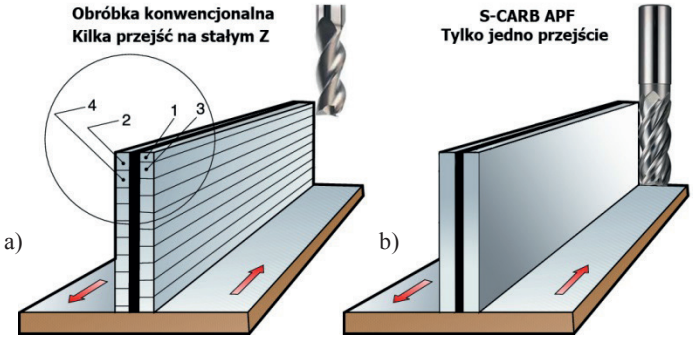




Rys. 4. Frez firmy SGS S-CARB APR

Frez S-CARB APF to rozwiązanie, które zostało zaprojektowane w celu wysokowydajnej obróbki wykańczającej lotniczych komponentów strukturalnych zawierających duże ilości cienkich ścianek lub żeber. Znane z różnych poradników strategie obróbki tej grupy detali poprzez profilowanie na stałym Z, profilowanie naprzemienne, profilowanie naprzemienne z różnicą poziomów (rys. 5a) [5] to

metody bardzo czasochłonne. Cel jaki obrali inżynierowie z firmy SGS to stworzenie narzędzia które przy wysokim posuwie będzie w stanie wykonać cienką ściankę w jednym przejściu, wykorzystując do tego pełną długość roboczą ostrza (rys. 5b).



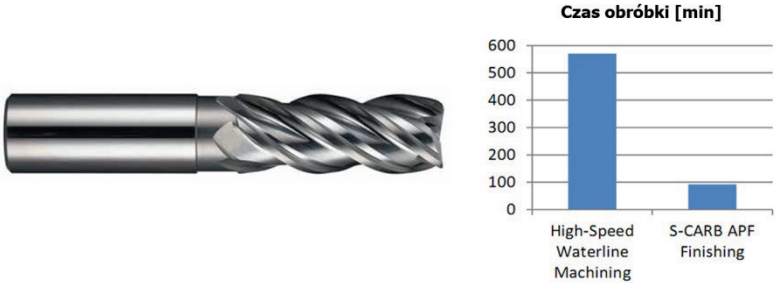
Rys. 5. Koncepcje obróbki cienkich ścianek: a) Konwencjonalna metoda poprzez profilowanie na stałych poziomach, b) Koncepcja SGS obróbki wykańczającej w jednym przejściu narzędzia

W oparciu o wcześniejsze doświadczenia firmy SGS dotyczących opatentowanej geometrii antywibracyjnej freza Z-CARB AP, zaprojektowano narzędzie o unikalnej, czteroostrzowej tłumiącej drgania geometrii do obróbki wykańczającej aluminium.

Główne cechy charakterystyczne narzędzia S-CARB APF (rys. 6) to:

– wykorzystanie ultradrobnoziarnistego węglika dającego wysoką trwałość narzędzia,
– nierównomierna, trójzmienna podziałka ostrza,
– zmienny kąt spirali,
– zmienny kąt natarcia,
– polerowane rowki wiórowe dla szybszej ewakuacji wióra,
– chłodzenie wewnętrzne,
– obniżona szyjka umożliwiająca dostęp do dna detalu przy frezowaniu głębszych kieszeni,
– możliwość zastosowania specjalnej powłoki Ti-Namite-B podnoszącej trwałość narzędzia,
– frez dostępny w dużym zakresie średnic i promieni naroża.

Testy narzędzia S-CARB APR przeprowadzone na detalach klientów firmy SGS wykazały niezwykłą skuteczność freza podczas obróbki zgrubnej w ilości usuwanego materiału, parametrów pracy i trwałości ostrza. Frez S-CARB APF dzięki swojej innowacyjnej geometrii, możliwości wykonywania obróbki wykańczającej cienkich ścianek w jednym przejściu z zastosowaniem wysokich



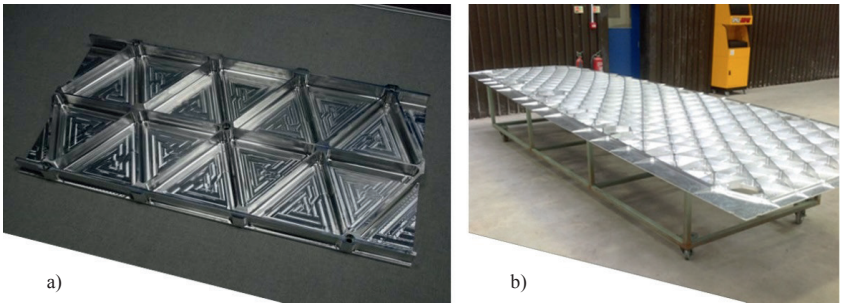
Rys. 6. Frez firmy SGS S-CARB APF

posuwów pozwolił na drastyczną redukcję czasów obróbki. Eliminacja czasochłonnej, żmudnej pracy narzędzia na stałych poziomach Z przyjmowana jest w wielu wiodących firmach branży lotniczej z niedowierzeniem. Proces przekonywania się klientów do innowacyjnego rozwiązania jakimi są frezy S-CARB APR i S-CARB APF w obróbce cienkościennych detali lotniczych rozpoczął się na dobre. Przedstawiony poniżej przykład pochodzący od obecnego klienta firmy SGS potwierdza, iż wszystkie założenia przyjęte przez inżynierów SGS podczas projektowania narzędzi zostały spełnione. Najwięksi światowi producenci części lotniczych jak: Magellan Aerospace, British Aerospace Company, Airbus, KAI (Korean Aerospace Industry), Changdu Aircraft Company, Lufthansa, Gardner Aerospace stosują narzędzia SGS w procesach obróbki cienkościennych detali lotniczych znacząco obniżając koszty wytwarzania.

Przykład wdrożenia narzędzi oraz strategii obróbki zaproponowanych przez inżynierów firmy SGS w Magellan Aerospace z Wrexham UK:
- obrabiarka CNC: DS SHARMANN Ecospeed F,
- max. obroty: 33000 obr/min,
- moc wrzeciona: 120 kW,
- prędkość posuwu: 50 m/min.
- ciśnienie chłodziwa: 70 bar.

Firma Magellan Aerospace udostępniła inżynierom z SGS do testów obrabiarkę CNC oraz półfabrykat będącym fragmentem (rys. 7a) cienkościennej części do samolotu Airbus A350. Z racji kosztów półfabrykatu nie zdecydowano się na bezpośrednią próbę na właściwym detalu, którego rzeczywiste wymiary wynoszą 5600x1900x40 mm (rys. 7b). Grubość ścianek i dna wynosi 2 mm.

Obróbka zgrubna – frezowanie zgrubne kieszeni:
- narzędzie: frez SGS S-CARB APR D25 R3
- prędkość obrotowa: $n = 28750$ obr/min
- prędkość posuwu: $v_f = 10360$ mm/min
- głębokość skrawania: $a_p = 36$ mm
- szerokość skrawania: $a_e = 25$ mm



Rys. 7. Detal udostępniony do testów inżynierom SGS przez firmę Magellan Aerospace: a) Wycinek na którym prowadzono testy, b) Rzeczywiste gabaryty części do samolotu Airbus A350

Zastosowano bezpośrednie wejście w materiał jak wiertłem, prędkość posuwu wejścia: v_f = 5000 mm/min, na głębokość 18mm Następnie frez wykonuje ruch kołowy aby zrobić przestrzeń na wióry, po czym ponownie zagłębia się wejściem w Z na głębokość 36mm. W związku z parametrami na jakich pracowało narzędzie uzyskano bardzo wysoką wartość ilości usuwanych wiór (Material Removal Rate) MRR= 9324 cm3/min

Obróbka półwykańczająca ścianek oraz obróbka wykańczająca dna (rys. 8a),
- narzędzie: frez SGS S-CARB APF D25 R4
- prędkość obrotowa: n = 29500 obr/min
- prędkość posuwu: v_f = 17500 mm/min
- głębokość skrawania: a_p = 38 mm
- szerokość skrawania: Ae = 1 mm

Obróbka wykańczająca ścianek (rys. 8b),
- narzędzie: frez SGS S-CARB APF D16 R4
- prędkość obrotowa: n =27000 obr/min
- prędkość posuwu: v_f =10800 mm/min
- głębokość skrawania: a_p =38 mm
- szerokość skrawania tylko w narożach: a_e =6 mm.

Frez w pierwszym etapie usuwa naddatek pozostawiony w trzech narożach trójkątnej kieszeni przez wcześniej użyty frez S-CARB APF D25 R4 dla tego wartość a_e =6mm.
- Szerokość skrawania podczas wykańczania ścianek: a_e =1 mm.

Wyniki przeprowadzonego testu były imponujące:
- oryginalny czas obróbki detalu wynosił 112h i został skrócony do 12h,
- bardzo wysoka skuteczność freza S-CARB APR w ilości usuwanego materiału,
- wszystkie ścianki detalu wykonywane były tylko w jednym przejeździe,
- doskonała jakość obróbki wykańczającej na dnie oraz powierzchniach bocznych ścianek,

a) b)



Rys. 8. Detal udostępniony do testów inżynierom SGS przez firmę Magellan Aerospace: a) Efekt obróbki wykańczającej dna kieszeni, b) Efekt obróbki wykańczającej ścianek wraz z narożami

– doskonała jakość powierzchni po obróbce wykańczającej w narożach, całkowity brak drgań,
– detal pomimo znaczących wymiarów (5900x1900x40mm) wykonany bez jakichkolwiek deformacji,
– wysoka trwałość narzędzi S-CARB APR i S-CARB APF.

LITERATURA

[1] ADAMSKI W. *Samolot w pigułce czyli nowoczesne technologie stosowane w przemyśle lotniczym.* Stowarzyszenie ProCax, Warszawa, Listopad 2011.
[2] BUREK J., PŁODZIEŃ M.: *Wysoko wydajna obróbka części ze stopów aluminium o złożonych kształtach.* MECHANIK nr 7/2012 s. 542-549.
[3] KUCZMASZEWSKI J.: *Efektywność wytwarzania elementów lotniczych ze stopów aluminium i magnezu.* W: Komputerowo zintegrowane zarządzanie T. 2, R. Konsala (red.) 2011, s. 7-18.
[4] RENDIGS K.H., DR. KNÜWER M.: *Metal Materials in Airbus A380*. 2nd IZMIR Global Aerospace & Offset Conference, , Izmir, Turkey, October 6-7-8, 2010.
[5] Sandvik Coromant.: *Poradnik obróbki skrawaniem*.

MODERN MACHINING OF THIN-WALLED ALUMINA AIRCRAFT PARTS WITH THE SGS SOLID CARBIDE TOOLS

This paper is related to the modern machining of thin-walled alumina parts applied in aircraft industry, carried out on the CNC machines, with the application of SGS SOLID CARBIDE TOOLS. The primary problem during the CNC machining of the thin-walled aircraft parts is their deformation. After the machining and the unclamping, the shape and dimensions of part are changed. Long experience of SGS SOLID CARBIDE company in the range of thin-walled alumina parts has leaded to the creation of the special tools applied in the high performance machining, which eliminates part deformation.

Key words: machining, alumina parts, high performance cutting, thin-walled parts

KOMPLEKSOWE POMIARY FREZÓW OBWIEDNIOWYCH

Michał PAWŁOWSKI[1]

1. WSTĘP

Coraz większy rozwój przemysłu energetycznego, w tym siłowni wiatrowych stawia coraz większe wymagania wobec producentów przekładni zębatych jeśli chodzi o dokładność i precyzję wykonania. Pomiar frezów obwiedniowych do wytwarzania kół zębatych jest pomiarem specyficznym, wymagającym od przyrządu pomiarowego spełnienia równie rygorystycznych warunków dokładnościowych, jak w przypadku maszyn do pomiaru samych kół zębatych.

2. PRZEGLĄD METOD POMIAROWYCH

Obecnie technika pomiarowa pozwala mierzyć frezy obwiedniowe trzema metodami:

– pomiar na maszynie do produkcji kół zębatych.
  W tym przypadku narzędzie mierzone jest za pomocą końcówki stykowej na maszynie do produkcji kół zębatych. Czas pomiaru jest bardzo długi, a podczas tego procesu drogo zakupiona maszyna zamiast produkować koła zębate, traci czas na pomiary. Należy pamiętać, że maszyny tego typu są najdroższymi maszynami na świecie, a więc czas maszyny stracony na pomiar narzędzi jest czasem przestoju, co wiąże się ze stratami finansowymi, a to przekłada się na wzrost kosztów produkcji kół zębatych. Poza tym aplikacje do pomiaru frezów obwiedniowych na maszynie są niejako „dodatkiem" do samej maszyny i nie zapewniają kompleksowych pomiarów całej geometrii, przez co protokół pomiarowy z badania frezu jest niewystarczający do pełnej oceny jakościowej frezu,
– pomiar stykowy poza maszyną.
  Stykowe, specjalizowane maszyny pomiarowe, które dedykowane są do pomiaru kół zębatych, wykorzystywane są również do pomiaru frezów obwiedniowych. Maszyny te posiadają co prawda możliwości programowe i dokładnościowe, aby w pełni pomierzyć frez obwiedniowy, natomiast bardzo często należy poświęcić bardzo dużo czasu na napisanie programu pomiarowego takiego frezu i próbkowanie punktów, ponieważ stykowa technika

pomiarowa jest w tym przypadku dość czasochłonna. Co prawda maszyny stykowe mają możliwość pomiaru kieszeni na płytki skrawające, w które mogą być wyposażone frezy obwiedniowe (od modułu 6), natomiast w przypadku pomiaru stykowego krawędzie skrawającej takiego frezu zachodzi ryzyko, że z pomiaru będzie wynikać, że wymiary ostrza znajdują się w tolerancji, natomiast w rzeczywistości wynik podczas procesu obróbki będzie odbiegał od wartości zmierzonej,

– pomiar bezstykowy z wykorzystaniem systemu obróbki obrazu.

Przemysłowa optyczna technika pomiarowa posiada w przeciwieństwie do technik stykowych możliwość przeprowadzania pomiaru bezstykowego. Takie możliwości istnieją zarówno w przypadku konwencjonalnych narzędzi, jak i frezów obwiedniowych, poza tym w ciągu zaledwie kilku sekund możliwe jest uzyskanie całego profilu narzędzia zbierając z niego tysiące punktów pomiarowych. Nowoczesne systemy obróbki obrazu pozwalają nawet na pomiar narzędzi spiralnych ze skośnie umieszczonymi płytkami oraz kompletny skaning, obliczenie i ocenę rzeczywistego zarysu profilu ostrza narzędzia wzdłuż linii śrubowej. Oznacza to więc nie tylko krótszy czas pomiaru i brak niebezpieczeństwa uszkodzenia ostrza, ale również 100% kontrolę narzędzia, a w szczególności zarysu odwzorowywanego w materiale Duża liczba punktów pomiarowych pozwala na uzyskanie małych niepewności pomiaru.

3. OPTYCZNO-STYKOWA METODA POMIARU

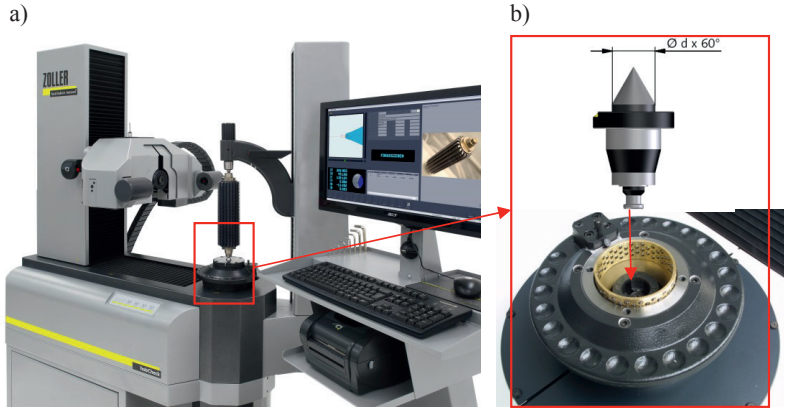
ZOLLER – producent przyrządów do pomiaru, ustawiania i kontroli narzędzi, opracował urządzenie »hobCheck« będące kombinacją stykowej i optycznej techniki pomiarowej.

Przyrząd »hobCheck« (rys. 1a) wykorzystuje sprawdzone rozwiązania istniejące w przyrządach ustawczo-pomiarowych serii »venturion« serii 600 lub serii 800 rozbudowane do sześciu osi [1]. Przyrząd posiada w rezultacie dwie kamery cyfrowe oraz końcówkę stykową, co w połączeniu z sześcioma osiami sterowanymi numerycznie stanowi doskonałe rozwiązanie do kompleksowych pomiarów frezów obwiedniowych zgodnie z wymaganiami normy DIN 3968. Precyzyjna i sprawdzona mechanika w połączeniu ze sprawdzonymi rozwiązaniami systemu obróbki obrazu i oprogramowaniem »venturion« pozwalają na pomiary frezów wykonanych w klasie AAA.

3.1. MOCOWANIE NARZĘDZIA

W korpusie przyrządu znajduje się wrzeciono »A.C.E.« (rys. 1b) (**A**ll including **C**lamping **E**lement) wyposażone w łożyskowany koszyk eliminujący wszelkie luzy mocowania, a także mechaniczny zacisk narzędzia za grzybek. Do mocowania frezów obwiedniowych, stosuje się adapter z kłem o kącie rozwarcia stożka dostosowanym do wielkości mierzonego frezu.

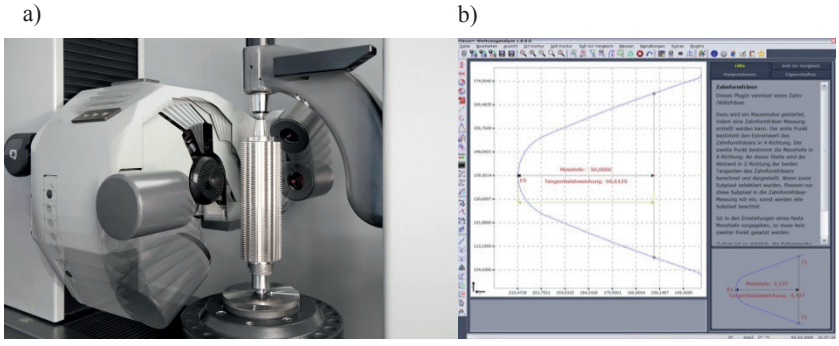
Sprawdzane narzędzie zamocowane jest w kłach, co gwarantuje dokładne, wycentrowanie zamocowanie narzędzia, a ponadto daje możliwość pełnego sprawdzenia odchyłek kształtu w tym jakże ważne odchyłki bicia promieniowego i bicia całkowitego na czopach mocujących frez.



Rys. 1. a) Przyrząd do pomiarów frezów obwiedniowych »hobCheck«, b) System mocowania narzędzia – wrzeciono »A.C.E.«

3.2. POMIARY W ŚWIETLE PRZECHODZĄCYM

Kamera główna pozwala na pomiar wszystkich cech związanych z profilem narzędzia. Dzięki uchylnemu statywowi kamery możliwy jest pomiar profilu zęba wzdłuż linii śrubowej (rys. 2a). Specjalnie do tego zadania zostało opracowane sterowanie oraz opcja pomiarowa koordynująca jednoczesne ruchy osi biorących udział w pomiarze oraz jednoczesne pobieranie obrazu z kamery.



Rys. 2 a) Uchylny statyw kamery ±30°, b) zeskanowany profil zęba wzdłuż linii śrubowej

Zaletą tej strategii pomiaru jest możliwość pobrania konturu rzeczywistego ostrza skrawającego wzdłuż linii spirali. Istotne jest to szczególnie w przypadku frezów, których na całkowity kontur składa się kilka ostrzy o różnych kształtach. Dopiero pobranie całego konturu z każdego ostrza i złożenie wszystkich ostrzy w kontur całkowity (rys. 2b) pozwala szybko wykryć i rozpoznać błędy nałożenia, tolerancje płytek lub błędy montażu i osadzenia.

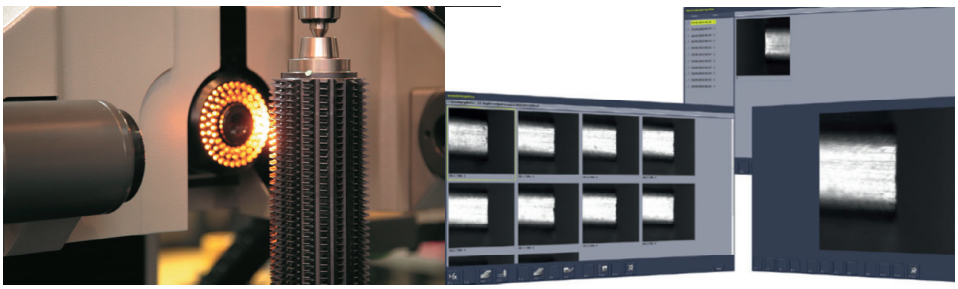
Ponadto istnieje również możliwość sprawdzenia parametrów głowy zęba, takich jak średnica podziałowa, wysokość głowy zęba, wysokość stopy zęba, kąt zęba. Profil zęba może być sprawdzony na podstawie pomiaru porównawczego z modelem CAD.

3.3. POMIARY W ŚWIETLE ODBITYM

Druga kamera odpowiedzialna jest za pomiar geometrii obwodowej, geometrii czołowej narzędzia oraz geometrii rowka wiórowego w świetle odbitym (rys. 3a). Kamera uchylna posiada powiększenie 200x i obiektyw z możliwością ogniskowania w trybie 3D. Dzięki zastosowaniu 8 segmentów mierzalne spektrum narzędzia jest duże i wyraźne, a oświetlenie trudnodostępnych miejsc pomiarowych jest bardzo homogeniczne, co ma wpływ na uzyskanie odpowiednio wysokiej dokładności. Na czas i dokładność pomiaru nie ma również wpływ materiał narzędzia i stopień refleksyjności powierzchni. Oprogramowanie współpracujące z optyką podzielono na moduły dotyczące geometrii na obwodzie od czoła i w przestrzeni wiórowej. Takie rozwiązanie sprawia, że programowanie i wybór opcji pomiarowych jest bardzo przejrzysty i szybki.

Przyrząd wyposażony jest w oś Y, która ma zakres przesuwu ±40mm. Pozwala to na penetrację przestrzeni wiórowej i skaning jej oraz możliwość wyznaczenia w dowolnym miejscu wartości kąta natarcia ostrza, a także głębokości rowka wiórowego i średnicy rdzenia. Bardzo ważnymi parametrami w przypadku pomiaru frezu obwiedniowego jest również podziałka oraz odchyłki kształtu i położenia na powierzchni natarcia.

a) b)



Rys. 3 a) Kamera do pomiaru w świetle odbitym, b) kontrola zużycia powierzchni przyłożenia zębów frezu obwiedniowego

Jednym z zastosowań w pomiarze frezów obwiedniowych, kamera ma zastosowanie w kontroli zużycia zębów na powierzchni przyłożenia (rys. 3b). Kamera światła odbitego pozwala na wykonanie zdjęć zębów na obwodzie narzędzia. Opcja ta umożliwia szybką ocenę zużycia zębów i takiego dobrania parametrów szlifowania, aby proces ten trwał jak najkrócej i najefektywniej. Ponadto zdjęcia ostrzy mogą być przyporządkowane dla danego narzędzia i zapisane w historii banku danych. Zdjęcia narzędzi mogą być również wydrukowane na protokole pomiarowym w celach prowadzenia dokumentacji i ewentualnie dalszej analizy zużycia i historii narzędzia.

3.4. POMIARY KOŃCÓWKĄ STYKOWĄ

Z uwagi na duże wymagania dokładnościowe konieczne do precyzyjnego wyznaczania błędów kształtu i położenia frezów obwiedniowych wykonanych w klasie AAA, w przyrządzie zastosowano końcówkę stykową, która działa zamiennie z uchylną kamerą w świetle odbitym. Końcówka stykowa odpowiedzialna jest więc za pomiary odchyłek kształtu położenia na czopach, geometrię rowka wiórowego, kąt natarcia i prostoliniowość rowka wiórowego.

Końcówka stykowa pozwala również na pomiar takich parametrów w kąt rowka wpustowego i określenie zęba referencyjnego frezu obwiedniowego. Pozwala również skontrolować powierzchnię zamka frezu .

Przyrząd może być wyposażony w końcówkę stykową (rys. 4a) umożliwiającą pomiar kąta natarcia i profilu rowka oraz odchyłek kształtu i położenia frezu obwiedniowego. Dzięki takiemu rozwiązaniu przyrząd pozwala na pomiary kompletnej geometrii frezów obwiedniowych klasy AAA zgodnie z wymaganiami normy DIN 3972.



Rys. 4 Sonda stykowa

4. PODSUMOWANIE

W przeciwieństwie do tradycyjnych systemów stykowych, operator otrzymuje rzeczywiste wymiary narzędzia i parametry istotne z punktu widzenia obróbki koła zębatego. Zaproponowane rozwiązanie firmy ZOLLER – przyrząd »hobCheck«

wykorzystujący optyczno-stykową technikę pomiarową umożliwia kompleksowy pomiar wszystkich parametrów frezów obwiedniowych zgodnie z normą DIN 3968. Połączenie programów specjalizowanych ze sprawdzoną platformą »pilot 3.0« umożliwia pełną automatyzację pomiarów i ocenę i stopniowanie tolerancji uzyskanych wyników pomiarów według klasy jakości (rys. 5a, 5b). Przyrząd ZOLLER'a spełnia wymagania dotyczące pomiaru frezów obwiedniowych, poza tym pozwala na wszechstronny pomiar i kontrolę praktycznie każdego rodzaju narzędzi.

a) b)



Rys. 5 a) Okno dialogowe z wynikami b) protokół z pomiaru frezu obwiedniowego

LITERATURA

[1] PAWŁOWSKI M., *Nowe kierunki w pomiarze geometrii narzędzi skrawających*, Obróbka Skrawaniem. Efektywne wytwarzanie. Tom 6 pod redakcją Piotra Cichosza, Wrocław 2012, str. 99-108.
[2] Materiały informacyjne firmy ZOLLER.

KOMPLEX MEASUREMENTS OF HOB CUTTERS

Hob cutters measurements is very difficult and demanding issue as well as a gears production and measurements. The paper presents different measuring methods of hob cutters, particular on optical-tactile. The article describes different measurement possibilities according to standard DIN 3968 on example »hobCheck« device from Zoller.

Key words: hob cutters measurement, hob cutters measurement, DIN 3968

NARZĘDZIA HYDROSTATYCZNE DO DOGNIATANIA

Maciej WIŚNIEWSKI, Wojciech KOŃCZAK[1]

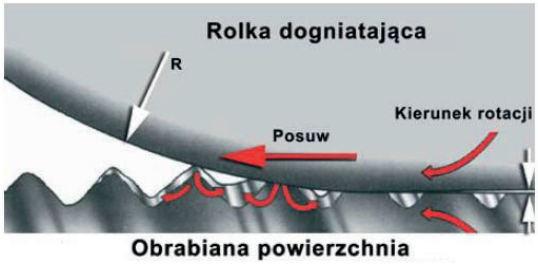
1. WSTĘP

Konieczność zmniejszania kosztów produkcji oraz ciągłe poszukiwanie alternatywnych sposobów kształtowania elementów obrabianych powodują, że znana od wielu lat technologia dogniatania materiałów metalowych jest obecnie powszechnie stosowanym sposobem obróbki powierzchni. Dogniatanie z powodzeniem uzupełnia procesy obróbki skrawaniem takie jak toczenie, frezowanie, wiercenie, wytaczanie czy rozwiercanie pozwalając na osiąganie powierzchni o bardzo niskiej chropowatości. Do zalet tej technologii bez wątpienia należy to, że przy zastosowaniu odpowiednich narzędzi operacja dogniatania może być przeprowadzana na tej samej obrabiarce co wcześniejsze operacje obróbki skrawaniem. Jedną z grup takich narzędzi są właśnie hydrostatyczne dogniataki firmy ECOROLL.

2. CHARAKTERYSTYKA PROCESU DOGNIATANIA NARZĘDZIAMI HYDROSTATYCZNYMI

Proces dogniatania powierzchni elementu obrabianego polega na wytworzeniu nacisku na powierzchni materiału poprzez element dogniatający. Elementem dogniatającym w tym procesie jest rolka lub kulka wykonana z materiału o wysokiej twardości przesuwająca się po powierzchni materiału ruchem posuwistym. W punkcie styku siła dogniatająca wywołuje w warstwie wierzchniej materiału naprężenia, które po przekroczeniu granicy plastyczności materiału dogniatanego wywołują jego trwałe plastyczne odkształcenie. Wynikiem tego jest płynięcie materiału uwarunkowane kształtem elementu dogniatającego oraz zarysem profilu chropowatości warstwy wierzchniej elementu obrabianego uzyskanego w poprzedzającym dogniatanie procesie obróbki skrawaniem. Ilustruje to rysunek 1 [1].

[1] Avanti-Tools Sp. z o.o., ul. Kmieca 3, 61-654 Poznań.



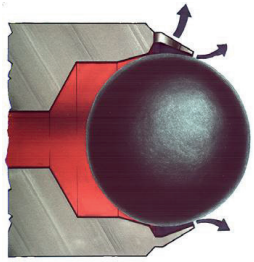
Rys. 1. Proces dogniatania warstwy wierzchniej materiału [1]

Wynikiem obróbki jest uzyskanie powierzchni elementu charakteryzującej się bardzo niską chropowatością. Ważną cechą tak obrobionej powierzchni jest wprowadzenie naprężeń ściskających w materiale oraz wyeliminowanie karbów, mogących być potencjalnym ogniskiem przełomu zmęczeniowego elementu. Ma to szczególne znaczenie w przypadku elementów obciążanych dynamiczne, które wykazywać muszą wysoką wytrzymałość zmęczeniową takich jak osie i wały. Dodatkową obserwowaną cechą powierzchni dogniatanych jest wzrost twardości i odporności na korozje.

Z uwagi na oczekiwany efekt dogniatania specjaliści z firmy ECOROLL zaproponowali podział technologii dogniatania na dogniatanie gładkościowe i dogniatanie umacniające. O dogniataniu gładkościowym mówimy wówczas gdy jedynym oczekiwanym efektem obróbki jest uzyskanie bardzo niskiej chropowatości powierzchni. Dogniatanie umacniające ma na celu umocnienie powierzchni poprzez wyeliminowanie karbów i wprowadzenie naprężeń ściskających w warstwie wierzchniej materiału, a uzyskanie niższej chropowatości jest tylko efektem dodatkowym. Powyższy podział został wprowadzony między innymi dlatego, że w przypadku dogniatania umacniającego znacznie większą uwagę zwraca się na siłę z jaką dogniatamy dany materiał jak również kontrole tej siły w procesie dogniatania. Przekroczenie z góry określonych wartości siły dogniatającej, która dobierana jest w zależności od wytrzymałości materiału obrabianego, kształtu elementu obrabianego i elementu dogniatającego może prowadzić do uszkodzeń powierzchni obrabianej i dać efekt zupełnie odwrotny od oczekiwanego.

Kolejny podział w procesie dogniatania istnieje jeżeli spojrzymy na sposób wywierania siły na element dogniatający zamocowany w narzędziu. Rozróżnić tu możemy dwie podstawowe grupy narzędzi. Narzędzia mechaniczne i hydrostatyczne. W narzędziach mechanicznych siła wywierana na element dogniatający ułożyskowany w korpusie dogniataka jest siłą reakcji pochodzącą ze sprężystego odkształcenia materiału bieżni rolki i samej rolki bądź też dodatkowo jest siłą reakcji sprężyny płaskiej lub śrubowej będącej elementem konstrukcyjnym narzędzia. W dogniatakach hydrostatycznych element dogniatający w postaci kuli dociskany jest do elementu obrabianego za pomocą hydrostatycznego ciśnienia cieczy. Jako ciecz stosuje się tutaj emulsje chłodzącą pobieraną z obrabiarki lub

olej hydrauliczny. Element kulisty wykonany z materiału o bardzo wysokiej twardości zamocowany jest w końcówce narzędzia do której doprowadzona jest ciecz pod ciśnieniem rzędu kilkudziesięciu MPa. Poprzez końcówkę dogniatającą następuje powolny ale ograniczony przepływ chłodziwa co pozwalana na powstanie hydrostatycznego ciśnienia wywieranego na kulkę. Podczas pracy kulka nie powinna mieć kontaktu z obudową końcówki dogniatającej. Ilustruje to rysunek 2 [1]. Strzałki pokazują kierunek przepływu cieczy.

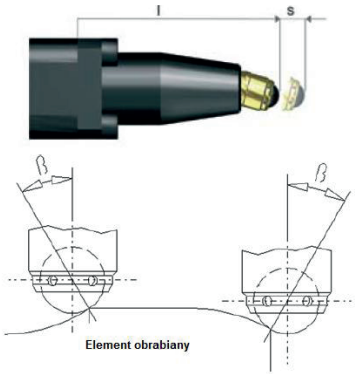


Rys. 2. Końcówka dogniatająca narzędzia hydrostatycznego [1]

Narzędzia hydrostatyczne oferowane przez firmę ECOROLL posiadają końcówki dogniatające z elementem kulistym w zakresie średnic od 2 do 25 mm. Końcówka dogniatająca mocowana jest w głowicy narzędzia. Z uwagi na kulisty kształt elementu dogniatającego możliwe jest wykorzystanie narzędzi hydrostatycznych do obróbki elementów kształtowych na tokarkach i frezarkach CNC. Należy zwrócić jednak uwagę na dopuszczalny kąt pracy głowicy dogniatającej b. Przekroczenie tego kąta powoduje trwały styk kulki z obudową końcówki i zerwanie docisku hydrostatycznego co przekłada się na złą pracę narzędzia i może prowadzić do jego uszkodzenia. Ważną cechą narzędzia jest skok końcówki dogniatającej. Po doprowadzaniu do narzędzia cieczy pod ciśnieniem następuję wysunięcie końcówki dogniatającej do momentu styku kulki z elementem dogniatanym. Ta cecha narzędzia umożliwia pracę narzędzia przy obróbce elementów kształtowych bez konieczności programowania kształtu elementu obrabianego w programie NC obrabiarki ale tylko w zakresie skoku końcówki dogniatającej. Wartości kąta b jak również skoku końcówki i wartości maksymalnych sił dogniatania prezentuje rysunek 3 [1].

Do zasilania w ciecz narzędzi hydrostatycznych stosuje się agregaty hydrauliczne, które zapewniają dostarczanie płynu roboczego pod wysokim ciśnieniem. Są to urządzenia wyposażone w trzyfazowy silnik elektryczny, pompę hydrauliczną, akumulator ciśnienia i nastawny zawór pozwalający na płynną regulacje ciśnienia cieczy dostarczanej do narzędzia dogniatającego. Firma Ecoroll oferuje różne typy agregatów hydraulicznych dostosowanych do potrzeb danego procesu obróbki. Rozróżnia się agregaty o maksymalnym ciśnieniu cieczy roboczej 20 MPa i 40 MPa. Na rysunku 4 [3] przedstawiono agregat HGP6.0

Rozmiar kulki	Maksymalna siła dogniatania	Max. zakres kąta (ß)	Skok (s)	Długość (l)
HG2	90N	± 22.5°	2 mm	35 mm
HG3	250N	± 22.5°	4 mm	42 mm
HG4	500N	± 30°	5 mm	50 mm
HG6	1000N	± 30°	6 mm	50 mm
HG13	4000N	± 35°	8.5 mm	69 mm
HG25	4000N	± 30°	8.5 mm	82 mm



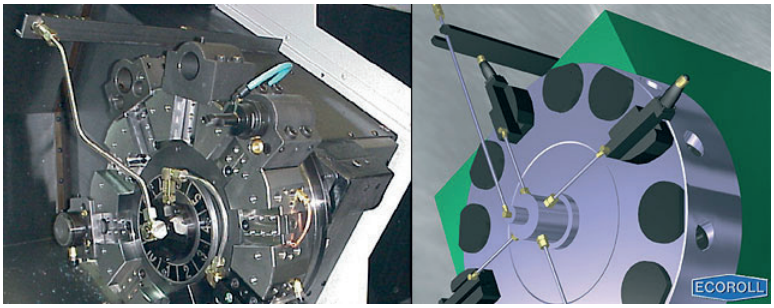
Rys. 3. Końcówki dogniatające firmy ECOROLL [1]

o maksymalnym ciśnieniu cieczy roboczej 40 MPa. Jest to wersja agregatu, która wymaga zastosowywania zewnętrznego zbiornika cieczy z pompą zasilającą niskiego ciśnienia. Ciecz hydrauliczną można także doprowadzić do agregatu bezpośrednio ze zbiornika cieczy chłodzącej obrabiarki.



Rys. 4. Agregat hydrauliczny HGP6.0 [3]

Do połączenia agregatu z narzędziem dogniatającym stosuje się hydrauliczne złączki i przewody wysokociśnieniowe. W przypadku stosowania narzędzi dogniatających w tokarkach numerycznych przy wykorzystaniu głowicy rewolwerowej konieczne jest zastosowanie hydraulicznego złącza obrotowego. Umożliwia to dostarczanie do narzędzia cieczy pod wysokim ciśnieniem bez konieczności demontażu przewodów hydraulicznych przy obrocie głowicy rewolwerowej tokarki. Na potrzeby narzędzi hydrostatyczny zaprojektowano takie złącze obrotowe, które mocowane jest w centralnej części głowicy rewolwerowej obrabiarki. Zaprezentowano je na rysunku 5 [1].



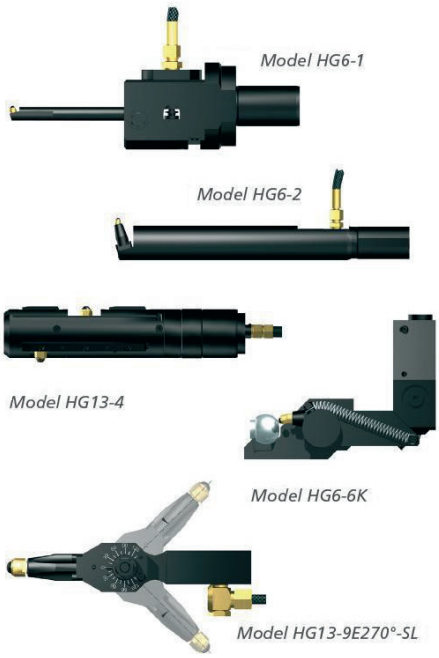
Rys. 5. Hydrauliczne złącze obrotowe [1]

W celu automatyzacji obróbki elementów na obrabiarkach sterowanych numerycznie istnieje możliwość uruchomienia agregatu dopiero w momencie następującym zaraz po obrocie głowicy narzędziowej na pozycje roboczą narzędzia dogniatającego. Aby było to możliwe konieczne jest połączenie systemu sterowania obrabiarki z agregatem hydraulicznym i uruchamianie go poprzez podanie w kodzie NC właściwej i przypisanej do tego celu funkcji M.

3. ROZWIĄZANIA KONSTRUKCYJNE NARZĘDZI HYDROSTATYCZNYCH

Złożoność elementów obrabianych zarówno w procesach obróbki skrawaniem jak również w procesach dogniatania wymaga stosowania różnych wersji konstrukcyjnych narzędzi. Hydrostatycznymi dogniatakami opracowanymi przez firmę ECOROLL można dogniatać zarówno zewnętrzne jak i wewnętrzne powierzchnie elementów w tym zewnętrzne powierzchnie walcowe i stożkowe, otwory i powierzchnie czołowe. Jedną z głównych zalet narzędzi hydrostatycznych jest możliwość obróbki elementów kształtowych. Z uwagi na fakt zastosowania kulistego elementu dogniatającego istnieje bowiem możliwość prowadzenia go po zadanym kształcie elementu obrabianego. Na rysunku 6 [2] przedstawiono kilka podstawowych wersji narzędzi hydrostatycznych do dogniatania.

Przykładem narzędzi hydrostatycznych do obróbki powierzchni wewnętrznych otworów są narzędzia HG6-1, HG6-2 i HG13-4. Narzędzie HG6-1 wyposażone jest w element dogniatający o średnicy 6 mm i umożliwia obróbkę otworów o średnicy powyżej 19 mm i maksymalnej głębokości 125 mm. Do otworów o średnicach powyżej 70 mm przeznaczone jest narzędzie HGP6-2. Maksymalna długość dogniatanego otworów dla tego narzędzia wynosić może 800 mm. W przypadku konieczności dogniatania bardzo długich otworów istnieje możliwość wykorzystania narzędzia HG13-4. Cechą charakterystyczną konstrukcji jest zastosowanie elementów prowadzących narzędzie w otworze. Narzędziem tym można dogniatać otwory o średnicy od 125 mm. Długość otworu jest w tym



Rys. 6. Przykłady rozwiązań konstrukcyjnych narzędzi do dogniatania [2]

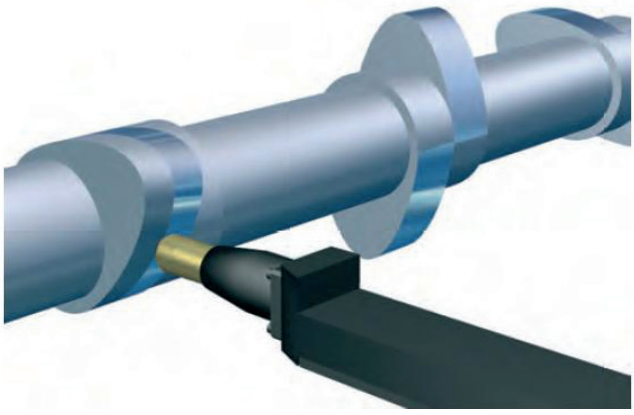
przypadku ograniczona możliwościami obrabiarki. Jeżeli chodzi o część chwytową powyższych narzędzi to możliwe są wersje z chwytem walcowym lub chwytem VDI.

Interesującym rozwiązaniem konstrukcyjnym jest narzędzie HG13-9E270°--SL. Posiada ono skrętną głowicę umożliwiającą ustawienie końcówki dogniatającej pod różnym kątem. Ze względu na ograniczenie wynikające z dopuszczalnego kąta pracy głowicy dogniatającej b, zastosowanie głowicy skrętnej czyni narzędzie bardziej uniwersalnym. Możliwe jest bowiem wykorzystanie go do obróbki powierzchni walcowych, stożkowych i czołowych, a także kształtowych. Narzędzia tego typu posiadają część chwytową o przekroju kwadratowym umożliwiającą mocowanie go zarówno w imakach obrabiarek konwencjonalnych jak i głowicach rewolwerowych obrabiarek sterowanych numerycznie.

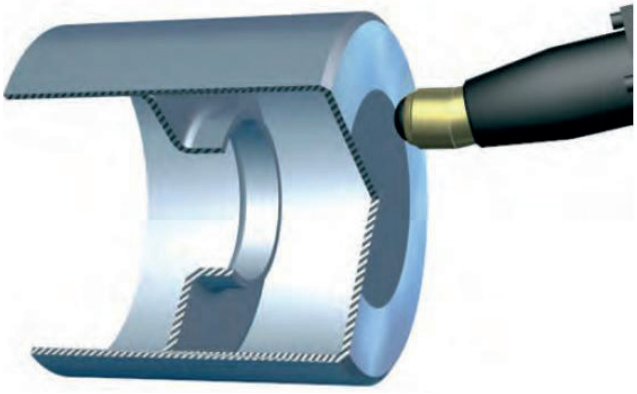
Na potrzeby dogniatania elementów kulistych opracowano narzędzie HG-6-6K. Posiada ono mechanizm dźwigniowy wymuszający obrotowy ruch głowicy dogniatającej. Podczas pracy narzędzia dźwignia styka się elementem obrabianym. Podczas posuwistego ruchu korpusu narzędzia wynikającego z posuwu suportu obrabiarki następuje jednoczesny obród głowicy dogniatającej. Złożenie tych dwóch ruchów zapewnia stały styk i posuw elementu dogniatającego po powierzchni kulistej. Konstrukcja tego narzędzia została opracowana dla danej średnicy elementu dogniatanego.

4. PRZYKŁADY ZASTOSOWAŃ NARZĘDZI HYDROSTATYCZNYCH

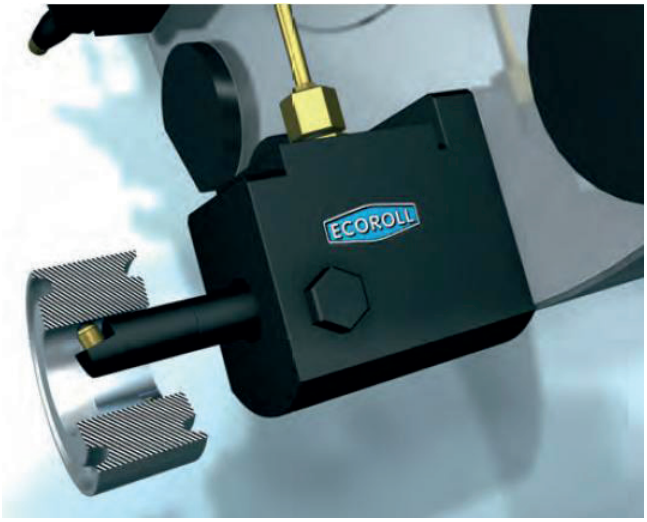
Narzędzia hydrostatyczne firmy ECOROLL znalazły szerokie zastosowanie w różnych gałęziach przemysłu. Zalety procesu dogniatania takie jak możliwość przeprowadzenia obróbki skrawaniem i obróbki dogniataniem na tej samej obrabiarce jak również możliwość polepszenia właściwości mechanicznych elementów dogniatanych spotykają się z coraz szerszym zainteresowaniem. Poniżej na rysunkach 7 – 11 [1], [3] przedstawiono kilka przykładowych zastosowań narzędzi hydrostatycznych.



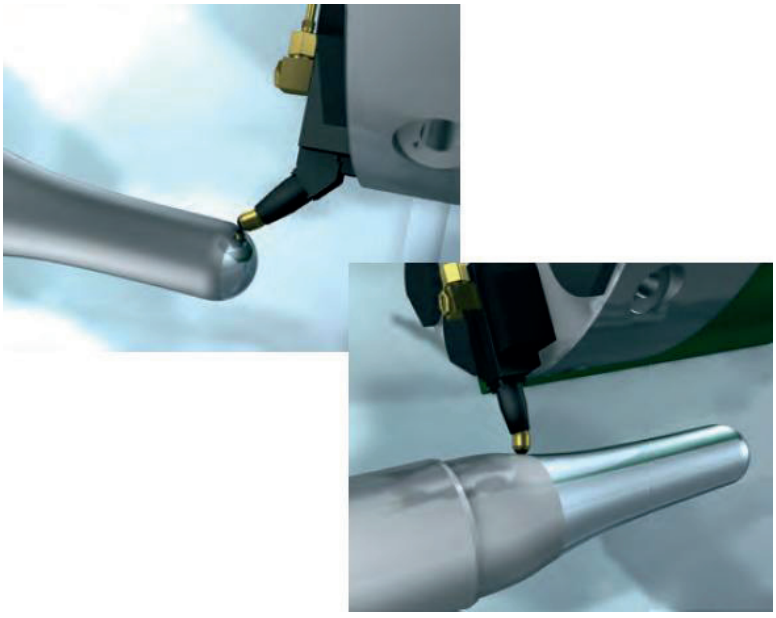
Rys. 7. Dogniatanie zewnętrznych powierzchni kształtowych wałka krzywkowego – przemysł motoryzacyjny [1]



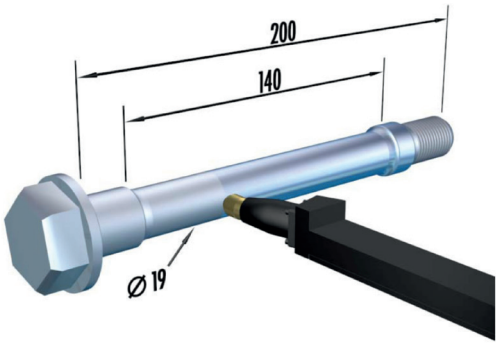
Rys. 8. Dogniatanie zewnętrznej czołowej powierzchni popychacza zaworu – przemysł motoryzacyjny [1]



Rys. 9. Dogniatanie wewnętrznej powierzchni otworu rolki napinającej – przemysł motoryzacyjny [1]



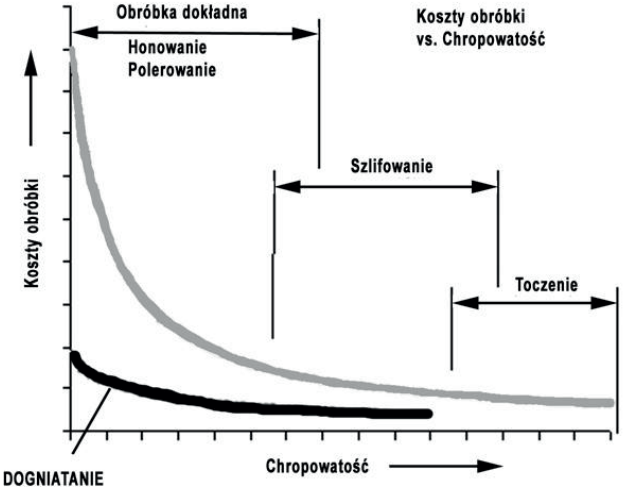
Rys. 10. Dogniatanie zewnętrznej powierzchni elementu formy wtryskowej – przemysł ogólny [1]



Rys. 11. Dogniatanie umacniające zewnętrznej powierzchni śruby – przemysł lotniczy [3]

5. PODSUMOWANIE

Przedstawione szerokie możliwości narzędzi hydrostatycznych do dogniatania zostały potwierdzone w praktyce w różnych gałęziach przemysłu. Charakterystyka procesu dogniatania jak również rozwiązania konstrukcyjne narzędzi firmy ECOROLL umożliwiają znaczną poprawę procesu produkcyjnego zarówno pod kątem technicznym jak i ekonomicznym. Technologia dogniatania umożliwia znaczne obniżenie kosztów produkcji w porównaniu do innych technologii obróbki zapewniających uzyskanie powierzchni elementów obrabianych o niskiej chropawości. Porównanie kosztów produkcji przy wykorzystaniu danej technologii przedstawiono na rysunku 12 [1].



Rys. 12. Porównanie kosztów obróbki różnych technologii obróbki [1]

Technologia dogniatania narzędziami hydrostatycznymi w porównaniu z technologią szlifowania, honowania i polerowania jest znacznie tańsza i bardziej ekologiczna. Przy dogniataniu hydrostatycznym wykorzystywane jest to samo chłodziwo co przy procesach skrawania. Jest to technologia bezubytkowa co wyklucza konieczność utylizacji szlamów szlifierskich.

Narzędzia hydrostatyczne podlegają także ciągłym udoskonaleniom. W związku z coraz częstszym wykorzystaniem w obrabiarkach sposobu chłodzenia mgłą olejową firma ECOROLL rozpoczyna wdrożenia nowych narzędzi dogniatających. Sprężona mgła olejowa zastąpi ciecz hydrauliczną jaką dotychczas były emulsja i olej. Przełoży się to jeszcze wyższą ekonomiczność procesu obróbki.

LITERATURA

[1] *Tool & Solutions for Metal Surface Improvement* – katalog firmy ECOROLL.
[2] *Hydrostatic Tools ECOROLL's HG Product Line* – materiały firmy ECOROLL.
[3] *Operating Instruction No. 140109E/0 Hydraulic Unit HGP 6.0* – materiały firmy ECOROLL.
[4] RÖTTGER K., FRICKE S. *State of the art: Deep rolling* – materiały firmy ECOROLL.
[5] RÖTTGER K., FRICKE S. *Glattwalzen und Festwalzen – Präzise Oberflächenveredelung* – materiały firmy ECOROLL.

HYDROSTATIC TOOLS FOR BURNISHING

The purpose of this article is to present the process of burnishing the surface of metallic materials by means of hydrostatic tools. Burnishing is a process by which it is possible to achieve a very low surface roughness. This technology is gaining more and more popularity today. On account of the way of exerting power on the burnishing element it is possible to divide tools for burnishing into mechanical and hydrostatic. In hydrostatic tools the burnishing element in the form of a ball is pressed against the workpiece by means of hydrostatic pressure of the liquid. By using the ball it is possible to use these tools on CNC lathes and milling machines to machining parts with different shapes. This paper presents examples of different types of tools developed by ECOROLL which can be processed on both internal and external surfaces. These tools are widely used in many industries. Hydrostatic tools are constantly being updated and the company begins to implement new ECOROLL tools where pressurized oil mist will replaces the hydraulic fluid. Burnishing tools enable the improvement in the technological process both under the technical, economic as well as ecological angle.

Key words: burnishing, hydrostatic tools for burnishing

NOWOCZESNE ROZWIĄZANIA NARZĘDZIOWE DEDYKOWANE DO OBRÓBKI MATERIAŁÓW STOSOWANYCH W PRZEMYŚLE LOTNICZYM

Piotr TYCZYŃSKI, Marcin WAWRZONKOWSKI[1]

1. CHARAKTERYSTYKA OGÓLNA OBRÓBKI SKRAWANIEM MATERIAŁÓW KOMPOZYTOWYCH

Obróbka ubytkowa materiałów kompozytowych wymaga zastosowania specjalnych rozwiązań narzędziowych. Warunkiem bardziej powszechnego zastosowania tych materiałów jest opracowanie stabilnego i efektywnego procesu kształtowania ubytkowego. Osiągniecie tego nie jest jednak możliwe przy zastosowaniu konwencjonalnych technologii i narzędzi obróbkowych. Niedopuszczalne jest zachodzenie zjawisk negatywnych takich jak wyrywanie włókien wzmocnienia czy też dalaminacja, czyli utrata spójności pomiędzy poszczególnymi warstwami (rozwarstwienie). Częstym problemem występującym podczas procesu skrawania tych materiałów jest wysoka temperatura w strefie skrawania spowodowana brakiem cieczy chłodzącej. Przekładać się to może, z jednej strony na obniżenie trwałości narzędzia, z drugiej strony na możliwość uszkodzenia elementu obrabianego wskutek przypalenia materiału matrycy. Szczególnie trudną grupę materiałów kompozytowych stanowią kompozyty wzmacniane włóknem węglowym (CFRP), z uwagi na silnie ścierne oddziaływanie włókien wzmocnienia na narzędzie.

1.1. NOWOCZESNE ROZWIĄZANIA NARZĘDZIOWE DO WIERCENIA I FREZOWANIA MATERIAŁÓW KOMPOZYTOWYCH

Dla obszaru wiercenia i frezowania ww. materiałów firma Mapal opracowała całą gamę narzędzi, które pozwalają na efektywną obróbkę ubytkową bez ryzyka występowania zjawisk negatywnych. Podczas procesu frezowania niedopuszczalne jest pozostawienie na obrobionej powierzchni odstających pojedynczych włókien, które nie są efektywnie skrawane a jedynie wyrywane ze struktury części. Zjawisko to wymusza zastosowanie obróbki zgrubnej usuwającej większą część materiału (powierzchnia po przejściu zgrubnym może zawierać powyrywane

[1] MAPAL Narzędzia Precyzyjne Sp. z o.o.

włókna) i obróbki wykończeniowej (powierzchnia musi być wolna od jakichkolwiek defektów). W celu zoptymalizowania procesu frezowania stworzone zostały specjalne geometrie frezów, które umożliwiają przeprowadzenie obróbki zgrubnej i wykończeniowej jednym narzędziem. Szczególnie ważne jest w tym przypadku odpowiednie przygotowanie krawędzi skrawającej, kąta natarcia i kata przyłożenia. Przykładem zastosowania tego typu narzędzi jest optymalizacja procesu obróbkowego elementu konstrukcji do samolotu Airbus A380 wykonanego z CFRP. Dotychczasowa technologia polegała na zastosowaniu frezowania zgrubnego i wykończeniowego. Poprzez zastosowania frezu typu OptiMill-Composite-Speed możliwe było połączenie obydwu zabiegów w jeden. Jednocześnie dzięki odpowiednio zmodyfikowanej geometrii i zastosowaniu diamentowego pokrycia ochronnego udało się znacząco zwiększyć parametry skrawania, co bezpośrednio wpłynęło na znaczną redukcję całkowitego czasu obróbki. W poniższej tabeli zostały porównane parametry technologiczne procesu z zastosowanie starej i zoptymalizowanej technologii.

Tabela 1. Parametry technologiczne procesu frezowania

PARAMETRY OPTYMALIZACJI		
	Stara technologia	Optymalizacja Mapal-a
Liczba narzędzi	2	1
Liczba zabiegów	2	1
Prędkość obrotowa n [obr/min]	8000	14000
Prędkość skrawania v_c [m/min]	700	2000
Trwałość	1 część	1 część
Czas obróbki [h]	31,5	18,4
Redukcja czasu obróbki [%]	42	

W przypadku narzędzi dedykowanych do procesu wiercenia, bardzo istotne znaczenie ma przebieg i kierunek włókien w poszczególnych warstwach, wyróżniamy tutaj kompozyty jednokierunkowe i wielokierunkowe. W zależności od rodzaju kompozytu odpowiednio dopasowana jest również geometria wiertła. Przede wszystkim musi ona zapewniać odpowiednią jakość powierzchni wejściowej i wyjściowej wiertła jak również powierzchnię otworu wolną od przypaleń. W tym celu stosuje się możliwie małe kąty wierzchołkowe wpływające na siły odporowe oraz specjalnie przygotowane powierzchnie przyłożenia pomocnicze (odpowiednio zdefiniowana grubość i zbieżność)[4].

1.2. ZJAWISKA NEGATYWNE WYSTĘPUJĄCE PODCZAS OBRÓBKI UBYTKOWEJ MATERIAŁÓW KOMPOZYTOWYCH

Zjawiska negatywne występujące podczas kształtowania ubytkowego materiałów kompozytowych wynikają z ich specyficznych właściwości.

Delaminacja inaczej rozwarstwienie jest zjawiskiem polegającym na utracie spójności poszczególnych lamin. Podczas obróbki skrawaniem materiałów kompozytowych, siły pochodzące od narzędzia, mogą przekroczyć wartość granicznej siły spajającej ze sobą laminy i doprowadzić w konsekwencji do ich postępującego odspajania. Jest to problem bardzo często występujący podczas procesu wiercenia. Nieskrywana warstwa materiału odkształcana jest pod wpływem siły pochodzącej od wiertła (siła ta maleje wraz ze zbliżaniem się wiertła do warstwy wyjściowej). Spodnie warstwy lamin mogą zostać oddzielone od płyty w obszarze dookoła otworu. W pewnym punkcie obciążenia pochodzące od wiertła przekraczają wartość siły wiązania międzylaminarnego, co prowadzi do wystąpienia delaminacji [9]. Zjawisko to może być również spowodowane zużywaniem się narzędzia i doborem niewłaściwych parametrów skrawania [3,8].

Bardzo niebezpiecznym zjawiskiem występującym podczas obróbki kompozytów jest utrata spójności międzylaminarnej. Jest to zjawisko o tyle groźne, że zachodzi wewnątrz kompozytu i często jest niemożliwe do zidentyfikowania bez zastosowanie badań nieniszczących. Powoduje ono zmniejszenie właściwości fizyczno-mechanicznych kompozytu, co jest niedopuszczalne w przemyśle lotniczym.

Podczas procesu obróbki generowana jest temperatura skrawania wynikająca z oddziaływania sił tarcia pomiędzy powierzchniami narzędzia a materiałem obrabianym. W wyniku oddziaływania wysokiej temperatury dochodzi do topienia i przypalania materiału matrycy. Zjawisko to jest szczególnie widoczne podczas obróbki pakietów materiałowych, czyli połączenia kompozytu z materiałem metalowym lub niemetalowym np. połączenie CFRP+Ti. Często podczas procesu wiercenia na skutek nieodpowiedniej geometrii wiertła jak również niewłaściwie dobranych parametrów skrawania dochodzi do przypalenia materiału matrycy (objawia się to gładką powierzchnią ścianki otworu), co dodatkowo utrudnia lokalizacje innych wad takich jak utrata spójności międzylaminarnej.

Anizotropowe właściwości materiałów kompozytowych powodują, że ich właściwości mechaniczne w różnych kierunkach są odmienne. Sprawia to duże kłopoty w szczególności podczas wykonywania otworów o dużej dokładności. Dodatkowo biorąc pod uwagę bardzo dużą różnorodność materiałów kompozytowych, dobór uniwersalnej geometrii wydaje się być niemożliwym. Podczas obróbki pakietów materiałowych narost na powierzchni natarcia narzędzia, przy dużych obciążeniach występujących w procesie skrawania, powoduje powstawanie wyżłobień oraz ścieranie warstwy kompozytu, co dla materiałów wykorzystywanych w przemyśle lotniczym jest niedopuszczalne. Wymagania przemysłowe i warunki skrawania takie jak np. obróbka bez cieczy chłodząco-smarującej powodują

dodatkowe trudności i zwiększają wymagania, co do efektywności procesu technologicznego [2,7]. Wpływ na dokładność wymiarową wykonywanych otworów, oprócz różnorodnych właściwości materiałowych, takich jak moduł sprężystości, ma również utrudnione odprowadzenie wiórów. Opierając się na obserwacjach ciągle rosnącego zapotrzebowania na wielowarstwowe materiały, zostały zaprojektowane specjalne narzędzia, które są przystosowane do pracy w różnorodnych materiałach i różnorodnych kombinacjach materiałowych z uwzględnieniem uwarunkowań przemysłowych [1].

Bardzo często w przemyśle stosowane są pakiety materiałowe czyli połączenia kompozytu z innym materiałem. Podczas obróbki takiego pakiety występuje zjawisko uszkadzania powierzchni otworu przez wióry pochodzące od pozostałych składników pakietu. Powoduje to uszkodzenia powierzchni kompozytu i utrudnia uzyskanie wymaganej średnicy.

Skrawalność kompozytów jest głównie uzależniona od fizycznych właściwości włókien i matrycy jak również od orientacji i objętościowego udziału włókien. Włókna szklane i węglowe pod wpływem sił skrawania ulegają kruchemu pękaniu, natomiast włókna aramidowe są zginane a następnie ścinane i rozrywane pod wpływem obciążeń rozciągających. Można stwierdzić z całą pewnością, że skrawanie kompozytów wzmacnianych krótkimi włóknami jest o wiele łatwiejsze od skrawania kompozytów z długimi włóknami wzmocnienia. Z uwagi na rosnące znaczenie kompozytów w przemyśle podjętych zostało wiele badań mających na celu wyjaśnienie zjawiska intensywnego zużywania narzędzi jak również znalezienia optymalnych geometrii narzędzi. W przypadku obróbki materiałów kompozytowych do głównych mechanizmów wpływających na zużycie narzędzia możemy zaliczyć zużycie ścierne i w mniejszym stopniu zużycie adhezyjne [6].

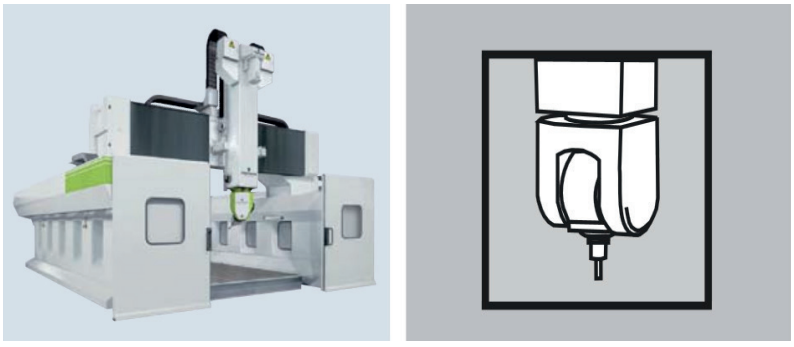
Charakterystyczną cechą obróbki skrawaniem materiałów kompozytowych jest ten fakt, że w trakcie procesu oddzielania materiału nie powstaje klasyczny wiór. Zarówno włókna wzmocnienia jak i materiał matrycy jest usuwany w postaci proszku lub pyłu. Często maszyny przeznaczone do obróbki tego typu materiałów są wyposażone w specjalne wyciągi mające na celu transport pyłu z obszaru skrawania. Jest to zjawisko szczególnie niekorzystne podczas obróbki ręcznej np. wiercenia z zastosowaniem wiertarek ręcznych ze specjalnym stabilizatorem położenia wrzeciona. Stosowanie operacji obróbki ręcznej podyktowane jest często bardzo dużymi gabarytami części. Często też bardzo skomplikowane kształty wymagają zastosowania maszyn ręcznych.

1.3. WŁAŚCIWE NARZĘDZIA DLA KAŻDEJ KONCEPCJI MASZYNOWEJ

Poniżej przedstawiono obrabiarki przeznaczone do obróbki materiałów kompozytowych wraz z opisem rodzajów przedmiotów obrabianych i sposobu ich mocowania oraz narzędzi skrawających charakterystycznych dla poszczególnych maszyn.

Centra obróbkowe (rys. 1) i obrabiarki Gantry z portalem charakteryzują się:
- dużą sztywnością,
- dużą prędkością obrotową i momentem obrotowym,
- najczęściej wrzecionami z chwytem HSK o małym biciu,
- wewnętrznym doprowadzeniem chłodziwa lub zastosowaniem MMS,
- zmienną prędkością obrotową i ruchu posuwowego,
- programowalnymi cyklami wiercenia (Hiccup/Pecking),
- pięcioma osiami,
- izolowaną przestrzenią roboczą z odciągiem z przestrzeni roboczej,
- w przypadku obrabiarek Gantry najczęściej otwartą konstrukcją z odciągiem montowanym osobno.

Na centrach obróbkowych wykonuje się elementy przestrzenne mało i średnio gabarytowe mocowane kompaktowo i stabilnie. Na obrabiarkach typu Gantry obrabia sie wielkogabarytowe elementy, a mocowanie ich jest duże i często bardzo sztywne. Na centrach obróbkowych wykorzystuje się w większości krótkie narzędzia skrawające – długości narzędzi uzależnione od kształtu obrabianego elementu. Na obrabiarkach Gantry narzędzia są z reguły dłuższe – długość narzędzia często uzależniona od zamontowanego odciągu, względnie tulei prowadzącej.

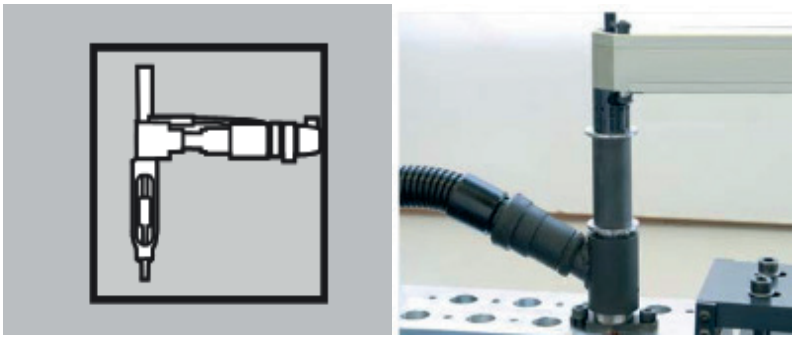


Rys. 1. Centrum obróbkowe dedykowane do obróbki materiałów kompozytowych [5]

Jednostki wiercąco posuwowe (BVE) (rys. 2) charakteryzują się:
- lekkim wykonaniem,
- średnio dokładnym biciem wrzeciona,
- wewnętrznym doprowadzeniem chłodziwa lub zastosowaniem MMS,
- obrotami i posuwem sterowanymi poprzez przebudowanie przekładni (w pneumatycznych jednostkach wiercąco-posuwowych),
- najczęściej posuwem skokowym (Hiccup/Pecking),
- brakiem możliwości pełnej eliminacji drgań,
- tylko jedną osią posuwową,
- wyraźnie dłuższym czasem obróbki.

Obrabia się na nich wielkogabarytowe elementy. Obrabiarka wchodzi w przedmiot a elementy mocujące zamontowane są do elementów obrabianych.

Narzędzia prowadzone są częściowo w tulejach i ogromnie ważne jest dokładne ustawienie narzędzia przy zamontowaniu. Stosuje się w nich duże rowki wiórowe, wychodzące często poza tuleję prowadzącą i odciąg warunkujące optymalne tworzenie wióra. Wymagane są tutaj narzędzia standardowe ze specjalnymi chwytami lub stalowymi chwytami gwintowanymi.



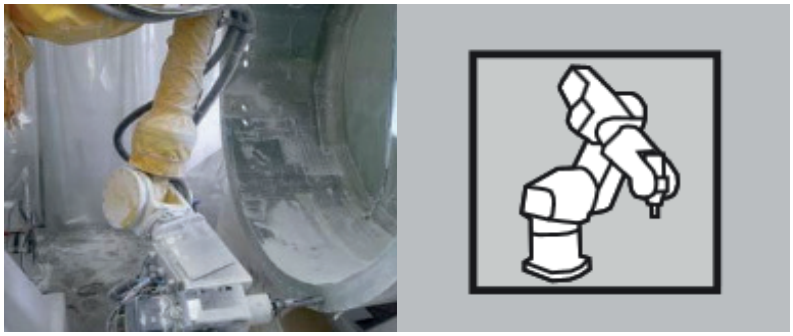
Rys. 2. Jednostka wiercąco-posuwowa dedykowana do obróbki materiałów kompozytowych [5]

Roboty stosowane do obróbki (rys. 3) posiadają:
- możliwość stosowania dużych prędkości ruchu posuwowego i prędkości obrotowych w zależności od rodzaju wrzeciona,
- mało stabilną konstrukcję uwarunkowaną napędem osi poprzez pasek zębaty,
- maksymalną powtarzalność 0,1–0,2 mm (utrudniona lokalizacja już wywierconego otworu),
- wewnętrzne doprowadzenie chłodziwa,
- programowalne cykle wiercenia i również posuw skokowy (Hiccup/Pecking).

Umożliwiają one elastyczną obróbkę różnego rodzaju wielkogabarytowych elementów.

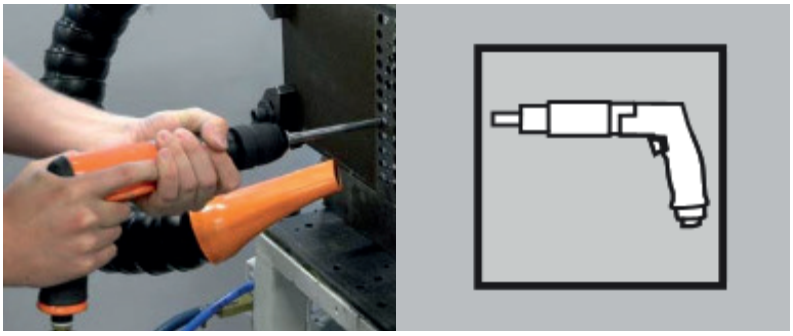
Stosuje się narzędzia wiertarskie o średnicy powyżej 8 mm, koniecznie ze stopniem wstępnym. Długość narzędzia uzależniona jest od zamontowanego odciągu, względnie tulei prowadzącej.

Obrabiarki ręczne charakteryzują się:
- w większości napędem pneumatycznym,
- siłą posuwową i wynikiem obróbki uzależnionymi od operatora,
- możliwością kontrolowania posuwu (tylko w obrabiarkach z hydraulicznym hamulcem”
- brakiem możliwości ustawienia prędkości obrotowej i bicia wrzeciona,
- brakiem chłodzenia (tylko z zewnątrz),
- korzystną ceną zakupu,
- narzędziami mocowanymi najczęściej w tulejkach zaciskowych.



Rys. 3. Robot dedykowany do obróbki materiałów kompozytowych [5]

Obrabia się w ten sposób przedmioty wielkogabarytowe, gdzie obrabiarka wchodzi w przedmiot.
Długości narzędzi uzależnione są od miejsc wykonywania obróbki. W tym przypadku specjalna geometria narzędzia zapobiega gwałtownemu wcinaniu w materiał a prostopadłe nawiercanie możliwe jest z zastosowaniem tulei prowadzącej lub „trójnogu".



Rys. 4. Centrum obróbkowe dedykowane do obróbki materiałów kompozytowych [5]

2. WIERCENIE NA SUCHO MATERIAŁÓW KOMPOZYTOWYCH WZMACNIANYCH WŁÓKNEM WĘGLOWYM

Wiercenie na sucho materiałów kompozytowych jest od wielu lat obiektem bardzo intensywnych badań. Podyktowane jest to nie tylko niższymi kosztami narzędziowymi i maszynowymi, oraz możliwością wyeliminowania operacji mycia części po obróbce, ale również bardziej stabilnym procesem obróbki ubytkowej. Suchy pył powstający podczas procesu skrawania daje się znacznie łatwiej usunąć z otworu, również w przypadku barku sprężonego powietrza doprowadzonego wewnątrz narzędzia.

2.1. WIERCENIE NA SUCHO PAKIETÓW MATERIAŁOWYCH CFRP/ALUMINIUM

Porównując dwie grupy materiałów: materiały kompozytowe i materiały metalowe, uwidacznia się kilka kluczowych dla procesu obróbki skrawaniem różnic. Pierwszą z nich jest odporność cieplna. W przypadku materiałów kompozytowych proces pirolizy (rozkładu termicznego pod działaniem wysokiej temperatury) zachodzi już powyżej 150˚C. Kolejną bardzo znaczącą różnicą jest charakter samego procesu skrawania. Obróbkę ubytkową materiałów metalicznych można opisać jako ciągły mechanizm oddzielania materiału w wyniku działania ostrza narzędzia, a w przypadku materiałów kompozytowych mechanizm ten ma charakter procesu pękania. Temperatura występująca podczas procesu skrawania nie ma jedynie negatywnego znaczenia. Wstępne „podgrzanie" obrabianego materiału czy tez narzędzia ułatwia proces oddzielania materiału i formowania wiórów. Aby dokładnie zrozumieć różnicę w procesie kształtowania ubytkowego metali i materiałów kompozytowych, warto posłużyć się prostym przykładem. Skrawanie materiałów metalicznych można przedstawić, jako proces cięcia masła (proces ciągły). Krojenie zimnego masła za pomocą zimnego noża jest dosyć trudnym zadaniem, w przypadku jednak, gdy podgrzejemy masło lub też nawet nóż cały proces zachodzi dużo łatwiej a siły skrawania są znacznie mniejsze. Większość stosowanych do tej pory narzędzi to narzędzia przeznaczone do obróbki materiałów metalicznych, im więcej ciepła jest generowane w obszarze skrawania tym łatwiej zachodzi proces skrawania. Zastosowanie tego typu narzędzi do obróbki materiałów kompozytowych może doprowadzić do powstawania uszkodzonych termicznie warstw kompozytu, które jednoznacznie eliminują część z zastosowania w zespole. Posługując się nadal przykładem, obróbkę ubytkową materiałów kompozytowych przedstawić można, jako obieranie kurzego jajka. Krawędź łyżki nie jest ostra a pęknięcia powstające na skorupce są jedynie wynikiem siły oddziaływania pomiędzy narzędziem a materiałem. W przypadku tego procesu do oddzielenia materiału nie jest potrzebne ciepło.

2.2. PROBLEMY PODCZAS WIERCENIA NA SUCHO

Podczas wiercenia materiałów metalicznych, zadziory powstające na spodniej części otworu nie są jedynie wynikiem siły osiowej generowanej przez ścin wiertła, ale głównie temperaturą powstającą na krawędzi skrawającej. Obszar temperatury maksymalnej zlokalizowany jest dookoła ścinu wiertła. Fala ciepła przed wiertłem kumuluje się blisko powierzchni spodniej wierconego elementu i powoduje zmiękczenie materiału, a dodatkowe oddziaływanie siły osiowej podczas wychodzenia wiertła z materiału prowadzi do odkształcenia plastycznego materiału i formowania wiórów. Idealnym rozwiązaniem jest narzędzie, które generuje ciepło jedynie w ograniczonym obszarze dookoła osi wiertła, pozostawiając obwodowe obszary krawędzi skrawających o znacznie mniejszej temperaturze.

2.3. OSZCZĘDNOŚCI PŁYNĄCE Z ZASTOSOWANIA WIERCENIA NA SUCHO

Wyeliminowanie cieczy chłodzącej podczas wiercenia pakietów materiałowych stwarza nowe możliwości zwiększenia efektywności procesu produkcyjnego i obniżenia jego kosztów, ponieważ:

- suchy pył daje się łatwiej usunąć ze strefy skrawania,
- zastosowanie półfabrykatów bez kanałów chłodzących obniża koszty narzędziowe i wpływa pozytywnie na stabilność wiertła,
- eliminowane są koszty związane z zastosowaniem cieczy chłodzących i ich utylizacją,
- obniżają się koszty produkcyjne poprzez wyeliminowanie procesu mycia części po obróbce,
- duża łatwiejsze jest usuwanie suchego pyłu z obszaru roboczego maszyny.

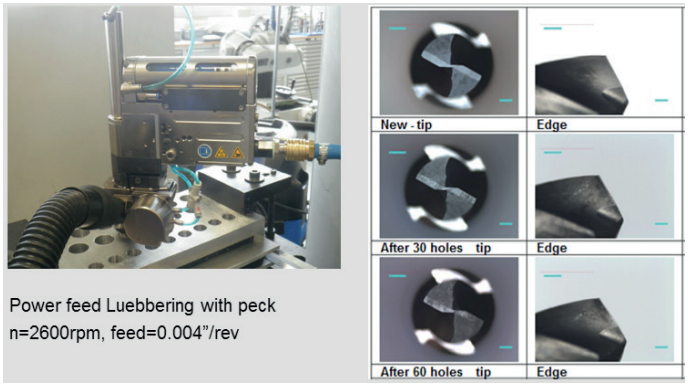
2.4. NOWOCZESNE ROZWIĄZANIA W OBSZARZE WIERTEŁ DEDYKOWANYCH DO WIERCENIA NA SUCHO PAKIETÓW MATERIAŁOWYCH

Testy zostały przeprowadzone na próbkach wykonanych z dwóch rodzajów materiałów: materiału kompozytowego składającego się z włókien węglowych typu IMS oraz matrycy typu M21E oraz stopu aluminium 2024 znajdującego się na zewnętrznych warstwach pakietu. W celu zmniejszenia ryzyka występowania korozji podczas eksploatacji zbudowanych w ten sposób elementów, zewnętrzne warstwy zostały pokryte czystym aluminium. Celem testów było wykonanie minimum 60 otworów jednym wiertłem bez występowania zjawisk negatywnych, między innymi powstawania zadziorów na wyjściu wiertła, oraz zachowania tolerancji wykonywanych otworów w klasie IT8.



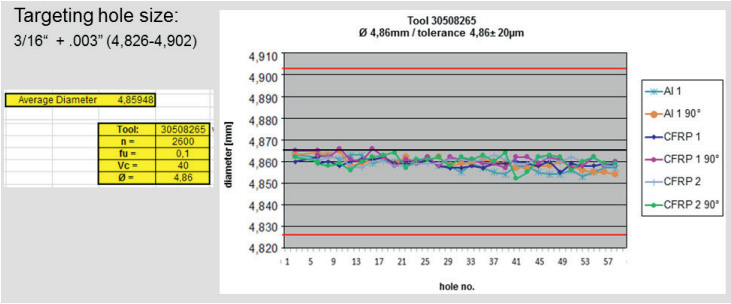
Rys. 5. Narzędzia stosowane do wiercenia i frezowania na sucho materiałów kompozytowych i pakietów materiałowych kompozyt/aluminium [5]

2.5. WYNIKI TESTÓW WIERCENIA PAKIETÓW MATERIAŁOWYCH KOMPOZYT/ALUMINIUM



Rys. 6. Wiertło wykorzystane do testów oraz próbka wykonana jako pakiet składający się w ¼ z aluminium (powierzchnia wejściowa), ¾ kompozytu oraz ¾ kompozytu (powierzchnia wejściowa) i ¼ aluminium [6]

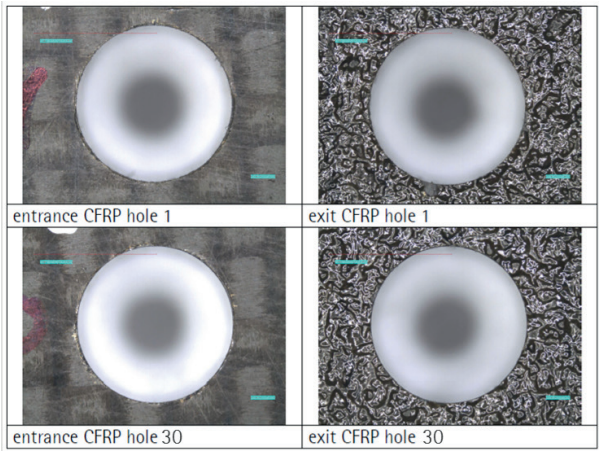
Po wykonaniu 60 otworów wiertło nie wykazywało praktycznie żadnego widocznego zużycia. Udało się to osiągnąć dzięki zastosowaniu pokrycia diamentowego (CVD). Dalsze testy trwałościowe pozwoliły osiągnąć bardzo wysoki próg 870 otworów. Zastosowanie odpowiednio zmodyfikowanej geometrii wiertła pozwoliło również na uzyskanie stabilnej i mieszczącej się w klasie dokładności IT8 średnicy otworu.



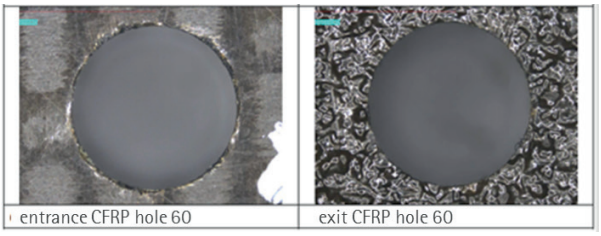
Rys. 7. Wyniki pomiaru średnic poszczególnych warstw pakietu [6]

Wielkość zadziorów powstających podczas wiercenia również została ograniczona znacznie poniżej wymaganej granicy 0,1 mm. Zastosowanie wierteł o specjalnie zmodyfikowanej geometrii pozwoliło na osiągnięcie minimalnej wielkości zadziorów niezależnie od kierunku wiercenia (niezależnie od tego czy warstwa kompozytu znajduje się na górze czy na dole wierconego pakietu).

W celu dokonania pomiaru temperatury podczas procesu wiercenia, do pakietu została dołożona jeszcze jedna warstwa wykonana z aluminium. Termopary zostały

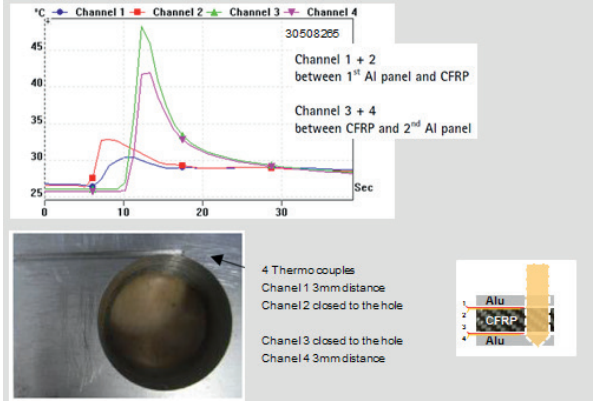


Rys. 8. Widok otworów po wierceniu (wiercenie kompozyt do aluminium) [6]



Rys. 9. Widok otworów po wierceniu (wiercenie aluminium do kompozyt) [6]

zamontowane bezpośrednio wzdłuż obwodu otworu i w odległości 3 mm. Dzięki temu możliwe było zmierzenie temperatury podczas jednego przejścia wiertła, w obydwu wersjach: aluminium/kompozyt, kompozyt/aluminium. Wszystkie zarejestrowane pomiary wykazały temperaturę w strefie skrawania poniżej 50 ˚C [3].



Rys. 10. Pomiar temperatury pomiędzy warstwami [6]

LITERATURA

[1] BRINKSMEIER E., JANSSEN R., *Drilling of multi-layer composite material consisting of carbon fiber reinforced plastic (CFRP), titanium, aluminium alloys.* CIRP Ann., 51(1), 2002, 87–90.
[2] CANTERO J.L., TARDIO M.M., CANTELI J.A., MARCOS M., MIGUELEZ M.H., *Dry drilling of alloy Ti-6Al-4V.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 45, 2005, 1246–1255.
[3] DAVIM J.P., REIS P., *Damage and Dimensional Precision on Milling CarbonFiber-Reinforcement Plastics using Design Experiments*. Journal of Material Processing Technology, 160, 2005, 160–167.
[4] MAPAL materiały firmowe, „IMPULSE 43".
[5] Mapal Katalog.
[6] MUELLER-HUMMEL P., MAPAL, WIEMANN A., LUEBBERING, ATARASIA A., MAPAL INC., *One shot dry drilling of composites aluminium hybrid stacked materials in IT8 quality*.
[7] NOUARI M., LIST G., GIROT F., COUPARD D., *Experimental analysis and optimization of tool wear in dry machining of aluminium alloys*. Wear, 255, 2003, 1359–1368.
[8] RAMULU M, BRANSON T. KIM D. (2001) A Study on the Drilling of Composites and Titanium Stack, Composite Structures & Manufacture 43 (11)(2003) 1087-1092, 54;67-77.
[9] VIJAYARAGHAVAN A.: Drilling of Fiber-Reinforced Plastics – Tool Modeling and Defect Prediction, 2006.

MODERN TOOLING SOLUTIONS DEDICATED TO MACHINING OF MATERIALS APPLIED IN AEROSPACE INDUSTRY

The above research work presents problems during machining of parts made from modern materials used in aerospace industry such as: titanium, inconel and carbon fibers reinforced materials and material packages created from a combination of these materials. Article presents a modern tool solution involving the use of innovative geometry and material for the blades of tools, allowing to optimizing the production process. The article discusses the topic of the specific problems encountered during machining of materials used in aviation industry, as well as possible solutions for their elimination through selection of appropriate tools and cutting parameters.

Key words: machining, tool geometry, tool materials, titanium, inconel, composites

7. ZJAWISKA FIZYCZNE W PROCESIE SKRAWANIA

WPŁYW ŁAMACZA WIÓRA FREZU PALCOWEGO NA PRZEBIEG WYSOKOWYDAJNEGO FREZOWANIA STOPÓW ALUMINIUM

Jan BUREK, Łukasz ŻYŁKA, Marcin PŁODZIEŃ, Michał GDULA[1]

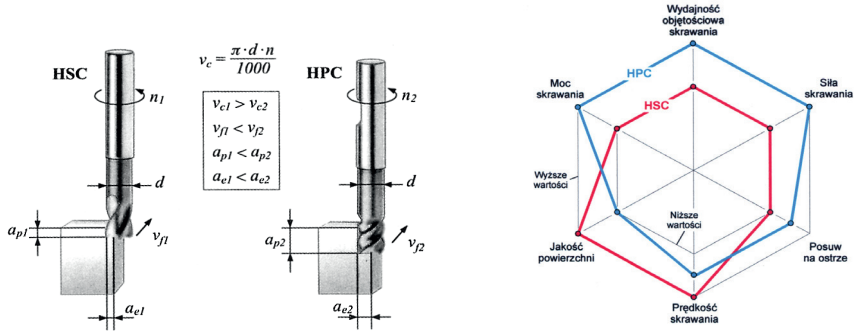
1. WPROWADZENIE

Zastosowanie materiałów o małym ciężarze właściwym wpływa bezpośrednio na redukcję całkowitej masy produkowanego wyrobu, co np. w przemyśle lotniczym bądź samochodowym wpływa znacząco na redukcję kosztów eksploatacyjnych. Stopy aluminium są jednymi z najczęściej stosowanych materiałów lekkich w przemyśle samochodowym, lotniczym i kosmicznym. Duże zainteresowanie tym materiałem wynika z korzystnych właściwości mechanicznych i termicznych, ponadto materiał ten jest stosunkowo łatwy do kształtowania, zwłaszcza metodami obróbki ubytkowej. W rzeczywistości stopy aluminium posiadają wyższy wskaźnik skrawalności niż inne materiały zaliczane do rodziny materiałów lekkich takich jak stopy tytanu bądź magnezu [1, 2, 7, 8].

Wskaźnik skrawalności stopów aluminium określany jest poprzez różne kryteria, takie jak trwałość narzędzia, jakość powierzchni po obróbce, wydajność usuwanego materiału czy też moc skrawania [7].

W praktyce przemysłowej stosowane są dwie metody kształtowania ubytkowego stopów aluminium. Pierwsza polega na usuwaniu materiału z dużymi prędkościami skrawania HSC (High Speed Cutting), która charakteryzuje się dużymi wartościami prędkości skrawania v_c nawet 5 ÷ 10 krotnie większymi niż podczas frezowania konwencjonalnego, dużą prędkością posuwu v_f oraz małym dosuwem osiowym a_p (rys. 1). W konsekwencji uzyskuje się skrócenie czasów głównych, wzrost wydajności ubytkowej, redukcję sił skrawania i lepszą jakość powierzchni. Kształtowanie z dużymi prędkościami skrawania stosuje się w obróbce kształtującej i wykończeniowej (rys. 1) [1, 2, 5, 6].

[1] Politechnika Rzeszowska, Katedra Technik Wytwarzania i Automatyzacji, ul. W. Pola 2, 35-959 Rzeszów.



Rys. 1. Porównanie zasad obróbki HPC i HSC [5, 6]

Drugą metodą kształtowania ubytkowego stopów aluminium jest obróbka wysokowydajna HPC (High Performance Cutting), będąca rozwinięciem obróbki HSC. Pod pojęciem obróbki wysokowydajnej często rozumie się przetwarzanie mocy jaką dysponuje wrzeciono główne obrabiarki w maksymalną objętość skrawanego materiału [4, 5, 6]. Charakterystyczną cechą tego procesu jest stosowanie 2 ÷ 5 krotnie większych prędkości skrawania v_c niż w przypadku obróbki konwencjonalnej, maksymalnych wartości posuwu na ostrze f_z, dosuwu promieniowego a_e i osiowego a_p (rys. 1). Zazwyczaj wartości dosuwu osiowego przyjmuje się na poziomie a_p=(1÷1.5)·d mm, a dosuwu promieniowego a_e=(0.7÷1)·d mm.

Frezowanie wysokowydajne poprzez zwiększone wartości dosuwu i posuwu znacząco poprawia produktywność jednakże kosztem pogorszenia jakości powierzchni po obróbce. Z uwagi na to frezowanie HPC jest procesem stosowanym zazwyczaj w obróbce zgrubnej i kształtującej (rys. 1).

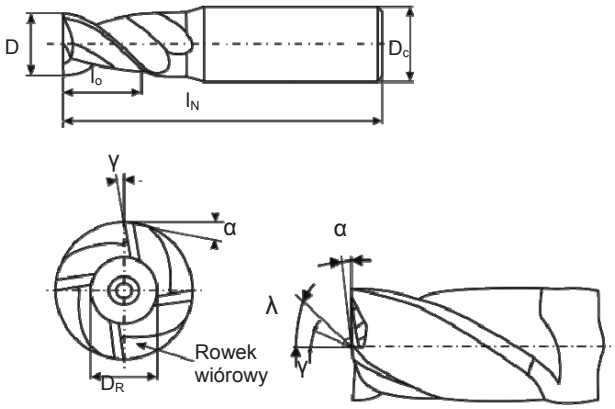
1.1. NARZĘDZIA DO OBRÓBKI HPC

Podwyższenie wydajności procesu obróbkowego w znacznym stopniu uwarunkowane jest doborem odpowiedniego materiału narzędziowego i geometrii narzędzia skrawającego. Obecnie do obróbki stopów aluminium stosuje się frezy pełnowęglikowe z polerowanymi rowkami wiórowymi bądź znacznie droższe w produkcji frezy trzpieniowe z lutowaną płytką z diamentu polikrystalicznego. Natomiast frezowanie HPC stopów aluminium najczęściej realizowane jest narzędziami z drobnoziarnistych lub ultra-drobnoziarnistych węglików spiekanych, które charakteryzują się wysoką twardością, wysokim współczynnikiem sprężystości wzdłużnej oraz dobrą wytrzymałością na zginanie. Wymienione właściwości pozwalają uzyskać korzystniejszą charakterystykę eksploatacyjną tych narzędzi w porównaniu do innych materiałów narzędziowych [2].

Zazwyczaj w obróbce HPC stopów aluminium stosuje się frezy trzpieniowe (palcowe) o tzw. „agresywnej geometrii ostrza”. Do najważniejszych parametrów geometrycznych narzędzia zalicza się: stosunek średnicy do długości (D/l_0),

geometrię ostrzy czołowych i walcowych, czyli kąty natarcia γ i przyłożenia α, kąt nachylenia linii ostrza λ, liczbę ostrzy *z* oraz wielkość rowka wiórowego (rys. 2).

Większość firm narzędziowych posiada w swojej ofercie narzędzia do obróbki stopów aluminium, zazwyczaj o różnym ukształtowaniu geometrycznym powierzchni bocznej frezu. Tradycyjnym ukształtowaniem narzędzia jest ciągła linia ostrza na powierzchni bocznej, natomiast dostępne są również wykonania frezów z łamaczem wióra.



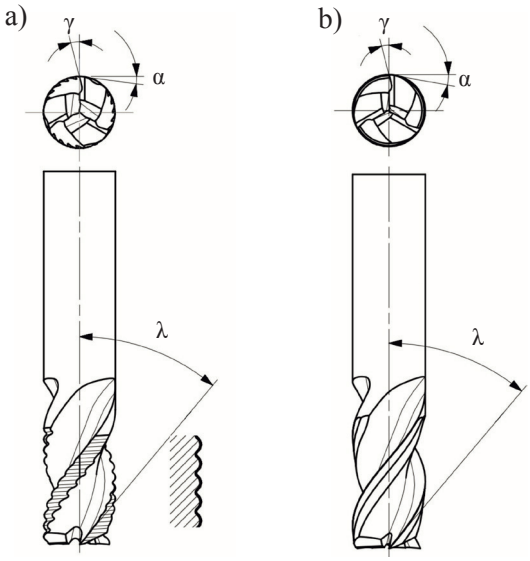
Rys. 2. Geometria freza palcowego [2]

Ostrza frezów, których charakter pracy jest cykliczny, powodują powstawanie wiórów odcinkowych, jednakże w obróbce wysokowydajnej (duże wartości a_p, f_z) istnieją trudności z ich odprowadzeniem. W celu rozdzielenia wiórów stosuje się łamacze wiórów w postaci zaszlifowanych rowków bądź pofalowań na krawędziach skrawających. Przesunięcie łamaczy względem siebie na kolejnych ostrzach powoduje podział wióra na jego szerokości [3]. Tego typu narzędzia stosuje się do obróbki zgrubnej i kształtującej, gdyż dodatkowo powodują pogorszenie jakości powierzchni w stosunku do narzędzi bez łamacza.

Z uwagi na brak badań dotyczących wpływu ukształtowania linii ostrza na przebieg obróbki, podjęto próbę określenia wpływu łamacza wióra na przebieg siły skrawania podczas obróbki HPC.

2. WARUNKI BADAŃ

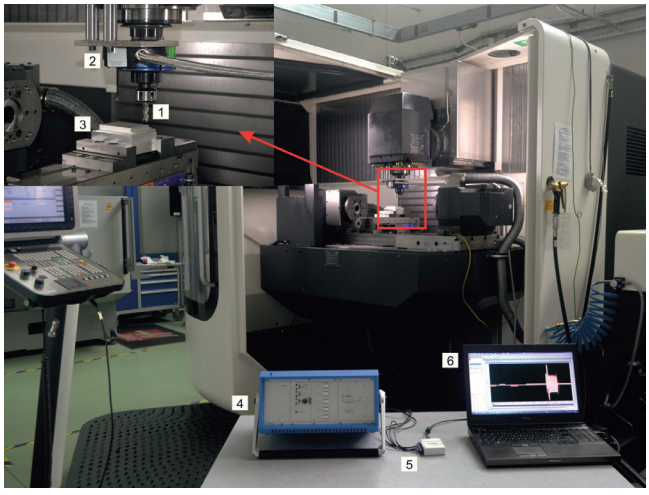
Badania miały na celu porównanie siły stycznej F_t dwóch typów frezów dedykowanych do obróbki stopów aluminium o różnym ukształtowaniu linii ostrza na powierzchni walcowej frezu. Narzędzia użyte do badań to 3-ostrzowe frezy palcowe firmy SANDVIK COROMANT o średnicy 12 mm, kącie nachylenia linii ostrza λ = 40º, kącie natarcia γ = 10º, kącie przyłożenia α = 13º wykonane



Rys. 3. Frezy zastosowane w badaniach: a) z łamaczem wióra, b) bez łamacza wióra

z węglika spiekanego H10F. Jedno narzędzie to narzędzie katalogowe nr R216.33-12040-AC26U z geometrią łamacza wióra „Kordell", natomiast drugie to narzędzie o takiej samej geometrii lecz bez łamacza wióra (rys. 3).

Materiałem obrabianym był stop aluminium 6061 o twardości 80HB. Badania wykonano na 5-osiowym centrum obróbkowym DMU 100 MonoBlock firmy DECKEL MAHO (rys. 4).



Rys. 4. Stanowisko badawcze: 1 – frez palcowy, 2 – siłomierz obrotowy, 3 – materiał obrabiany, 4 – wzmacniacz ładunku, 5 – przetwornik A/C, 6 – komputer

Frezowano próbkę badawczą w postaci kostki o wymiarach 78x98x50 mm, którą zamocowano w imadle hydraulicznym na stole obrabiarki. Badane narzędzia mocowano w uchwycie siłomierza obrotowego zachowując stałą wartość wysięgu, który mierzono na przyrządzie optycznym smarTcheck 450 firmy ZOLLER. Badania prowadzono zmieniając dwa parametry v_f i a_p dla każdego typu narzędzia. Przyjęto stałe wartości parametrów prędkości skrawania v_c oraz szerokości skrawania a_e, a zmieniano parametry prędkości posuwu v_f oraz głębokości skrawania a_p zgodnie z tabelą 1.

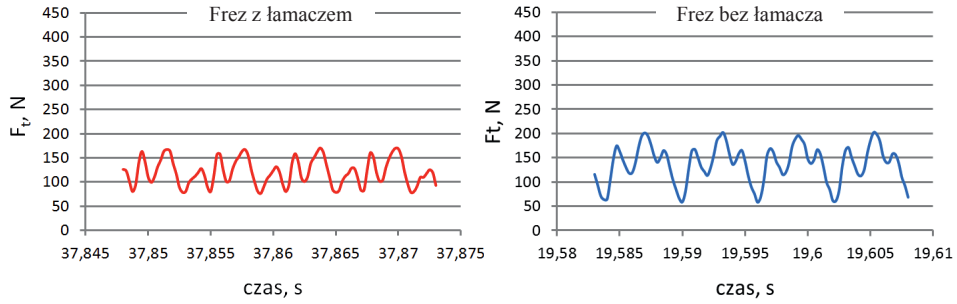
Tabela 1. Zakres i warunki badań

Zmiana głębokości skrawania		Zmiana prędkości posuwu	
a_p [mm]	4; 6; 8; 10	v_f [m/min]	1,5; 2; 2,5; 3
Stałe parametry technologiczne			
a_e [mm]	9,6	a_e [mm]	9,6
v_c [m/min]	370	v_c [m/min]	370
v_f [m/min]	1,5	a_p [mm]	5

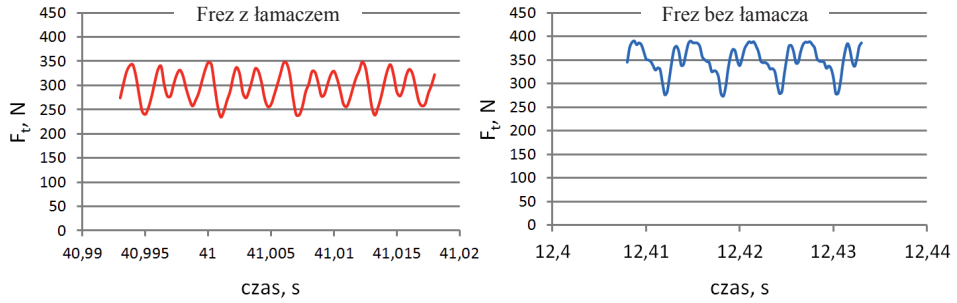
W każdym przejściu rejestrowano siłę skrawania przy użyciu siłomierza obrotowego typ 9123CQ05 firmy Kistler mierząc składowe F_x, F_y, F_z, M_z. Sygnał z siłomierza wzmacniany był za pomocą wzmacniacza ładunku typ 5223 firmy Kistler, filtrowany filtrem dolnoprzepustowym z częstotliwością graniczną 2 kHz i przetwarzany na postać cyfrową przetwornikiem 12-bit A/C firmy National Instrument. Dane rejestrowano z wykorzystaniem oprogramowania Labview SignalExpress.

3. ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ

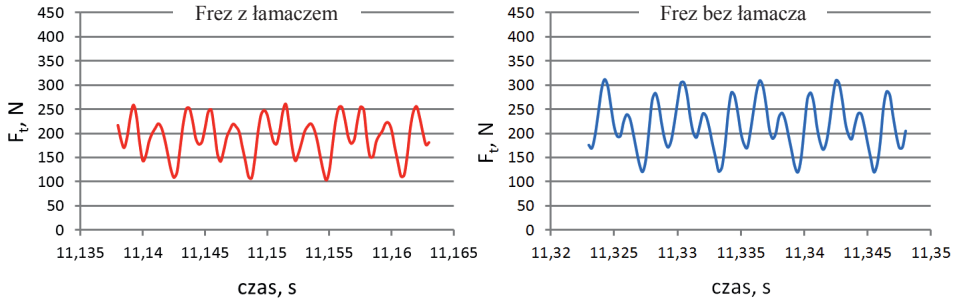
Na rysunkach 5 ÷ 8 przedstawiono przebiegi czasowe siły stycznej F_t dla maksymalnych i minimalnych wartości parametrów v_f i a_p.



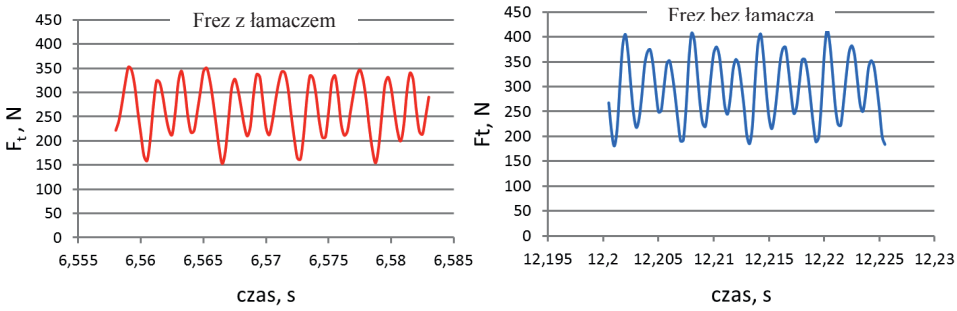
Rys. 5. Przebieg siły stycznej podczas frezowania z parametrami: a_p = 4 mm, v_f = 1,5 m/min



Rys. 6. Przebieg siły stycznej podczas frezowania z parametrami: a_p = 10 mm, v_f = 1,5 m/min



Rys. 7. Przebieg siły stycznej podczas frezowania z parametrami: a_p = 5 mm, v_f = 1,5 m/min

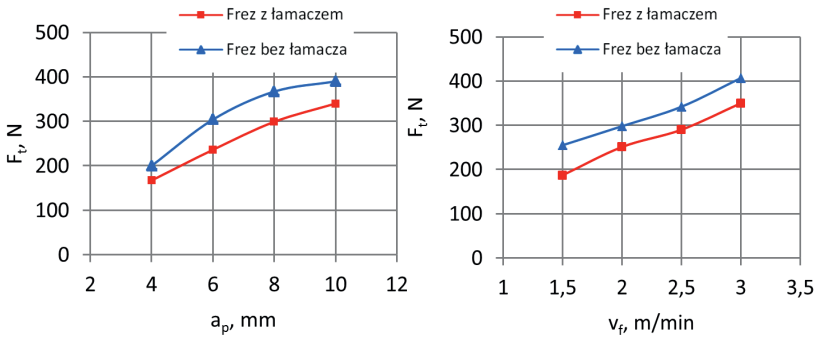


Rys. 8. Przebieg siły stycznej podczas frezowania z parametrami: a_p = 5 mm, v_f = 3 m/min

Z przestawionych przebiegów czasowych siły stycznej wynika, że przy mniejszych wartościach a_p wyraźne są wejścia ostrzy narzędzia w materiał obrabiany. Natomiast przy maksymalnej głębokości a_p = 10 mm zauważalne jest znaczące zniekształcenie sygnału siły stycznej dla narzędzia bez łamacza wióra w porównaniu do narzędzia z łamaczem wióra. Zniekształcenie to wynika z pojawiania się drgań samowzbudnych podczas skrawania frezem bez łamacza. Analizując przebiegi siły stycznej dla maksymalnej prędkości posuwu v_f = 3 m/min można

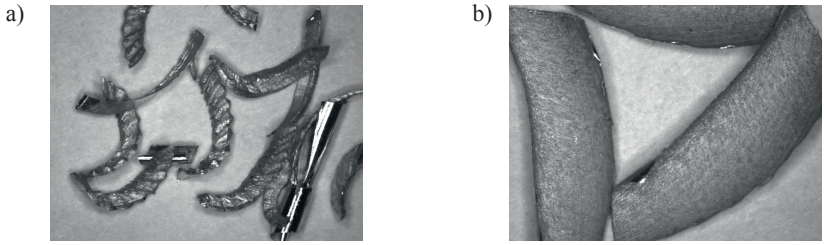
zauważyć jednakowy charakter przebiegu siły, ale w przypadku obróbki ostrzem bez łamacza wióra charakteryzuje się on większym rozrzutem wartości.

Na rysunku 9 przedstawiono zestawienie zmian siły stycznej w funkcji parametrów v_f i a_p. Siła styczna dla frezu bez łamacza wióra jest o około 10-20% większa niż w przypadku frezu z łamaczem wiórów.



Rys. 9. Wykresy zmian siły stycznej F_t w funkcji a_p i v_f

Zastosowanie freza z łamaczem wióra powoduje również rozdrobnienie wióra niezależnie od wartości parametrów a_p i v_f, co widoczne jest na rys. 10. Jednakże rozdrobnienie wiórów odbywa się kosztem jakości powierzchni, która w przypadku obróbki frezem z łamaczem wióra jest wielokrotnie gorsza niż w przypadku skrawania frezem bez łamacza.



Rys. 10. Postać wiórów po obróbce frezem: a) z łamaczem wióra i b) bez łamacza

4. PODSUMOWANIE

Z przeprowadzonych badań wynika, że zastosowanie łamacza wióra wpływa na obniżenie siły skrawania. W prowadzonych próbach skrawania zanotowano 10-20% niższe siły skrawania przy obróbce frezem z łamaczem wióra w porównaniu do frezu bez łamacza. Związane to jest z rozdrobnieniem wióra oraz lepszymi warunkami chłodzenia i smarowania strefy obróbki. Jednakże jakość

powierzchni uzyskana po obróbce frezem z łamaczem wióra jest wielokrotnie niższa niż w przypadku frezu bez łamacza.

Biorąc powyższe pod uwagę można stwierdzić, że zastosowanie łamacza wióra powoduje nieznaczne obniżenie siły skrawania jednocześnie dając gorszą jakość powierzchni po obróbce. Mniejsze siły skrawania umożliwiają natomiast zwiększenie wydajności frezowania frezem z łamaczem wióra np. poprzez zwiększenie prędkości posuwu. Kolejną znaczną zaletą frezu z łamaczem jest rozdrobnienie wiórów, co może mieć istotne znaczenie w przypadku obróbki obszarów zamkniętych, np. kieszeni.

LITERATURA

[1] ANDRAE P.: *Hochleistungszerspanung von Aluminiumknetlegierungen*, Dr.-Ing. Dissertation, Hannover 2002.
[2] BUREK J., PŁODZIEŃ M.: *Wysoko wydajna obróbka części ze stopów aluminium o złożonych kształtach*. Mechanik nr 7/2012.
[3] CICHOSZ P.: *Narzędzia skrawające*. WNT Warszawa 2006.
[4] GROPPE M.: *Prozessauslengung für die Hochleistungfräsbearbeitung von Aluminium-Strukturbauteilen*, Dr.-Ing. Disseration, Hannover 2005.
[5] OCZOŚ K. E.: *Obróbka wysokowydajna – (HPC)*. Mechanik11/ 2004, s. 701-709.
[6] OCZOŚ K. E.: *Rozwój innowacyjnych technologii ubytkowego kształtowania materiałów*. Mechanik 8-9/ 2002, s.537-550.
[7] SONGMENE V., KHETTABI R., ZAGHBANI I., KOUAM J., DJEBARA A.: *Machining and Machinability of Aluminum Alloys*, Aluminium Alloys, Theory and Applications, InTech 2011, s. 377-400.
[8] ŻYŁKA Ł., PŁODZIEŃ M.: *Stabilność 5-osiowego frezowania stopów aluminium.* Mechanik 2/2013, XI Forum Inżynierskie Stowarzyszenia ProCAx. Wydanie płytowe.

THE INFLUENCE OF END MILL CHIP BREAKER ON HIGH PREFORMACE CUTTING OF ALUMINIUM ALLOYS

High performance cutting is a key issue for efficient milling of aluminum alloys. In this article there was presented the variation of the cutting forces during milling using end mills with chip breaker and without it. There was also determined the influence of chip breaker on cutting forces, chips shape and quality of machined surface.

Key words: high performance cutting, end mill geometry, chip breaker

BADANIA WPŁYWU WŁAŚCIWOŚCI CIECZY CHŁODZĄCO-SMARUJĄCYCH NA SIŁY SKRAWANIA PODCZAS TOCZENIA

Wojciech DOMAŃSKI[1], Tadeusz LEPPERT[2], Robert POLASIK[2]

1. WSTĘP

Ciecze chłodząco-smarujące w procesie skrawania oddziałują zarówno na przebieg procesu skrawania jak i na jakość obrabianych przedmiotów. Jednym z aspektów procesu skrawania mającym istotny wpływ na jakość obrobionych przedmiotów jest siła całkowita skrawania, której wartości są silnie skorelowane z warunkami chłodzenia i smarowania strefy skrawania [4,6]. Czynnikiem decydującym o oddziaływaniu cieczy chłodząco-smarującej na siłę całkowitą i jej składowe są głównie jej właściwości smarujące, zależne od zawartych w nich składników smarnościowych. Ponadto istotny wpływ na siłę skrawania, poza właściwościami cieczy wywierają parametry i ukierunkowanie strumienia cieczy względem ostrza.

W ciągu ostatniej dekady w celu poprawy właściwości smarnych i chłodzących CCS prowadzone były liczne badania przydatności różnych nanomateriałów stosowanych w postaci stałej lub rozproszonej w środowisku ciekłym. Do często stosowanych należą: nanocząstki grafitu, trójtlenku i dwusiarczku molibdenu, wapnia fluorku baru, srebra, policzterofluoroetylen (PTFE) i dwutlenku krzemu [1,2,8,10,11,12,13]. Przy czym najczęściej stosowane są grafit i dwusiarczek molibdenu – ze względu na właściwości smarne i krystaliczną strukturę. Zastosowanie sproszkowanego grafitu i kwasu bornego, jako środka wzmacniającego właściwości smarne w procesie toczenia stali EN 8 umożliwiło zmniejszenie ilości wytwarzanego ciepła skrawania. Stwierdzono zmniejszenie sił skrawania, temperatury, energii właściwej skrawania i chropowatości powierzchni w porównaniu z konwencjonalnym chłodzeniem i smarowaniem olejem [7,9].

Badania wpływu grafitu, dwusiarczku molibdenu w postaci proszku o wielkości ziarna 2 μm na siłę skrawania, zużycie ostrza, energię właściwą i chropowatość powierzchni podczas frezowania stali AISI1045 potwierdziły korzystny

[1] Centralny Instytut Ochrony Pracy – Państwowy Instytut Badawczy, ul. Czerniakowska 16, 00-701 Warszawa.

[2] Uniwersytet Technologiczno-Przyrodniczy, ul. Kordeckiego 20, 85-225 Bydgoszcz.

wpływ nanocząstek na przebieg i wyniki obróbki. Podczas stosowania dwusiarczku molibdenu nastąpiło znaczne zmniejszenie współczynnika tarcia, chropowatości powierzchni i spęczenia wióra w porównaniu z grafitem i emulsją [5].

Celem prezentowanej pracy było zbadanie wpływu właściwości cieczy chłodząco-smarujących, dostarczonych przez firmę ARTEFAKT, na całkowitą siłę skrawania podczas toczenia stali C45.

Badania przeprowadzone zostały w dwóch etapach:

– w pierwszym etapie zbadano wpływu właściwości trzech odmian olejów emulgujących, zastosowanych do przygotowania CCS (ARTEsol, ARTEsol Ultra AL, ARTEsol Ultra EP), na siłę skrawania,
– w drugim etapie określono wpływ dwóch zmodyfikowanych nanocząstkami olejów emulgujących (ATREsol Ag, ARTEsol Cu) na siłę skrawania. Uzyskane wyniki porównano z wynikami podczas toczenia z zastosowaniem emulsji przygotowanej na bazie oleju ARTEsol.

2. METODYKA BADAŃ

Badanie przeprowadzono na tokarce TUD 50 o mocy napędu głównego 6,7 kW. Toczono wzdłużnie wałki o średnicy ø 150 mm, wykonane ze stali konstrukcyjnej C45. Wykonano sztuczne bazy obróbkowe, każdorazowo przed wykonaniem prób wał przetaczano. Dla realizacji badań wykonano specjalny, odizolowany układ podawania CCS, składający się z otwartego zbiornika wykonanego z tworzywa sztucznego, zanurzeniowej pompy, stanowiącej oryginalne wyposażenie obrabiarki i zalewowego układu podającego ciecz do strefy skrawania. Emulsje, o stężeniu objętościowym 6%, wykonywano zgodnie z zaleceniami producenta.

W badaniach stosowano nóż tokarski o symbolu: PAFANA MSSNR 2525-M12 z wymiennymi płytkami skrawającymi z węglików spiekanych gatunku SNMG 120408 DSE BP30A. Płytki te zalecane są do szerokiego spektrum materiałów stalowych. W celu zminimalizowania wpływu zużycia ostrza na wyniki badań, dla każdego sposobu chłodzenia i smarowania stosowano nowe ostrze płytki skrawającej.

Badania oddziaływania różnych cieczy obróbkowych na siłę skrawania przeprowadzono w oparciu o program statyczny zdeterminowany kompletny [3]. W badaniach uwzględniono szeroki zakres zmian wartości parametrów skrawania, zarówno dla toczenia wykończeniowego, średnio dokładnego i zgrubnego.

Przyjęto po 3 wartości dla prędkości skrawania (v_c = 67, 165, 203 m/min) i posuwu v_f = 0,08; 0,27; 0,47 mm/obr) oraz stałą głębokość skrawania a_p = 1 mm.

W zakresie stosowanych parametrów skrawania, dla każdego z czynników badanych, przeprowadzono dziewięć prób z trzema powtórzeniami.

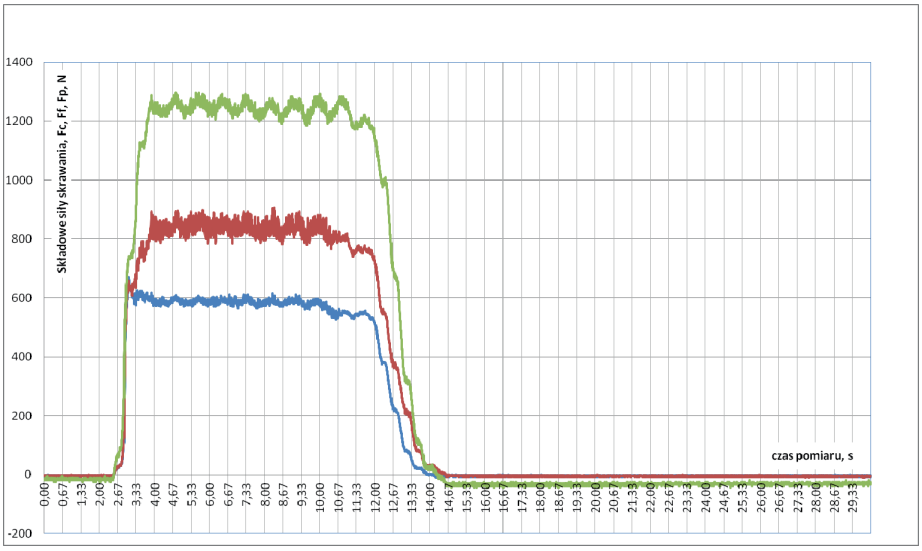
Podczas toczenia stosowano 6% emulsję sporządzoną z podanych w tabeli 1. olejów emulgujących firmy ARTEFAKT. Wymienione oleje są koncentratami oleju obróbkowego wykonanymi na bazie olejów mineralnych przeznaczonymi do

sporządzania emulsji przeznaczonych do wszystkich rodzajów obróbki żeliwa, stali i metali kolorowych. Nie powodują powstawania nitrozoamin oraz nie zawierają związków chloru, boru i azotynu sodu. Zastosowane nanocząstki miedzi i srebra wyprodukowane zostały przez firmę SkySpring Nanomaterial Inc. o zawartości 99,9% Ag i Cu oraz wymiarach 40 ÷ 60 nm.

Tabela 1 . Gatunki i właściwości olejów emulgujących stosowanych w badaniach

Właściwości	ARTEsol	ARTEsol Ultra AL	ARTEsol Ultra EP	ATREsol Ag	ARTEsol Cu
Gęstość w temp. 20°C g/cm3	0,9	1,1	1,15	0,9	0,9
Lepkość kinetyczna w temp 40°C mm^2/s	270	105	35	270	270
Zawartość oleju mineralnego %	65	35	0	65	65
Zawartość nanocząstek Ag g/l				23	
Zawartość nanocząstek Cu g/l					23

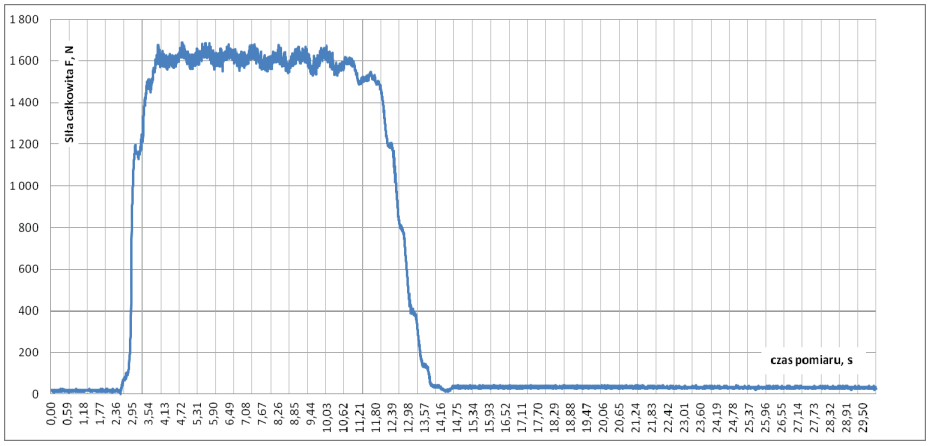
Do realizacji badań wpływu właściwości badanych cieczy chłodząco-smarujących na całkowitą siłę skrawania i jej składowe zastosowano piezoelektryczny siłomierz firmy Kistler 9247B dokonujący pomiaru trzech składowych siły całkowitej F_c, F_f, F_p, z częstotliwością próbkowania 0,00333(3)s. Sygnał pomiarowy z siłomierza przesyłany był do wzmacniacza typ 5017B firmy Kistler i rejestrowany w komputerze, wyposażonym w oprogramowanie DynoWare (producenta siłomierza) [14,15].



Rys. 1. Przykładowy przebieg składowych F_c, F_f, F_p siły całkowitej skrawania F

Na podstawie wyników pomiarów obliczono wartości średnie dla składowych siły całkowitej w zakresie ustabilizowanej zmienności ich wartości. Przykładowy przebieg składowych F_c, F_f, F_p siły całkowitej F przedstawiono na rysunku 1, a przebieg zmian wartości siły całkowitej na rysunku 2. Całkowitą siłę skrawania określono na podstawie zależności:

$$F = \left(F_c^2 + F_f^2 + F_p^2\right)^{0,5}$$



Rys. 2. Przykładowy przebieg zmian wartości siły całkowitej skrawania F

3. WYNIKI BADAŃ I ICH ANALIZA

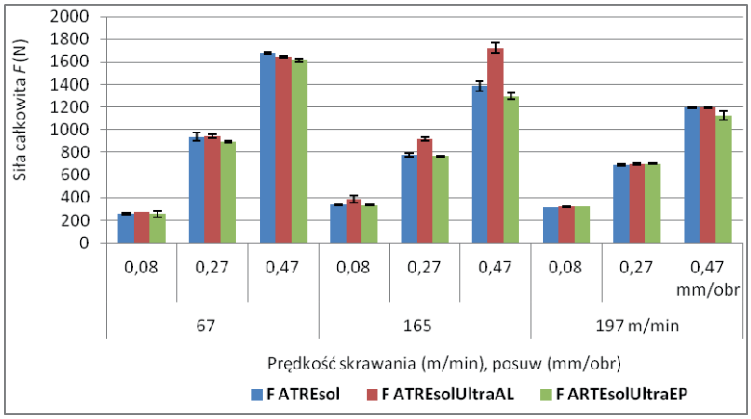
3.1. PIERWSZY ETAP BADAŃ

W pierwszym etapie badano wpływ następujących gatunków olejów emulgujących, zastosowanych do przygotowania CCS, na składowe i całkowitą siłę skrawania:

- ARTEsol
- ARTEsol Ultra AL
- ARTEsol Ultra EP

Wyniki pomiarów składowych całkowitej siły skrawania (rys. 3) wykazały, że oddziaływanie właściwości emulsji sporządzonych z wymienionych gatunków olejów emulsyjnych zależy od stosowanych parametrów skrawania. Zmiany wartości poszczególnych składowych miały analogiczny przebieg względem zróżnicowanych warunków obróbki, dlatego opis analizy wykonano dla całkowitej (wypadkowej) siły skrawania. Stwierdzono wzrost wartości siły całkowitej dla zwiększającego się posuwu w całym zakresie zastosowanych prędkości skrawania i wszystkich cieczy obróbkowych. Dla małych posuwów; 0,08 mm/obr nie

stwierdzono istotnych zmian wartości siły całkowitej względem zmiennej wartości prędkości skrawania dla wszystkich zastosowanych cieczy. Brak istotnego wpływu stosowanej cieczy na otrzymane wartości siły całkowitej. Dla posuwu 0,27 mm/obr zaobserwowano nieznaczny spadek wartości siły całkowitej dla wzrastającej prędkości skrawania. Stwierdzono odmienne – większe – wartości określonej na podstawie pomiarów siły całkowitej dla cieczy ARTEsol Ultra AL w odniesieniu do pozostałych cieczy, podczas obróbki prowadzonej z prędkością 165 m/min. Dla posuwu 0,47 mm/obr zaobserwowano nieznaczny spadek wartości siły całkowitej dla wzrastającej prędkości skrawania. Stwierdzono znacząco odmienne – większe – wartości określonej na podstawie pomiarów siły skrawania dla cieczy ARTEsol Ultra AL w odniesieniu do pozostałych cieczy, podczas obróbki prowadzonej z prędkością 165 m/min.



Rys. 3. Wpływ gatunku oleju emulgującego, prędkości skrawania i posuwu na siłę całkowitą *F*

Największe różnice – w odniesieniu do stosowanych cieczy obróbkowych – w otrzymanych, określonych na postawie pomiarów wartości siły całkowitej skrawania uzyskano, tocząc powierzchnię wałka z prędkością 165 m/min i posuwem 0,47 mm/obr. W tym przypadku i tych warunkach (podczas obróbki, z v_c = 165 m/min, v_f = 0,47 mm/obr) najmniejszą wartość siły całkowitej zmierzono w warunkach chłodzenia i smarowania emulsją ARTEsol Ultra EP. W tym przypadku i tych warunkach (podczas obróbki, z v_c = 165 m/min, v_f = 0,47 mm/obr) największą wartość siły całkowitej zmierzono w warunkach chłodzenia i smarowania emulsją ARTEsol Ultra AL.

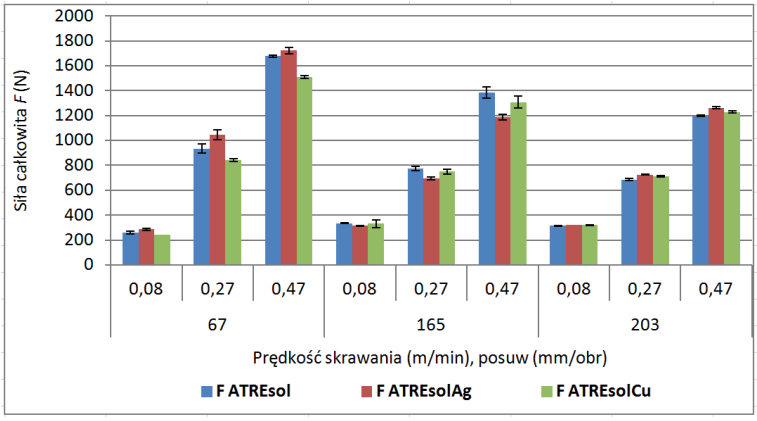
3.2. DRUGI ETAP BADAŃ

W drugim etapie badano wpływ następujących gatunków olejów emulgujących na całkowitą siłę skrawania:

- ARTEsol Ag,
- ARTEsol Cu.

Dokonano również porównania otrzymanych wyników z otrzymanymi uprzednio wynikami pomiarów siły skrawania podczas obróbki CCS przygotowaną z zastosowaniem oleju ARTEsol (niemodyfikowanego).

Wyniki pomiarów składowych siły całkowitej skrawania (rys. 4) wykazały, że oddziaływanie właściwości emulsji sporządzonych z wymienionych gatunków olejów emulsyjnych zależy od stosowanych parametrów skrawania. Zmiany wartości poszczególnych składowych miały analogiczny przebieg względem zróżnicowanych warunków obróbki, dlatego opis analizy wykonano dla całkowitej (wypadkowej) siły skrawania. Stwierdzono wzrost wartości siły całkowitej dla zwiększającego się posuwu w całym zakresie zastosowanych prędkości skrawania i wszystkich cieczy obróbkowych. Dla małych posuwów; 0,08 mm/obr nie stwierdzono istotnych zmian wartości siły całkowitej względem zmiennej wartości prędkości skrawania dla wszystkich zastosowanych cieczy. Brak istotnego wpływu stosowanej cieczy na otrzymane wartości siły całkowitej. Dla posuwu 0,27 mm/obr zaobserwowano nieznaczny spadek wartości siły całkowitej dla wzrastającej prędkości skrawania. Dla posuwu 0,47 mm/obr zaobserwowano nieznaczny spadek wartości siły całkowitej dla wzrastającej prędkości skrawania.



Rys. 4. Wpływ gatunku oleju emulgującego, prędkości skrawania i posuwu na siłę całkowitą F

Pomimo występujących różnic w otrzymywanych wartościach składowych i całkowitej siły skrawania w zależności od zastosowanej cieczy trudno o jednoznaczne stwierdzenie wpływu stosowanej emulsji, modyfikowanej nanocząsteczkami na siłę skrawania. Największe odnotowane różnice wyniosły około 16%, porównując otrzymane wartości siły całkowitej F, dla v_c = 165 m/min i v_f = 0,47 mm/obr; ARTEsol – F = 1385N, ARTEsol Ag – F = 1187N. W innym przypadku różnice wyniosły około 14%, dla v_c = 67 m/min i v_f = 0,47 mm/obr; ARTEsol Ag – F = 1723N, ARTEsol Cu – F = 1506N.

4. PODSUMOWANIE

Na podstawie analizy przeprowadzonego eksperymentu stwierdzono, iż oddziaływanie zróżnicowanych właściwości emulsji sporządzonych na bazie olejów emulgujących dostarczonych przez ich producenta firmą ARTEFAKT na siłę całkowitą skrawania było ściśle związane z zastosowanymi od podczas toczenia wartościami prędkości skrawania i posuwu.

Czynnikiem w największym stopniu wpływającym na zróżnicowanie wartości siły całkowitej skrawania wraz z równoczesnym oddziaływaniem właściwości chłodząco-smarujących stosowanych emulsji był posuw, z którego wzrostem następowało istotne zwiększenie siły całkowitej skrawania.

Zaobserwowane różnice zmierzonych i określonych wartości siły całkowitej skrawania były mało znaczące podczas toczenia w zastosowanych w eksperymencie warunkach doróbki. Tym niemniej, dla określonych wartości prędkości skrawania i posuwu występowało znaczące zróżnicowanie wartości siły całkowitej skrawania i jej składowych w zależności od właściwości (gatunku) oleju emulgującego.

Duże różnice otrzymanych wartości siły skrawania, dochodzące do 40% stwierdzono np. po toczeniu z v_c = 165 m/min i v_f = 0,47 mm/obr w warunkach chłodzenia emulsją ARTEsol Ultra Al, kiedy to siła całkowita skrawania wyniosła około 1700 N, a warunkach chłodzenia emulsją ARTEsol Ag siła całkowita skrawania wyniosła około 1200 N. Może być to czynnik istotny w szczególnych warunkach toczenia, przykładowo – przedmiotów o niewielkiej sztywności, gdzie nawet niewielkie zmniejszenie siły skrawania w sposób znaczący może poprawić efekty obróbki (np. dokładność wymiarową).

Bardziej dokładne poznanie oddziaływania właściwości CCS zawierających nanocząstki wymaga przeprowadzenia pogłębionych badań, zarówno odnoszących się do samego procesu skrawania jak i cech ukształtowanej warstwy wierzchniej. Dotyczy to szczególnie właściwości i stężenia nanocząstek w oleju lub emulsji.

LITERATURA

[1] BANACH M., KOWALSKI Z., WZOREK Z, 2007. Nanosrebro: wytwarzanie, właściwości bakteriobójcze, zastosowanie. Chemik 60 (9). 435-438.

[1] CANTER N. 2008. *Friction-reducing characteristics of nano –boric acid*. Trbology and Lubrication Technology 64 (2), 10-11.

[2] JOHN J., BHATTACHARYA M., Raynor P. 2004. *Emulsions containing vegetable oils for cutting fluid application.* Colloids and Surfaces A: Physicochem. Eng. Aspects 237, 141–150.

[3] KLOCKE F., Eisenblaetter G., 1997. *Dry Cutting*. Annals CIRP 46(2), 519 – 526.

[4] KRISHNA P.V., SRIKANT R. R, RAO D.N. *Experimental investigation to study the performance of solid lubricants in turning of AISI1040 steel*. http://pij.sagepub.com/content/224/12/1273.

[5] KURIMOTO T., BARROW G. 1982. The influence of aqueous fluids on the wear characteristics and life of carbide cutting tools. Annals CIRP 31(1), 19-23.

[6] KYUNG-HEE P., BRENT E., PATRICK Y. K. 2011. *Effect of Nano-Enhanced Lubricant in Minimum Quantity Lubrication Balling Milling.* Journal of Tribology, Vol. 133 / 031803.
[7] MATTHEW A., KALAITZIDOU K., MELKOTE S. 2009. *An investigation of graphite no-platelets as lubricant in grinding*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 49, 966–970.
[8] NAGESWARA D., RAOA P., KRISHNA V. 2008. *The influence of solid lubricant particle size on machining parameters in turning*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 48, 107–111.
[9] REDDY N.S., RAO P.V. 2006. Experimental investigation to study the effect of solid lubricants on cutting forces and surface quality in end milling. Int. J. Mach. Tools & Manuf. 46, 189–198.
[10] SHAJI S., RADHAKRISHNAN V. 2002. *Investigations on the application of solid lubricants in grinding*. Proc. Inst. Mech. Eng. P. B J. Eng. Manuf. 216, 1325–1343.
[11] SHAJI S., RADHAKRISHNAN V. 2003. Application of solid lubricants in grinding: Investigations of graphite sandwiched grinding wheels. Mach. Sci. Technol. 7 (1), 137–155.
[12] SHAJI S., RADHAKRISHNAN V., 2002. *An investigation on surface grinding using graphite as lubricant*. Int. J. Mach. Tools Manuf. 42, 733–740.
[13] Siłomierz Kistler 9257B – dokumentacja techniczna, instrukcja użytkowania. Kistler Instrumente AG Winterthur, Szwajcaria.
[14] Wielokanałowy wzmacniacz sygnału – dokumentacja techniczna, instrukcja użytkowania. Kistler Instrumente AG Winterthur, Szwajcaria.

THE STUDY OF COOLANTS PROPERTIES EFFECT ON CUTTING FORCES DURING TURNING

The results of a study of coolants properties effect on cutting forces, mild steel C45 in a wide range of cutting parameters, during turning were presented and discussed in this paper. Three types of modified emulsified oils were tested in the first stage of the experiment. In the next stage of the study, the effect of the impact of Cu and Ag nanoparticles, distributed in selected emulsified oils, on cutting forces was tested.

Key words: turning, cutting fluids, nanoparticles, cutting forces

WYZNACZANIE DYNAMICZNYCH WSPÓŁCZYNNIKÓW SIŁ SKRAWANIA METODĄ DOŚWIADCZALNĄ

Krzysztof JEMIELNIAK, Mirosław NEJMAN,
Dominika ŚNIEGULSKA-GRĄDZKA, Rafał WYPYSIŃSKI[1]

1. WSTĘP

Niezbędnym warunkiem poprawnej obróbki skrawaniem jest niedopuszczenie do występowania drgań samowzbudnych. Do przewidywania granicy stabilności niezbędna jest znajomość funkcji przejścia układu OUPN oraz procesu skrawania [6]. Tę pierwszą wyznacza się z reguły metodą analizy modalnej. Ta druga jest zależnością zmiennych składowych sił skrawania od drgań narzędzia względem przedmiotu obrabianego, zwana dynamiczną charakterystyką procesu skrawania (DCPS). Mimo iż od dawna znane są stosunkowo złożone modele tej charakterystyki (np. [3, 4, 8]), najczęściej współcześnie stosowany jest prosty, liniowy model Altintasa [1], w którym zmiany sił są proporcjonalne do zmian grubości warstwy skrawanej:

$$F_{id} = k_{id} b h_d \tag{1}$$

gdzie:
$i = t$ lub r indeks siły stycznej lub prostopadłej do prędkości skrawania,
F_{id} – dynamiczna składowa siły skrawania,
k_{id} – dynamiczne opory właściwe skrawania,
b – szerokość warstwy skrawanej,
h_d – zmienna składowa grubości warstwy skrawanej.

Takie podejście jest coraz częściej kwestionowane z dwóch względów – dynamiczne opory właściwe skrawania mogą być uznane za stałe dla stosunkowo znacznych grubości warstwy skrawanej, jednak, gdy jest ona bliska zeru – a to zachodzi przy frezowaniu – przy wejściu lub wyjściu z materiału, model ten jest bardzo niedokładny. Ponadto nie uwzględnia on tłumienia procesu skrawania, mającego – jak się współcześnie uważa – duży wpływ na stabilność np. [2, 7, 9]. Tłumienie procesu skrawania powstaje w wyniku wnikania powierzchni

[1] Politechnika Warszawska, Zakład Automatyzacji, Obrabiarek i Obróbki Skrawaniem, 02-562 Warszawa, ul. Narbutta 86.

przyłożenia w powierzchnię skrawania, co ma miejsce tylko w niewielkiej części okresu drgań. Uwzględnienie tłumienia w analitycznym rozwiązaniu granicy stabilności wymaga uproszczenia – uśrednienia tego tłumienia na cały okres, czyli przyjęcia stałej wartości tłumienia. Prowadzi to do modelu DCPS w postaci:

$$F_{id} = b(k_{id} h_d - c_{id} \dot{r}) \tag{2}$$

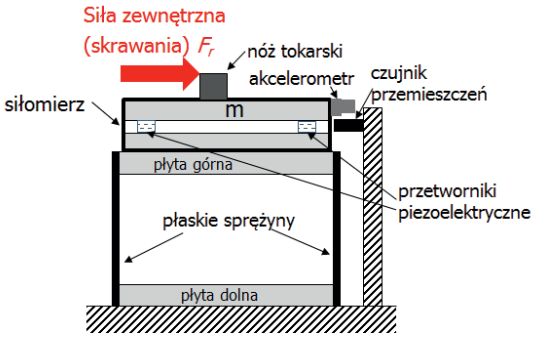
gdzie:
$\dot{r}$ – prędkość drgań w kierunku prostopadłym do powierzchni skrawania,
c_i – współczynnik tłumienia procesu skrawania.

Niezależnie od przyjętego modelu, dynamiczne współczynniki sił skrawania (DWSS – k_{id} i c_{id}) są zawsze modelowane w oparciu o statyczne pomiary sił skrawania, tj. bez występowania drgań [1, 3, 4, 8] lub w oparciu teoretyczne rozważanie interferencji powierzchni przyłożenia i powierzchni skrawania [2, 7, 9, 10]. Weryfikacja poprawności modelowania lub wręcz wyznaczanie współczynnika tłumienia procesu skrawania odbywa się przez porównanie granicy stabilności obliczonej wg modelu z wyznaczoną doświadczalnie.

W niniejszym referacie przedstawiono koncepcję i wstępne próby bezpośrednich pomiarów sił skrawania w czasie drgań narzędzia względem przedmiotu obrabianego. Metodyka ta może być zastosowana do badania dynamicznej charakterystyki procesu skrawania i gromadzenia danych o chwilowych wartościach sił skrawania w funkcji zmian parametrów skrawania, materiału obrabianego, materiału i geometrii ostrza, łącznie z mikrogeometrią (stan krawędzi skrawającej). Do przeprowadzenia badań została wykorzystana własna, nowatorska, opatentowana koncepcja pomiaru chwilowych sił skrawania przy zmiennym przekroju warstwy skrawanej [5].

2. KONCEPCJA BEZPOŚREDNICH POMIARÓW SIŁ SKRAWANIA W CZASIE DRGAŃ

Istotą koncepcji nowej metodyki badania dynamicznej charakterystyki procesu skrawania jest bezpośredni pomiar sił skrawania w czasie drgań. Oznacza to, że siłomierz musi znajdować się pomiędzy strefą skrawania, a podatnym elementem, który powoduje dynamiczne zmiany grubości warstwy skrawanej. Przedstawiono ją na rys. 1. Płyty górna i dolna są połączone podatnymi, płaskimi sprężynami, które zapewniają, że podatność w kierunku prostopadłym do nich jest znacznie większa niż w innych kierunkach. Na górnej płycie umieszczony jest trójosiowy czujnik siły (dynamometr), do którego mocowany jest nóż tokarski (dla toczenia) lub przedmiot obrabiany (dla frezowania). Do siłomierza przymocowany jest akcelerometr mierzący jego przyspieszenia. Ponadto mierzone są przemieszczenia siłomierza i elementów umieszczonych na nim przy pomocy bezdotykowego indukcyjnego czujnika przemieszczeń zamocowanego sztywno do podstawy.



Rys. 1. Koncepcja stanowiska do pomiaru dynamicznych składowych sił skrawania

Sygnał z dynamometru pochodzi z przetworników piezoelektrycznych i jest proporcjonalny do siły działającej na te przetworniki. W klasycznym przypadku, gdy siłomierz jest sztywno przymocowany do podstawy, jest to siła zewnętrzna. Jeżeli siłomierz piezoelektryczny zostanie przymocowany do podstawy, która drga, wtedy na przetworniki działa siła bezwładności górnej części siłomierza o masie m proporcjonalna do tej masy i przyspieszania ruchu drgającego – siłomierz działa jak akcelerometr. Ta siła bezwładności dodaje się do rzeczywistej siły zewnętrznej, zmieniając sygnał zmierzony:

$$F_z = F_r + F_a = F_r + ma \tag{3}$$

gdzie:

F_z – „siła" zmierzona (sygnał z siłomierza pomnożony przez współczynnik wzmocnienia),
F_r – rzeczywista siła zewnętrzna działająca na siłomierz,
F_a – siła bezwładności górnej płyty siłomierza i elementów zamocowanych na niej,
m – masa modalna tej płyty i elementów,
a – przyspieszenie górnej płyty.

W celu zmierzenia rzeczywistej siły działającej na siłomierz (siły skrawania), należy określić masę m oraz mierzyć przyspieszenie ruchu drgającego. O ile to drugie jest łatwe, pomiar masy m przestawia pewną trudność.

Jeśli nieobciążone urządzenie pobudzi się do drgań swobodnych przez uderzenie, dynamometr zarejestruje to uderzenie, a następnie drgania siłomierza. Na rysunku 2 przedstawiono: przebieg siły wymuszającej F_w (sygnał z młotka modalnego), sygnał F_z zmierzony przez dynamometr oraz przebieg sygnału przyspieszenia z akcelerometru a. Po odcięciu początkowej części sygnału, który zawiera jeszcze oddziaływanie młotka, otrzymuje się sygnały zarejestrowane w czasie drgań swobodnych siłomierza umieszczonego na górnej płycie urządzenia (rys. 1). Określając zależność sygnału F_z od sygnału przyspieszenia

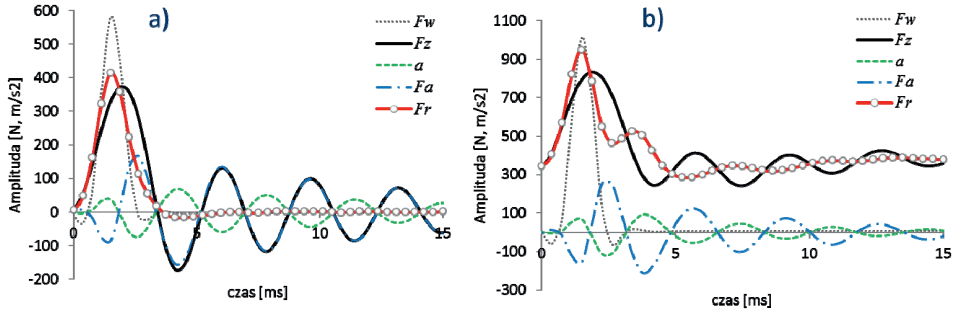
a i wyznaczając (metodą analizy regresji) współczynnik nachylenia otrzymanej prostej, otrzymuje się poszukiwaną masę m:

$$m = F_r/a \tag{4}$$

co pozwala na obliczenie siły bezwładności F_a. Jej przebieg również przedstawiono na rysunku 2. Umożliwia to wyznaczenie rzeczywistej siły zewnętrznej F_r działającej na siłomierz:

$$F_r = F_z - F_a = F_z - ma \tag{5}$$

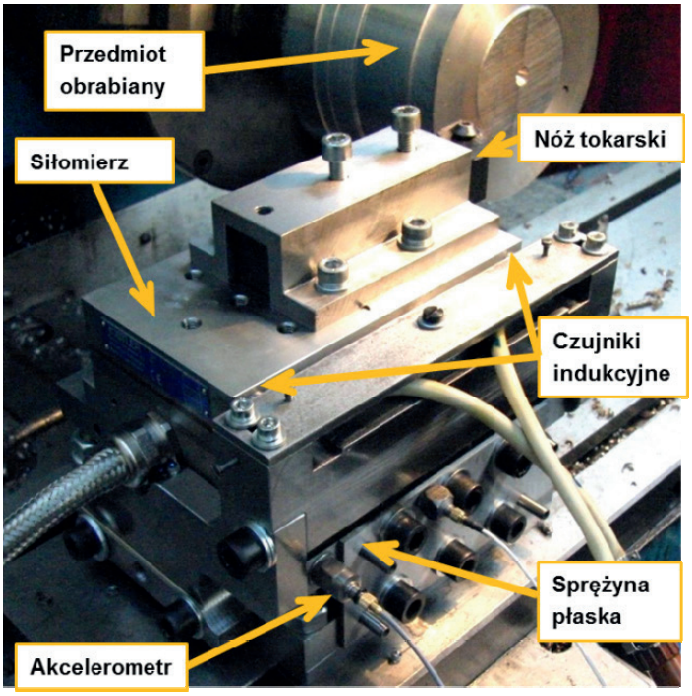
Uzyskany wynik przedstawiono na rysunku 2a pogrubioną linią. Jak widać, wpływ drgań siłomierza został wyeliminowany, a uzyskany wynik odpowiada pomiarowi z młotka modalnego (rys. 2a), z uwzględnieniem znacznie większej bezwładności siłomierza niż młotka. Wyznaczoną w ten sposób masę modalną wykorzystano także do eliminacji wpływu drgań siłomierza na pomiar siły w czasie skrawania. Na rysunku 2b przedstawiono wyniki pomiaru sił skrawania drgającym siłomierzem: bezpośrednie wyniki pomiarów, oraz wyznaczony rzeczywisty przebieg siły skrawania.



Rys. 2. Wyznaczanie rzeczywistej zewnętrznej siły działającej na drgający dynamometr: a) przed skrawaniem, b) w czasie skrawania

3. METODYKA BADAŃ

Na rysunku 3 przedstawiono urządzenie do badania sił skrawania w czasie drgań składa się z trójosiowego siłomierza, którego koncepcję przedstawiono na rysunku 1. Podstawa urządzenia, do której są przymocowane sprężyny płaskie, przykręcana jest do rowków teowych suportu tokarki (dla tokarek konwencjonalnych) lub stołu frezarki. Dynamometr połączony jest z przedwzmacniaczem i kartą akwizycji danych, obsługiwaną przez program do rejestracji i analizy danych. Dodatkowo drgania dynamometru i masy na nim umieszczonej są rejestrowane przez bezstykowe czujniki przemieszczeń oraz akcelerometr (rys. 3).



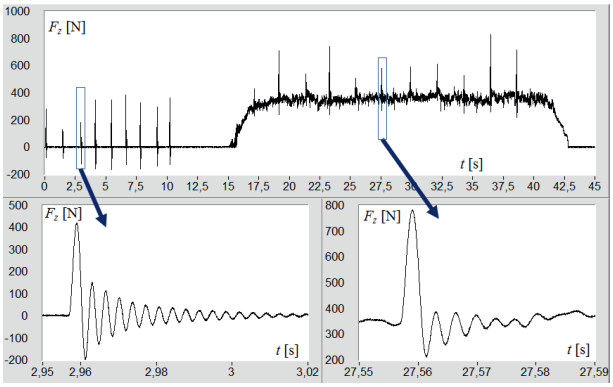
Rys. 3. Stanowisko badawcze zamontowane na tokarce

Badania prowadzone były na tokarce TUD 100, użyto noża tokarskiego STGCR2525-M16 z płytką PAFANA TCMT 16T308. Skrawano stal 45.

Tor pomiarowy zawierał następujący zestaw czujników:

- siłomierz KISTLER typ 9257BA oraz wzmacniacz 5233A1,
- młotek modalny Brüel & Kjær 8207 z końcówką gumową
- akcelerometr 1-osiowy Brüel & Kjær 4514-001 zamocowany na siłomierzu, połączony ze wzmacniaczem Brüel & Kjær NEXUS 2693,
- czujniki indukcyjne OT18 zamocowane w sztywnej obudowie powiązanej z podstawą, połączone z dedykowanym wzmacniaczem.

W trakcie testowania urządzenia do pomiaru dynamicznych współczynników sił skrawania przeprowadzono jego analizę modalną. Stwierdzono występowanie jednej postaci drgań, co potwierdza, że urządzenie może prawidłowo wykonywać pomiar. Próby polegały na wykonaniu szeregu uderzeń młotkiem modalnym w siłomierz, zgodnie z kierunkiem siły posuwowej, w czasie trwania posuwu roboczego przed rozpoczęciem skrawania i w czasie skrawania (rys. 4). Pierwsza seria uderzeń była wykorzystywana do wykonywania analizy modalnej oraz służyła każdorazowo do wyznaczenia masy modalnej m niezbędnej do obliczenia siły bezwładności. Druga seria wykonana w trakcie skrawania służyła do wyznaczania przebiegu sił skrawania w czasie drgań.



Rys. 4. Przebieg siły zmierzonej dynamometrem dla a_p = 2mm, f = 0,08mm/obr, v_c = 60m/min (9 punktów)

4. ANALIZA WYNIKÓW

Celem badań było wyznaczenie zależności zmiany wartości współczynników: k_{rd} – dynamicznego oporu właściwego skrawania oraz c_{rd} – tłumienia procesu skrawania, podczas toczenia, dla wybranych parametrów skrawania oraz określonej geometrii narzędzia, dla modelu DCPS opisanej wzorem (2), który tu przyjmuje postać:

$$F_{rd} = F_{r0} - b(k_{rd}\, r - c_{rd}\, \dot{r}) \tag{6}$$

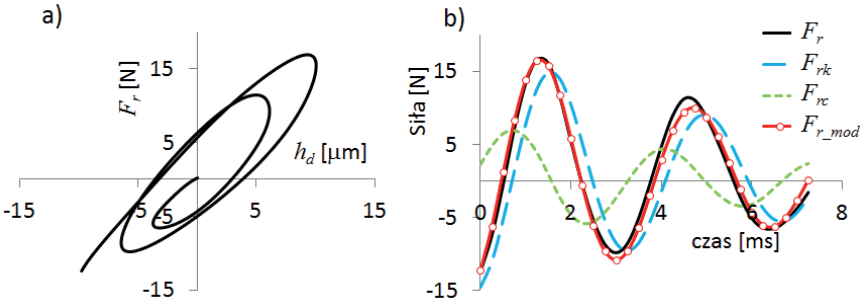
gdzie:
F_{rd} – zmienna składowa siły posuwowej,
r – przemieszczenie w kierunku przeciwnym do posuwu,
$\dot{r}$ – prędkość tego przemieszczenia,
F_{r0} – składowa stała siły posuwowej.

Do obliczenia dynamicznych współczynników siły skrawania k_{rd} i c_{rd} przyjęto równanie regresji liniowej opisane wzorem (6). Na rysunku 5a przedstawiono zależność zmiany siły rzeczywistej F_r od $h_d = -r$ oraz porównanie przebiegu siły zmierzonej siły rzeczywistej F_r z zamodelowaną wg zależności:

$$F_{r_{mod}} = F_{rk} + F_{rc} = -bk_{rd}\, r - bc_{rd}\, \dot{r} \tag{7}$$

Pomimo, że wzór (6) opisuje bardzo prosty model, można go przyjąć, jako punkt wyjścia do weryfikacji opracowanej metody. Docelowo na podstawie pomiarów można opracować bardziej dokładny model.

Dla każdego zestawu parametrów skrawania wykonano około dziesięć uderzeń przed rozpoczęciem skrawania i kolejne dziesięć w czasie skrawania. Napisane oprogramowanie w zautomatyzowany sposób wycina z sygnałów fragmenty z zarejestrowanymi uderzeniami. Z fragmentów sygnałów uznanych przez algorytm za poprawne obliczany jest współczynnik masy m oraz rzeczywista siła skrawania.



Rys. 5 a) Zależność zmiany siły rzeczywistej F_r od h_d; b) Przebiegi siły F_r, $F_r(k_{rd})$, $F_r(h_{rd})$ i F_{r_model} dla współczynnika korelacji 0,99

W tabeli 1 przedstawiono przykładowe wyniki obliczonych dynamicznych współczynników procesu skrawania uzyskanych dla uderzeń podczas skrawania z następującymi parametrami: v_c = 19 m/min, a_p = 3 mm, f = 0,08 mm/obr.

Tabela 1. Przykładowe obliczone dynamiczne współczynniki procesu skrawania

F_0 [N]	k_{rd} [N/mm^2]	c_{rd} [Ns/mm^2]	*wsp. korelacji*
371,7	1317,9	0,378	0,842
377,6	1597,9	0,302	0,679
371,4	1486,6	0,377	0,990

5. PODSUMOWANIE

Na podstawie przeprowadzonych badań zweryfikowano poprawność i przydatność zaprojektowanego urządzenia pomiarowego. Opracowana metodyka pozwoli na znacznie dokładniejsze niż dotychczas określenie dynamicznych współczynników sił skrawania i ich zależności od dotychczas nieuwzględnianych czynników oraz chwilowych zmian. Wymaga ona jednak dalszego dopracowania, zwłaszcza jeśli chodzi o analizę i interpretację zarejestrowanych sygnałów sił, jako że są one naturalne zakłócone przez proces skrawania, a co ponadto składowa pochodząca od masy bezwładnej siłomierza jest znacznie większa niż poszukiwana zmienność pochodząca od zmian grubości warstwy skrawanej i prędkości wnikania narzędzia w powierzchnię skrawania.

Przeprowadzone badania mają charakter wstępny, należy je powtórzyć dla szerszego spektrum parametrów skrawania oraz dla różnych geometrii ostrza zarówno dla toczenia jak i frezowania.

Planowane są również pomiary i analiza rzeczywistej siły skrawania mierzonej w czasie powstawania drgań samowzbudnych podczas toczenia jak i frezowania.

PODZIĘKOWANIA

Badania realizowane w ramach Projektu „Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym" Nr POIG.0101.02-00-015/08 w Programie Operacyjnym Innowacyjna Gospodarka (POIG). Projekt współfinansowany przez Unię Europejską ze środków Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego.

LITERATURA

[1] BUDAK E., ALTINTAS Y., ARMAREGO E.J.A, *Prediction of Milling Force Coefficients From Orthogonal Cutting Data*, J. Manuf. Sci. Eng. 118, 1996, 216-224.
[2] BUDAK E., TUNC L.T., *Identification and Modeling of Process Damping in Turning and Milling Using a New Approach*, CIRP Annals – Manufacturing Technology 59, 2010, 403–408.
[3] DAS M.K., TOBIAS S.A., *The Relation Between the Static and the Dynamic Cutting of Metals*. Int. J. Mach. Tool Des. Res. vol. 7, 1967,s. 63-89.
[4] JEMIELNIAK K., *Modelling of Dynamic Cutting Coefficients in Three – Dimensional Cutting*, Int. J. Mach. Tools Manufact, 32, 1992, 509-519.
[5] JEMIELNIAK K., NEJMAN M., ŚNIEGULSKA GRĄDZKA D., WYPYSIŃSKI R., *Urządzenie do pomiaru dynamicznych składowych sił skrawania*. Zgłoszenie z dnia 15.04.2012 pod nr P-398818.
[6] JEMIELNIAK K., NEJMAN M., ŚNIEGULSKA-GRĄDZKA D., *Analityczne i numeryczne wyznaczanie granicy stabilności przy toczeniu*, Inżynieria maszyn, vol. 17, no. 1, 2012, str. 81-92.
[7] SELLMEIER V., DENKENA B., *High speed process damping in milling*, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology 5, 2012, 8–19.
[8] TOBIAS S. A., FISHWICK W., *Theory of Regenerative Machine Tool Chatter* The Engineer, Vol.205, 1958, pp. 199-203, 1958.
[9] TUNC L.T., BUDAK E., *Effect of cutting conditions and tool geometry on process damping in machining*, International Journal of Machine Tools&Manufacture, 57, 2012, 10–19.
[10] TURKES E., et al. *A new process damping model for chatter vibration*, Measurement 44, 2011, 1342–1348.

AN EXPERIMENTAL METHOD FOR DETERMINING DYNAMIC CUTTING FORCE COEFFICIENTS

The paper presents a concept of model and experimental results of measuring cutting forces during vibrations of the tool relative to the workpiece. The presented methodology can be applied to analyze dynamic characteristics of the cutting process and gathering data of instantaneous values of cutting force modeled as a function of cutting process, workpiece, material and blade geometry parameters (including microgeometry – state of the cutting edge). The experiments were conducted using own, innovative and patented method of measuring instantaneous cutting forces with variable uncut chip thickness.

Key words: dynamics characteristic of cutting process, cutting forces, chatter

BADANIA EKSPERYMENTALNE NAD METODĄ WYZNACZANIA TEMPERATURY OSTRZA WIERTŁA KRĘTEGO ZA POMOCĄ URZĄDZEŃ PIROMETRYCZNYCH

Krzysztof LIS, Grzegorz DYRBUŚ[1]

1. WPROWADZENIE

Jedną z pośrednich metod identyfikacji stanu ostrza w procesie skrawania jest pomiar temperatury. Temperatura skrawania to bardzo ważny czynnik wpływający zarówno na właściwości fizykalne materiału skrawanego jak i materiału narzędzia. Zjawiska cieplne występujące w strefie skrawania, a przede wszystkim temperatura ostrza, wpływają zdecydowanie na trwałość narzędzia, a w efekcie na koszt i wydajność obróbki.

Proces wiercenia ze względu na zjawiska występujące w strefie skrawania jest bardzo złożony. Brak bezpośredniego dostępu do strefy skrawania utrudnia, a wręcz uniemożliwia pomiar temperatury. Rozwój technik pomiarów temperatury metodami bezkontaktowymi, które bazują na energii promieniowania cieplnego emitowanego przez wszystkie ciała o temperaturze wyższej od temperatury zera absolutnego, stwarza możliwość stosowania tych metod do identyfikacji pola temperatur w procesie skrawania.

2. KONCEPCJA POMIARÓW

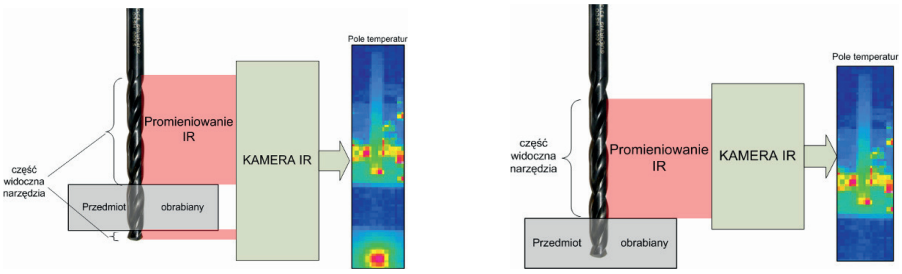
Głównym założeniem metody identyfikacji temperatury narzędzia w procesie skrawania jest koncepcja wykorzystania narzędzia jako czujnika temperatury. Podejście pozwala na nie ingerowanie w proces skrawania, szczególnie tam gdzie dostęp do strefy skrawania jest utrudniony (jak to jest w przypadku wiercenia).

Metody pomiarowe określające temperaturę ciała na podstawie jego stanu energetycznego, wymagają precyzyjnego zidentyfikowania tych własności ciała, które opisują jego zdolność do emisji promieniowania. Promieniowanie cieplne emitowane przez poszczególne składniki procesu skrawania może nieść za sobą informację

[1] Katedra Budowy Maszyn, Wydział Mechaniczny Technologiczny, Politechnika Śląska w Gliwicach.

o temperaturze tych składników pod warunkiem określenia wyżej wspomnianych własności ciał. Problemy z nimi związane oraz próbę ich rozwiązania można znaleźć m.in. w [1], natomiast w odniesieniu do składników procesu wiercenia w [2].

Aplikacyjne zastosowanie metod pomiarów temperatury w strefie skrawania nie powinno ingerować w sam proces skrawania. Ze względu na częstą wymianę narzędzia, implementowanie czujnika do narzędzia, z ekonomicznego punktu widzenia nie jest korzystne. Proponowana, więc koncepcja systemu monitorowania wykorzystuje pomiar bezstykowy temperatury. Pomiarem temperatury przy pomocy urządzeń pirometrycznych objęty ma być obszar narzędzia, „widoczny" dla tych urządzeń. W przypadku wiercenia otworów przelotowych jest to ta część wiertła, która nie bierze w danej chwili udziału w procesie skrawania i przez to jest cały czas „widoczna" oraz wierzchołek wiertła, który jest „widziany" tylko w chwili wyjścia narzędzia z wywierconego otworu (rys. 1a). Podczas wiercenia otworów nieprzelotowych „widoczna" jest jedynie część wiertła nie biorąca udziału w procesie wiercenia (rys. 1b).

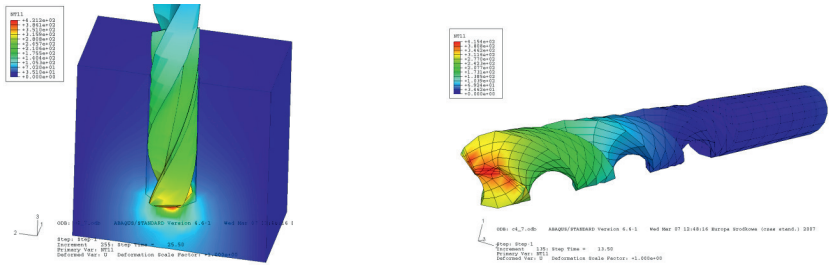


Rys. 1. Koncepcja pomiaru pirometrycznego temperatury narzędzia podczas wiercenia dla: a) wiercenia przelotowego, b) wiercenia nieprzelotowego

3. BADANIA MODELOWE

W celu zidentyfikowania temperatury w strefie skrawania przeprowadzono modelowe badania weryfikacyjne w konwencji metody elementów skończonych. Badania zrealizowano symulując przepływ ciepła w stanie nieustalonym w środowisku MES ABAQUS. Identyfikacje modelową przeprowadzono wykorzystując sparametryzowany model opracowany dla wierteł o średnicach 5mm (rys. 2), 8mm, 10mm, 13mm. Badania przeprowadzono symulując przepływ ciepła w stanie nieustalonym. Moc źródeł ciepła przyjętych do symulacji wyznaczono na podstawie badań eksperymentalnych momentu skrawania z wykorzystaniem piezoelektrycznego czujnika siły osiowej i momentu firmy Kistler oraz na podstawie [4].

Wymuszenie cieplne zadawano w cyklach czasowych odpowiadających wierceniu poszczególnych otworów zgodnie z programem wykorzystanym w badaniach przeprowadzanych na obrabiarce CNC.



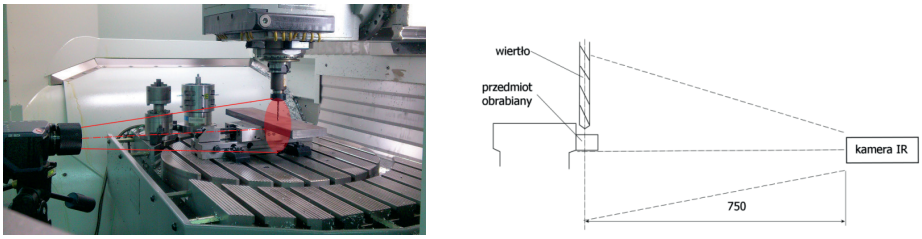
Rys. 2. Przykładowy rozkład temperatur uzyskany w symulacjach rozpływu ciepła dla wiertła o średnicy 5 mm

4. BADANIA EKSPERYMENTALNE

Pomiar temperatury narzędzia w celu weryfikacji temperatury w strefie skrawania przeprowadzono podczas wyjścia wiertła z otworu, przy założeniu, że otwory są wiercone przelotowo (pomiar „in-situ"). Dla maksymalnej temperatury uzyskanej z pomiaru przeprowadzono estymację parametrów modelu numerycznego.

Sparametryzowane zostały warunki brzegowe odnoszące się do mocy skrawania. Zmiennymi były również warunki przeprowadzenia symulacji bazujące na cyklach pracy. Dobierano je na podstawie poszczególnych cyklogramów czasowych pracy obrabiarki.

Badania przeprowadzono na frezarce DMU 60 monoBLOCK (rys. 3). W badaniach do realizacji pomiarów termowizyjnych użyto kamery termowizyjnej v50 firmy Vigo.



Rys. 3. Konfiguracja stanowiska do pomiarów termowizyjnych – usytuowanie kamery

Badania przeprowadzono w oparciu o plan zdeterminowany obejmujący cztery parametry: posuw, prędkość skrawania, średnicę wiertła i pokrycie narzędzi.

Celem przyjęcia takiego typu planu badań było wykazanie wpływu poszczególnych parametrów na pole temperatur, a szczególnie temperaturę maksymalną narzędzia w procesie skrawania.

Na podstawie katalogu producenta narzędzi [3] oraz wstępnych prób przeprowadzonych dla zastosowanych wierteł przyjęto prędkości skrawania 16 i 28 m/min dla zakresu posuwów nr 4 i nr 5. Tabela 1 przedstawia plan badań eksperymentalnych.

Rejestracja sekwencji odbywała się dla emisyjności nastawionej równej 1. Po przeprowadzeniu badań, zgodnie z założonym planem, dokonano programowej korekcji emisyjności podczas analizy wyników.

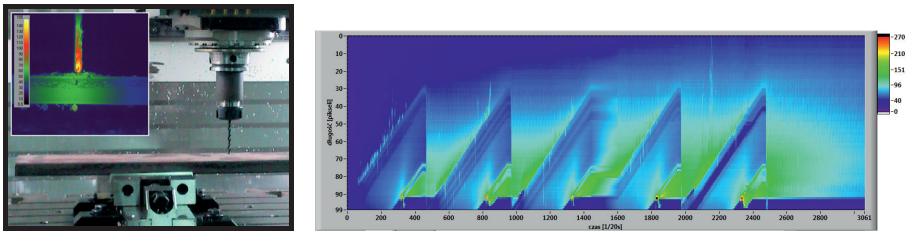
Analizę sekwencji obrazów termograficznych realizowano w środowisku LabView. Obrazy termograficzne zapisane zostały w postaci macierzy dwuwymiarowych, zawierających wartości temperatur dla poszczególnych pikseli. Poszczególne macierze odpowiadają sekwencjom czasowym o okresie próbkowania 50ms (częstotliwość pracy kamery wynosiła więc 20 klatek na sekundę).

Tabela 1. Plan badań eksperymentalnych

Średnica wiertła D [mm]	Prędkość obrotowa n [obr/min]	posuw f [mm/obr]	Prędkość skrawania υ_c[m/min]	Głębokość otworu l [mm]	Czas wiercenia otworu t [s]
Kod posuwu wg Guhring`a: numer 4			Prędkość skrawania υ_c = 28 m/min		
5	1783	0,08	28	20	8.4
8	1114	0,125	28	20	8.6
10	891	0,16	28	20	8.4
13	686	0,16	28	20	10.9
Kod posuwu wg Guhring`a: numer 5					
5	1019	0,1	28	20	6.7
8	637	0,16	28	20	6.7
10	509	0,2	28	20	6.7
13	392	0,2	28	20	8.8
Kod posuwu wg Guhring`a: numer 4			Prędkość skrawania υ_c = 16 m/min		
5	1783	0,08	16	20	14.7
8	1114	0,125	16	20	15.1
10	891	0,16	16	20	14.7
13	686	0,16	16	20	19.1
Kod posuwu wg Guhring`a: numer 5					
5	1019	0,1	16	20	11.8
8	637	0,16	16	20	11.8
10	509	0,2	16	20	11.8
13	392	0,2	16	20	15.3

Aby uzyskać rzeczywistą wartość temperatury poszczególnych obszarów cechujących się jednorodną emisyjnością, zrealizowano programową korekcję emisyjności, przyjmując zmierzoną podczas badań temperaturę otoczenia równą 21°C oraz emisyjność rzeczywistą przyjętą jako emisyjność wiertła wyznaczoną w [2].

Analizując wyniki pomiaru temperatury wiertła na wylocie z przedmiotu wierconego przelotowo realizowano algorytm wyszukiwania maksymalnej temperatury T_r z obszaru znajdującego się pod przedmiotem obrabianym i przedstawienia jej w funkcji czasu $T_r = f(t)$ (rys. 4).



Rys. 4. Rozkład temperatur wzdłuż osi wiertła w czasie analizowanej macierzy temperatur dla wiertła o średnicy $D = 5$ i parametrów $\upsilon_c = 16$ m/min oraz posuwu nr 4 ($f = 0{,}1$ mm/obr.)

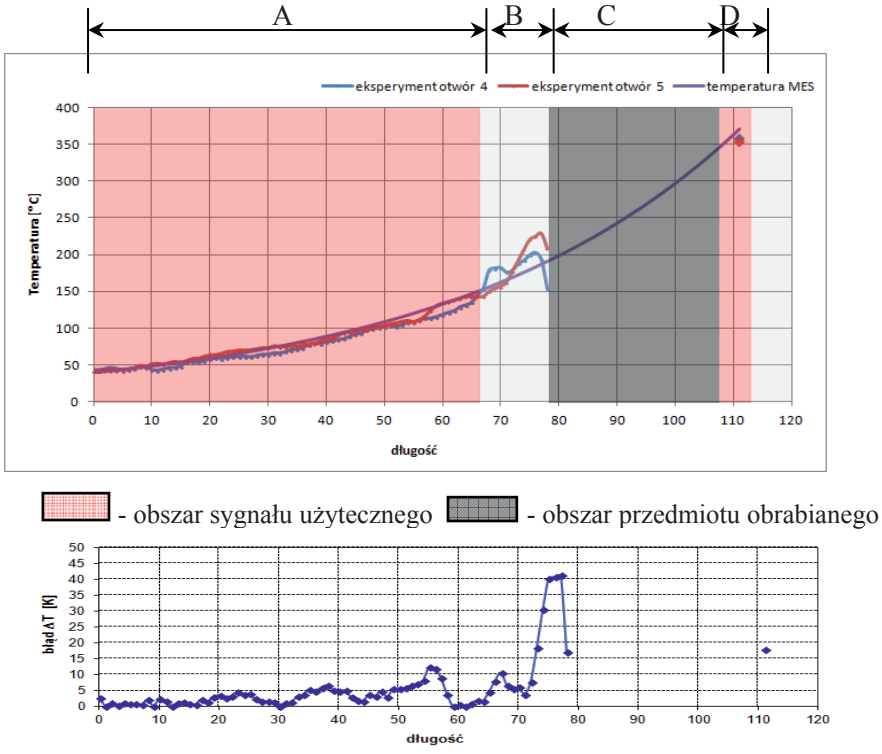
Wyniki pomiarów T_r dla poszczególnych otworów i różnych parametrów skrawania przedstawiono w tabeli 2. Zamieszczono również podstawowe statystyki pomiarów.

Tabela 2. Wyniki pomiarów T_r

Typ pokrycia wiertła	Śred wiertła D [mm]	Prędkość posuw. f [mm/obr]	Prędkość skrawania V_c[m/min]	T_r dla poszczególnych otworów [°C]					T_r śred [°C]	STD T_r [°C]	$T_{rE0.965}$ śred [°C]	STD $T_{rE0.965}$ [°C]
Kod posuwu numer 4			Vc 23m/min	1	2	3	4	5				
czernione	5	0,08	28	301.3	296.3	288.7	307.2	306.0	299.9	7.6	307.6	7.8
czernione	8	0,125	28	326.8	364.5	345.2	358.1	346.1	348.1	14.5	357.2	14.9
czernione	10	0,16	28	396.0	435.0	442.7	441.4	444.0	431.8	20.3	443.2	20.9
czernione	13	0,16	28	364.0	383.5	399.9	397.3	449.7	398.9	31.8	409.4	32.7
Kod posuwu numer 5												
czernione	5	0,1	28	317.3	306.4	339.9	340.9	333.9	327.7	15.2	336.2	15.6
czernione	8	0,16	28	404.5	374.0	391.9	394.6	397.7	392.5	11.4	402.9	11.7
czernione	10	0,2	28	432.1	454.4	466.3	468.2	469.5	458.1	15.7	470.3	16.2
czernione	13	0,2	28	395.7	407.6	393.9	398.3	413.0	401.7	8.2	412.3	8.4
Kod posuwu numer 4			Vc 16m/min									
czernione	5	0,08	16	240.9	249.5	234.8	288.8	267.8	256.4	22.0	262.9	22.6
czernione	8	0,125	16	269.4	288.6	294.0	310.3	312.1	294.9	17.5	302.5	18.0
czernione	10	0,16	16	311.9	362.5	237.3	349.8	348.1	321.9	50.9	330.3	52.4
czernione	13	0,16	16	373.5	358.9	387.9	391.3	387.3	379.8	13.5	389.8	13.9
Kod posuwu numer 5												
czernione	5	0,1	16	285.6	294.5	303.8	285.1	317.3	297.2	13.5	304.9	13.9
czernione	8	0,16	16	318.2	342.2	358.9	352.6	358.9	346.2	17.0	355.2	17.5
czernione	10	0,2	16	350.7	378.1	352.4	298.4	386.2	353.2	34.3	362.4	35.3
czernione	13	0,2	16	391.3	396.2	250.1	420.4	423.8	376.4	72.0	386.2	74.0

Aby umożliwić porównanie rozkładu temperatury uzyskanej z eksperymentu z wynikami badań modelowych, wykres rozkładu temperatur mierzonych wzdłuż osi wiertła dla dwóch przykładowych otworów (serie oznaczone jako „eksperyment otwór 4" oraz „eksperyment otwór 5") przedstawiony na rysunku 5 podzielono na cztery obszary (A, B, C, D). Pole oznaczone jako A obejmuje sygnał

użyteczny z pomiaru temperatury wzdłuż osi wiertła. Obszar zawiera się pomiędzy częścią chwytową narzędzia w uchwycie a obszarem B, oznaczającym obszar zakłóceń pomiaru temperatury spowodowany wiórami. Obszar B ma różną szerokość zależną od zastosowanego narzędzia i parametrów skrawania. Dla jednego narzędzia szerokość obszaru A+B jest stała. Obszar C oznacza bezużyteczną z punktu widzenia eksperymentu część sygnału, która reprezentuje temperaturę przedmiotu. Pole D natomiast, odnosi się do temperatury wierzchołka narzędzia i zawiera maksymalną wartości temperatury narzędzia, uzyskaną podczas wiercenia określonego otworu. Temperaturę odpowiadająca części A i B skorygowano do emisyjności wyznaczonej dla określonego wiertła, a dla obszaru D temperaturę skorygowano tylko o refleksyjność reflektora. Temperaturę w obszarze D zarówno dla eksperymentu jak i modelu MES reprezentuje jedna wartość, równa maksymalnej. Wykres błędu przestawiono jako wartość absolutną z różnicy uzyskanej z badań modelowych i eksperymentalnych. Wykres ten obejmuje jedynie obszar A i D, przy czym w obszarze D błąd wyrażony jest wartością punktową.



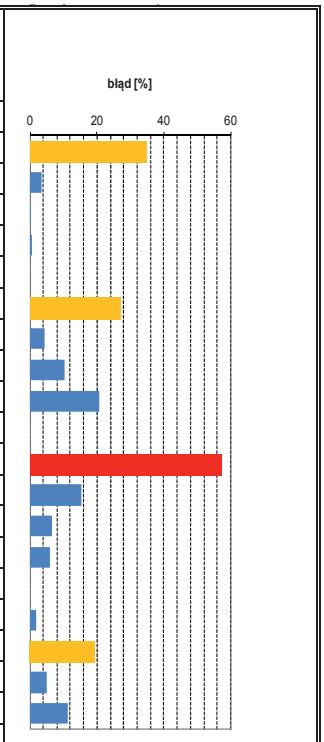
Rys. 5. Rozkład temperatury wzdłuż osi wiertła uzyskany w wyniku symulacji MES oraz badań eksperymentalnych podczas wiercenia oraz wykres błędu dla parametrów: średnica wiertła: D = 10 mm, prędkość: v_c = 16 m/min, posuw: nr 4 (f = 0,2 mm/obr.)

Analogiczne sporządzono wykresy porównujące wyniki badań eksperymentalnych z badaniami modelowymi, dla pozostałych parametrów skrawania, średnic wierteł oraz rodzajów powierzchni narzędzia.

Zestawienie błędów uzyskanych w obszarze D przedstawiono w tabeli 3. Wartość błędu wyrażono procentowo w odniesieniu do wartości uzyskanej z eksperymentu. Oceniając wartość błędu, w 4 przypadkach na 16 analizowanych, przekroczył on poziom 20%. Generalnie, błąd jest również większy w przypadkach stosowania wierteł o mniejszej średnicy.

Tabela 3. Porównanie badań modelowych z badaniami eksperymentalnymi

Typ pokrycia wiertła	Średnica wiertła D [mm]	Posuw f [mm/obr]	Prędkość skrawania Vc[m/min]	$T_{rE0.965}$ [°C]	T_{MES} [°C]	błąd ΔT [K]	błąd $\Delta T_{\%}$ %
Kod posuwu wg Guhring`a: numer 4							
czernione	5	0,08	28	299.9	432.9	103.2	34.4
czernione	8	0,125	28	348.1	412.6	12.3	3.5
czernione	10	0,16	28	431.8	483.2	0.3	0.1
czernione	13	0,16	28	398.9	416.2	2.0	0.5
Kod posuwu wg Guhring`a: numer 5							
czernione	5	0,1	28	327.7	400.2	87.7	26.8
czernione	8	0,16	28	392.5	352.1	16.7	4.3
czernione	10	0,2	28	458.1	354.4	46.8	10.2
czernione	13	0,2	28	401.7	482.6	83.2	20.7
Kod posuwu wg Guhring`a: numer 4							
czernione	5	0,08	16	256.4	453.0	146.0	57.0
czernione	8	0,125	16	294.9	401.8	45.3	15.3
czernione	10	0,16	16	321.9	374.6	21.2	6.6
czernione	13	0,16	16	379.8	450.8	22.2	5.8
Kod posuwu wg Guhring`a: numer 5							
czernione	5	0,1	16	297.2	288.2	5.9	2.0
czernione	8	0,16	16	346.2	381.0	66.7	19.3
czernione	10	0,2	16	353.2	371.2	17.9	5.1
czernione	13	0,2	16	376.4	432.8	42.9	11.4

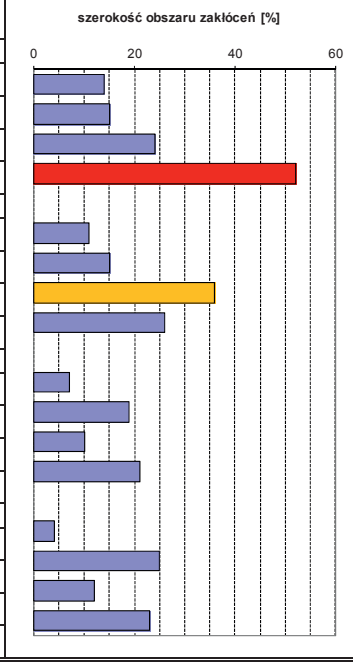


W tabeli 4 zestawiono szerokość obszaru zakłóceń (obszar przestawiony jako B na Rys. 5) wyrażoną procentowo w stosunku do całej długości narzędzia, bez uwzględnienia części objętej uchwytem. Zaprezentowane zestawienie pozwala sformułować wniosek, że zakłócenia sygnału użytecznego dla proponowanej metody pomiarów pirometrycznych zależą od zastosowanych parametrów skrawania. Dla wyższych parametrów skrawania oraz wierteł o mniejszych średnicach szerokość obszaru zakłóceń jest znacznie większa (sięgająca 25%) niż w pozostałych próbach skrawania (słupki oznaczone kolorem pomarańczowym).

Podsumowując – uzyskany błąd zależny jest od wielu czynników. Na dokładność pomiarów uzyskaną w badaniach eksperymentalnych, wpływ mają: błąd określania współczynnika emisyjności powierzchni i absorpcyjności ścieżki, zakłócenia pomiaru spowodowane procesem skrawania oraz czynnikami zewnętrznymi itp. Ponadto błędem obarczony jest również model. W związku z powyższym, błąd na poziomie 20% można traktować jako umiarkowany.

Tabela 4. Szerokość obszaru zakłóceń

Typ pokrycia wiertła	Średnica wiertła D [mm]	Posuw f [mm/obr]	Prędkość skrawania Vc[m/min]	szerokość obszaru zakłóceń [%]
Kod posuwu wg Guhring`a: numer 4				
czernione	5	0,08	28	14
czernione	8	0,125	28	15
czernione	10	0,16	28	24
czernione	13	0,16	28	52
Kod posuwu wg Guhring`a: numer 5				
czernione	5	0,1	28	11
czernione	8	0,16	28	15
czernione	10	0,2	28	36
czernione	13	0,2	28	26
Kod posuwu wg Guhring`a: numer 4				
czernione	5	0,08	16	7
czernione	8	0,125	16	19
czernione	10	0,16	16	10
czernione	13	0,16	16	21
Kod posuwu wg Guhring`a: numer 5				
czernione	5	0,1	16	4
czernione	8	0,16	16	25
czernione	10	0,2	16	12
czernione	13	0,2	16	23



Przedstawiona analiza wyników badań wykazała że korzystniejsze z punktu widzenia zastosowanej metody pomiarów pirometrycznych jest stosowanie wierteł o wysokim współczynniku emisyjności (wiertła czernione), co wpływa na zwiększenie wartości sygnału pomiarowego. Nie jest koniecznym wówczas wzmacnianie sygnału przy pomocy kompensatora emisyjności co spowodowało by również wzmocnienie zakłóceń. Większy współczynnik emisyjności powoduje również zmniejszenie współczynnika refleksyjności, a w konsekwencji zmniejszenie zakłóceń pomiaru wywołanych otoczeniem i wiórami.

LITERATURA

[1] MICHALSKI L., ECKENSDORF K., *Pomiary temperatury*. WNT, Warszawa 1986.
[2] LIS K.: *Problem emisyjności w pomiarach pirometrycznych temperatury*, Prace Naukowe Katedry Budowy Maszyn Nr 2/2006, Gliwice, 2006.
[3] Katalog wyrobów firmy GUHRING, *Precision Cutting Tools, Standard Ganges 6th Edition,* 1996r.
[4] DYRBUŚ G., PASTUSZKA M., KOSMOL J., *Badania sił i momentu skrawania podczas wiercenia*, Prace Naukowe Katedry Budowy Maszyn Nr 1/2009, Gliwice, 2009.

EXPERIMENTAL RESEARCHES ON THE METHOD OF TWIST DRILL CUTTING TEMPERATURE DETERMINING WITH PYROMETRIC MEASURING INSTRUMENT

Thermal phenomena in cutting zone, especially cutting tool point temperature have determinate influence for cutting tool life, that effects to machining costs and productivity. The paper presents a part of researches witch main goal is to develop an numerical model for identification of temperature field in the cutting zone during drilling process. The main goal of research was to determine the cutting temperature field during twist drill machining with various cutting parameters for different tools diameters and tool coating (surface properties). Tests were made for verification of pyrometric temperature measurement usability (in preliminary study proposed) for tool point temperature identification.

Key words: temperature measuring, drilling process, thermovision, pyrometric

WPŁYW MINIMALNEGO SMAROWANIA NA MOMENT SKRAWANIA PODCZAS FREZOWANIA STOPÓW MAGNEZU

Kazimierz ZALESKI, Tomasz PAŁKA[1]

1. WPROWADZENIE

Poznanie procesu minimalnego smarowania w obróbce stopów magnezu może przyczynić się do wydajniejszej i bezpieczniejszej obróbki tych stopów. Dzięki swoim właściwościom, głównie mniejszej gęstości, stopy magnezu (ρ = 1,77g cm^{3}dla stopu AZ31) stanowią alternatywę dla stopów aluminium (ρ = 2,81g/ cm^3 dla stopu 7075). Zastosowanie znajdują głównie w przemyśle lotniczym, samochodowym, ale i w przedmiotach użytku codziennego [9]. Dzięki znajomości wartości momentu skrawania można prognozować o jakości procesu obróbki. Mniejsze siły skrawania oznaczają mniejsze opory skrawania i mniejsze skutki oddziaływań trybologicznych. Mniejsza ilość ciepła w strefie skrawania podczas obróbki stopów magnezu oznacza mniejsze niebezpieczeństwo zapłonu. Poznanie wpływu minimalnego smarowania na moment skrawania pozwoli na określenie obszarów, w zakresie których można bezpiecznie i wydajnie prowadzić proces obróbki [4]. Obecna znajomość procesu, oparta na analizowanych pozycjach literatury, nie jest wystarczająca, a informacje o pomiarach momentu skrawania pojawiają się w kontekście badania sił. Istnieje więc potrzeba prowadzenia badań i analizy wyników pod kątem zastosowania minimalnego smarowania w obróbce stopów magnezu. W pracach [3, 7] opisano wpływ MQL (minimum quantity lubrication) na siły w procesie toczenia stali. Badania prowadzone były dla określenia wpływu minimalnego smarowania i chłodzenia na zużycie narzędzia oraz wpływu na chropowatość i falistość powierzchni w zależności od parametrów technologicznych. W kolejnej pracy [6] autor określił warunki efektywnej obróbki stopów magnezu, w tym również wartości sił i ich amplitudy, podczas obróbki na sucho. Badany zakres parametrów technologicznych jest ograniczony i nie daje pełnej informacji na temat możliwości obróbki dla wyższych prędkości skrawania. W kolejnej pracy [12] autorzy analizują zużycie narzędzi podczas obróbki z zastosowaniem MQL w przypadku toczenia, frezowania i gwintowania.

[1] Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny, Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji, ul. Nadbystrzycka 36, 20-618 Lublin.

Podejmują próbę ustalenia temperatury skrawania. Analizują wpływ różnych cieczy obróbkowych i sposobów dostarczania aerozolu do strefy skrawania. Analizują też wpływ materiałów, z jakich wykonane jest ostrze skrawające, na chropowatość powierzchni i zużycie ostrza. Badają siły skrawania w zależności od zmienianych wartości parametrów technologicznych obróbki stopu aluminium AlSi1045. Badania prowadzą również dla różnych geometrii narzędzi, starając się przy tym zdefiniować tę najwłaściwszą dla MQL. W kolejnej pracy [11] porównano wpływ rodzaju stosowanego medium na efektywność obróbki z zastosowaniem systemów z minimalnym smarowaniem. W pracy [5] autor badał siły podczas skrawania przy użyciu systemu MikroJet3000 MQL warstwowych kompozytów magnetycznych. Ciecz podawana była stycznie do kierunku szlifowania z dwoma wydatkami 30 i 50 ml/h. Kolejna praca [10] zawiera wyniki badań na temat wpływu minimalnego smarowania z dodatkowo schłodzonym powietrzem. Badania prowadzono dla stopów niklu i stali narzędziowych podczas obróbki toczeniem. Podsumowanie stanu wiedzy i perspektyw odnośnie rozwoju technik MQL można znaleźć w pracy [8]. Większość prac na temat minimalnego smarowania w obróbce skrawaniem dotyczy obróbki stali. Przegląd literatury nie daje wystarczających informacji na temat obróbki stopów magnezu z zastosowaniem MQL oraz wpływu parametrów skrawania na moment skrawania.

2. METODYKA BADAŃ

Celem prowadzonych badań było porównanie momentu skrawania M_c i siły biernej F_z podczas obróbki wybranych stopów magnezu na sucho i z minimalnym smarowaniem MQL. Badano dwa stopy magnezu AZ91HP i AZ31. Skład chemiczny oraz wybrane właściwości tych stopów przedstawiono w tabeli 1.

Tabela 1. Skład chemiczny badanych stopów magnezu [1]

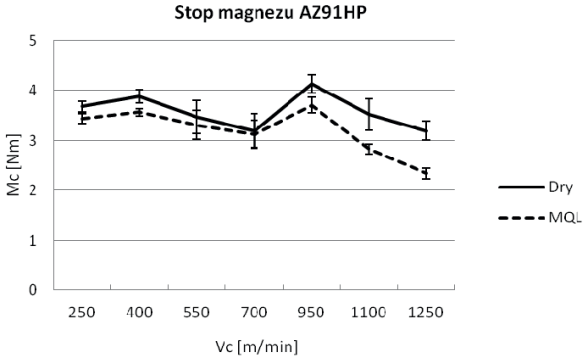
Gatunek	Skład chemiczny [%]									
	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Si	Fe	Ti	Al	Inne
AZ31	0,05	0,2–0,1	reszta	–	0,7–1,3	–	–	–	2,5–3,5	Ca 0,04
AZ91	0,016	0,017	reszta	–	0,72	0,03	0,002	–	9,45	Ni 0,025
1) stop AZ91HP – Rm=(200–240) MPa; Rp0,2=(150–170) MPa; 2) stop AZ31 – Rm = 280MPa; Moduł Younga E dla obydwu stopów wynosi ok. 45 GPa										

Badania prowadzono na trzyosiowym pionowym centrum frezarskim AVIA-800HS, wyposażonym w elektrowrzeciono o mocy 24 kW i maksymalnych obrotach 24.000 min^{-1}. Pomiary momentu skrawania i siły biernej prowadzono przy wykorzystaniu siłomierza obrotowego KISTLER 9125A. Wykorzystano system minimalnego

smarowania wyposażony w dyszę oraz stację przygotowania powietrza wraz z regulatorem częstotliwości wtrysku oleju. Zastosowano olej VG32, dedykowany do układów tego typu. Wydatek oleju wynosił 50 ml/h, ciśnienie powietrza 6 bar. Dysza ustawiona została pod kątem 45° w stosunku do osi narzędzia i przeciwnie do kierunku ruchu posuwowego. Do obróbki zastosowano frez pełnowęglikowy, o średnicy d = 16 mm, długości części roboczej l = 22 mm, liczbie ostrzy z = 2, bez pokrycia, z dodatkowo polerowaną powierzchnią natarcia i geometrii dedykowanej do obróbki stopów lekkich. Frezowano pełną szerokością a_e = 16mm i zmienną głębokością w zakresie a_p=(1-20) mm. Badania przeprowadzono dla zmiennej prędkości skrawania w zakresie v_c=(400-1200) m/min, przy stałym posuwie na ostrze f_z = 0,3 mm/ostrze oraz dla zmiennych posuwów w zakresie f_z=(0,05-0,6) mm/ostrze, przy stałej prędkości skrawania v_c =900 m/min. Dla badanych prędkości i posuwów przyjęto stałą głębokość skrawania a_p = 6 mm. Badania dla zmiennej głębokości skrawania w zakresie (1-20) mm wykonano przy stałej prędkości skrawania v_c = 900 m/min i posuwie f_z = 0,3 mm/ostrze. Dla każdego badanego punktu próby powtórzono pięciokrotnie.

3. WYNIKI BADAŃ

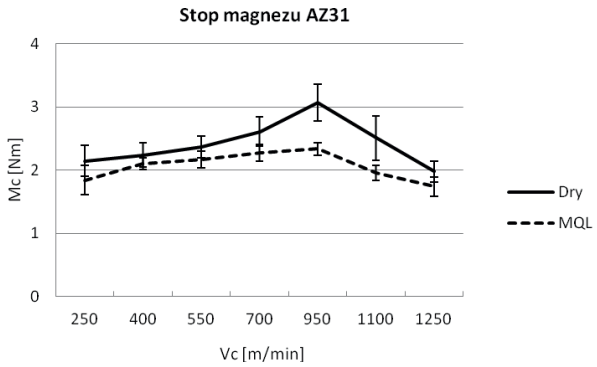
Analizując wpływ prędkości skrawania na moment skrawania podczas frezowania stopów magnezu AZ91HP i AZ31 można zauważyć, że w zakresie mniejszych prędkości skrawania występują wahania wartości M_c, co może być związane z powstawaniem narostu (rys.1 i 2).



Rys. 1. Wpływ prędkości skrawania na moment skrawania M_c podczas frezowania stopu AZ91HP na sucho i z minimalnym smarowaniem (f_z = 0,3mm/ostrze, a_p = 6mm, a_e = 16mm)

Po przekroczeniu prędkości skrawania v_c = 900 m/min następuje, zgodnie z oczekiwaniem, wyraźny spadek wartości momentu M_c, zarówno dla stopu AZ91HP jak i stopu AZ31.

Porównując wartości momentu skrawania podczas frezowania stopów magnezu AZ91HP i AZ31 można zauważyć, że moment dla stopu AZ91HP jest o około



Rys. 2. Wpływ prędkości skrawania na moment skrawania M_c podczas frezowania stopu AZ31na sucho i z minimalnym smarowaniem (f_z = 0,3mm/ostrze, a_p = 6mm, a_e = 16mm)

(40-50)% większy niż dla stopu AZ31. Można to tłumaczyć większą ilością twardych wtrąceń, które prawdopodobnie występują w stopie odlewniczym AZ91HP, co powoduje zwiększenie oporu skrawania.

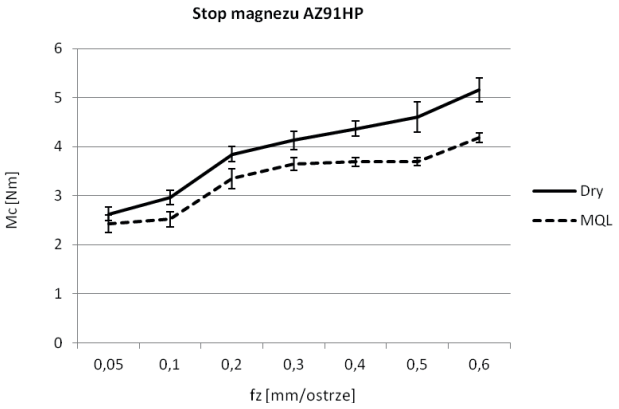
Zastosowanie minimalnego smarowania (MQL) powoduje zmniejszenie wartości momentu skrawania w granicach od kilku do około 25% w odniesieniu do skrawania „na sucho". To zmniejszenie momentu w większym stopniu występuje w zakresie dużych prędkości skrawania, co świadczy o dobrym przenikaniu smarującej „mgły olejowej" do strefy skrawania w warunkach szybkiego przemieszczania się powierzchni roboczych ostrza względem wióra i materiału obrabianego. Z powyższego wynika, że mgła olejowa może być skutecznym środkiem smarnym w warunkach skrawania z dużymi prędkościami (HSM).

Badania wpływu posuwu na moment skrawania podczas frezowania stopu magnezu AZ91HP wykazały, że ze wzrostem posuwu następuje wzrost momentu skrawania (dwunastokrotne zwiększenie posuwu na ostrze spowodowało prawie dwukrotny wzrost momentu skrawania). W całym zakresie zmian posuwu widoczne jest zmniejszenie momentu skrawania podczas frezowania z zastosowaniem mgły olejowej jako medium obróbkowego w porównaniu z frezowaniem „na sucho" (rys. 3).

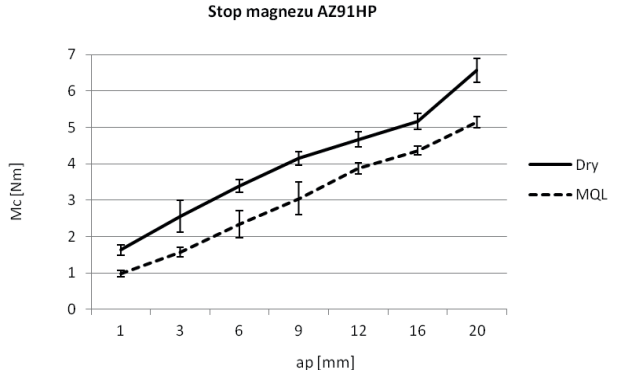
Największy wpływ na moment skrawania, spośród badanych parametrów, wywiera głębokość skrawania (rys. 4). Dwudziestokrotne zwiększenie głębokości skrawania (od 1 mm do 20 mm) spowodowało około pięciokrotny wzrost momentu skrawania. Zmniejszenie momentu skrawania spowodowane zastosowaniem MQL jest w przybliżeniu jednakowe dla całego zakresu badanych głębokości skrawania.

Badano również wpływ minimalnego smarowania na wartość siły biernej F_z (kierunek działania siły F_z jest równoległy do osi frezu). Na rysunku 5. przedstawiono przebieg wartości siły biernej dla stopu AZ91HP w funkcji prędkości skrawania. Zmiany wartości siły nie są istotne dla badanego parametru.

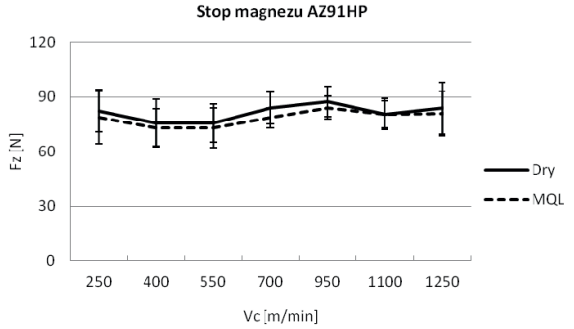
Niewielki wzrost siły biernej można zauważyć podczas zwiększania posuwu (rys. 6) oraz, nieco większy, przy wzroście głębokości skrawania (rys. 7).



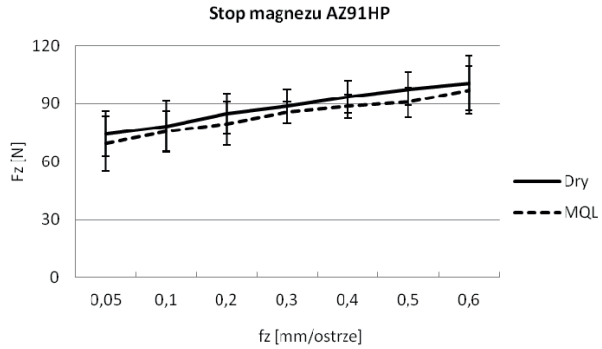
Rys. 3. Wpływ posuwu na moment skrawania M_c podczas frezowania stopu AZ91HP na sucho i z minimalnym smarowaniem (v_c = 900m/min, a_p = 6mm, a_e = 16mm)



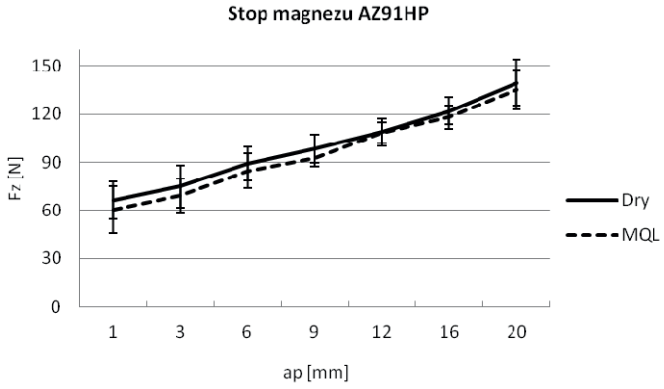
Rys. 4. Wpływ głębokości skrawania na moment skrawania M_c podczas frezowania stopu AZ91HP na sucho i z minimalnym smarowaniem (v_c = 900m/min, f_z = 0,3mm/ostrze, a_p = 6mm, a_e = 16mm)



Rys. 5. Wpływ prędkości skrawania na siłę bierną F_z podczas frezowania na sucho i z minimalnym smarowaniem (f_z = 0,3mm/ostrze, a_p = 6mm, a_e = 16mm)



Rys. 6. Wpływ posuwu na siłę bierną F_z podczas frezowania na sucho i z minimalnym smarowaniem (v_c = 950m/min, a_p = 6mm, a_e = 16mm)



Rys. 7. Wpływ głębokości skrawania na siłę bierną F_z podczas frezowania na sucho i z minimalnym smarowaniem (v_c = 950m/min, f_z = 0,3mm/ostrze, a_e = 16mm)

Przedstawione wyniki wskazują, że wpływ minimalnego smarowania na wartość siły biernej jest znikomy. Można to tłumaczyć tym, że siła bierna związana jest głównie z oddziaływaniem pomocniczych krawędzi skrawających na materiał obrabiany, a dostęp mgły olejowej do czołowej części frezu jest trudniejszy niż do części walcowej.

4. PODSUMOWANIE

Badania wpływu parametrów frezowania stopów magnezu AZ91HP i AZ31 na moment skrawania oraz siłę bierną umożliwiają ocenę obciążenia narzędzi skrawających oraz elementów maszyny technologicznej, a także zapotrzebowania na moc skrawania. Wyniki prowadzonych badań pozwalają na sformułowanie następujących wniosków:

– zastosowanie minimalnego smarowania, w postaci mgły olejowej, wpłynęło na zmniejszenie wartości momentu skrawania, w porównaniu z frezowaniem „na sucho", dla obu badanych stopów magnezu,
– na wartość momentu skrawania podczas frezowania stopów magnezu największy wpływ ma głębokość skrawania, w mniejszym stopniu wpływa posuw i prędkość skrawania,
– zastosowanie minimalnego smarowania powoduje bardzo małe zmniejszenie siły biernej (zmiany w granicach błędu statystycznego),
– dla badanego zakresu parametrów technologicznych wartość momentu skrawania jest większa dla stopu odlewniczego AZ91HP niż dla stopu do przeróbki plastycznej AZ31,
– zmiana prędkości skrawania, w badanym zakresie, nie ma istotnego wpływu na wartość siły biernej, natomiast zwiększenie posuwu i głębokości skrawania powoduje niewielki wzrost tej siły.

Podczas skrawania stopów magnezu występuje niebezpieczeństwo zapalenia się wiórów, dlatego wydaje się celowym uwzględnienie w dalszych badaniach wpływu minimalnego smarowania na temperaturę skrawania.

LITERATURA

[1] DOBRZAŃSKI L. A., *Podstawy nauki o materiałach i metaloznawstwo*, WNT 2007.
[2] FELD M., *Obróbka skrawaniem stopów aluminium*, WNT 1984.
[3] FELDSHTEIN E., MARUDA R., *Höhere Oberflächengüte beim Drehen durch Emulsion mit Additiv.* Maschinenmarkt, 2008, nr 19, s. 38-41.
[4] GRZESIK W., *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych*, WNT 2010.
[5] KRUSZYŃSKI B., *Wpływ kierunku podawania cieczy obróbkowej z minimalnym wydatkiem na siły przy szlifowaniu*, W: Materiały XXVIII Szkoły Obróbki Ściernej, Warszawa – Mszczonów 2005, s.152-155.
[6] KUCZMASZEWSKI J., *Efektywność wytwarzania elementów lotniczych ze stopów aluminium i magnezu*, Oficyna Wydawnicza Polskiego Towarzystwa Zarządzania Produkcją, Opole 2011, s.7-18.
[7] LEPPERT T., *Badania wpływu sposobu chłodzenia i smarowania na siły skrawania podczas toczenia*, W: Obróbka skrawaniem, Innowacje (Monografia), Kraków 2008, s.368-376.
[8] OCZOŚ K., *Doskonalenie strategii chłodzenia i smarowania w procesach obróbkowych*, Mechanik nr10, 2004, s. 597-606.
[9] OCZOŚ K., KAWALEC A., *Kształtowanie metali lekkich*, Wydawnictwo Naukowe PWN 2012.
[10] SU Y. i in., Refrigerated *cooling air cutting of difficult-to-cut materials*, Sk Int.J.of Mach.Tools a.Manuf., 2007, t. 47, nr 6, s. 927-933.
[11] SUDA S., YOKOTA H., INASAKI I., WAKABAYASHI T., *A Synthetic Ester as an Optimal Cutting Fluid for Minimal Quantity Lubrication Machining*, 2002, Annals of the CIRP, 51/1:1995-8.
[12] WERNER K., INASAKI I., SUTHERLAND J. W., WAKABAYASHI T., *Dry machining and minimum quantity lubrication*, CIRP Annals, vol. 53/2, 2004, s.511-537.

Badania realizowane w ramach Projektu „Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym", Nr POIG.01.01.02-00-015/08-00 w Programie Operacyjnym Innowacyjna Gospodarka (PO IG). Projekt współfinansowany przez Unię Europejską ze środków Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego.

EFFECT OF MINIMUM QUANTITY LUBRICATION ON CUTTING TORQUE IN MAGNESIUM ALLOYS MILLING PROCESS

The paper presents the results of a experimental study undertaken to investigate the cutting torque and passive force during the milling of the AZ91HP and AZ31 magnesium alloys. The milling process was conducted using dry machining and minimum quantity lubrication. To measure the cutting torque and passive force the Kistler dynamometer was used. The studies showed that minimum quantity lubrication a decrease in the cutting torque caused.

Key words: magnesium alloys, milling, minimum quantity lubrication, cutting torque, passive force

WPŁYW WYBRANYCH PARAMETRÓW SKRAWANIA NA TEMPERATURĘ W STREFIE OBRÓBKI PODCZAS FREZOWANIA

Piotr ZGÓRNIAK, Wojciech STACHURSKI, Dariusz OSTROWSKI, Bogdan KRUSZYŃSKI[1]

1. WSTĘP

Powszechnie wiadomo, że wysokie temperatury powstające w procesie skrawania wpływają niekorzystnie na trwałość narzędzi skrawających, właściwości warstwy wierzchniej oraz dokładność wymiarowo-kształtową przedmiotów obrobionych. W przypadku narzędzia niekorzystny wpływ temperatury objawia się przez spadek skrawności wynikający ze zmniejszenia twardości i trwałości ostrza. Odziaływanie wysokiej temperatury na przedmiot obrabiany może skutkować np. pojawianiem się i wzrostem niekorzystnych naprężeń własnych w warstwie wierzchniej lub zmianami wymiarów liniowych zachodzących podczas stygnięcia i powodujących błędy wykonania.

Na temperaturę skrawania oraz jej rozkład w strefie tworzenia wióra wpływają takie czynniki, jak: właściwości materiału obrabianego i narzędziowego, parametry skrawania, stereometria ostrza oraz rodzaj i sposób chłodzenia. W szeregu publikacji [2, 3, 4, 5, 7] opisana jest kolejność wpływu parametrów skrawania na wartość temperatury skrawania. Najsilniejszy wpływ na temperaturę skrawania (temperaturę ostrza) ma prędkość skrawania v_c, natomiast wpływ posuwu f jest zdecydowanie mniejszy niż prędkości. Wpływ głębokości skrawania a_p na temperaturę ostrza może być z reguły pominięty. W pracy [3] opisano wpływ parametrów skrawania na temperaturę ostrza t przy pomocy zależności doświadczalnej:

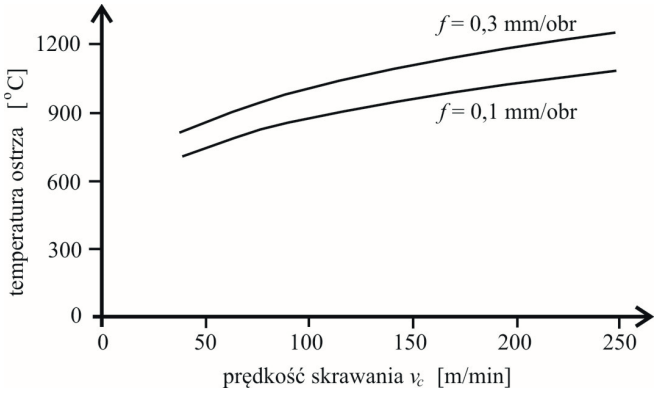
$$t = C_t \cdot f^{y_t} \cdot v_c^{z_t} \tag{1}$$

gdzie: C_t, y_t, z_t to stałe wyznaczane doświadczalnie. Na przykład dla toczenia stali niskowęglowej narzędziem z węglików spiekanych otrzymano:

$$t = 410 \cdot f^{0,13} \cdot v_c^{0,23} \qquad [°C], \tag{2}$$

[1] Politechnika Łódzka, Instytut Obrabiarek i TBM, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź.

a wyniki przedstawiono na rysunku 1. Porównanie wykładników potęgowych we wzorze (2) potwierdza opisany wcześniej wpływ parametrów skrawania na temperaturę: największy prędkości i mniejszy posuwu.



Rys. 1. Wpływ prędkości skrawania i posuwu na temperaturę ostrza z węglików spiekanych [3]

Do wyznaczania temperatury skrawania stosowane są metody analityczne, numeryczne oraz doświadczalne. W metodach doświadczalnych bardzo popularnym sposobem monitorowania temperatury jest metoda termowizyjna wykorzystująca zjawisko promieniowania podczerwonego. Jednak stosowanie termowizji w praktyce nie jest łatwe. Ze względu na dużą czułość tej metody oraz wpływ czynników środowiskowych na dokładność wyznaczenia wartości temperatury za pomocą kamery, interpretacja termogramów wymaga dużej wiedzy i doświadczenia z wielu dziedzin [8].

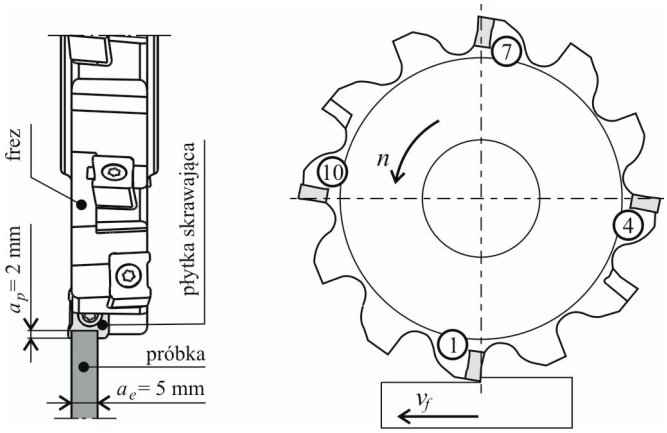
W Instytucie Obrabiarek i TBM Politechniki Łódzkiej przeprowadzono próby pomiarów metodą termowizyjną podczas frezowania. Badania miały na celu opracowanie metodyki pomiarów temperatury w strefie obróbki wraz z jej wyznaczaniem oraz określenie wpływu wybranych parametrów skrawania na wartość temperatury skrawania.

2. WARUNKI BADAŃ EKSPERYMENTALNYCH

W trakcie badań frezowano próbki o wymiarach 70x70x5 wykonane ze stali 41Cr4 w stanie normalizowanym. Frezowanie metodą przeciwbieżną przeprowadzono na konwencjonalnej frezarce poziomej.

Jako narzędzia użyto frez trzpieniowy 335.18-125.17.40-4N firmy SECO [6]. Jest to frez trzystronny, posiadający 12 ostrzy skrawających o łącznej szerokości skrawania a_e = 17 mm. Z uwagi na dużo mniejszą szerokość próbek (5 mm) podczas obróbki wykorzystywano 4 ostrza rozmieszczone na obwodzie narzędzia

co 90°. Zastosowano płytki skrawające LNKT060504PPN-E05 wykonane z węglików spiekanych F40M z obszaru zastosowania P40 z pokryciem przeciwzużyciowym. Promień naroża płytki r_ε = 0,4 mm, zaś kąt natarcia γ = 15° [6]. Sposób ustawienia frezu względem materiału obrabianego przedstawiono na rys. 2.



Rys. 2. Widok na strefę skrawania

Obróbkę prowadzono bez udziału cieczy chłodząco-smarującej. Parametry skrawania zostały dobrane na podstawie danych producenta [6] oraz praktyki warsztatowej, a następnie zestawione w tabeli 1.

Tabela1. Parametry skrawania

Nr próby	Głębokość skrawania a_p [mm]	Prędkość obrotowa n [obr/min]	Prędkość skrawania v_c [m/min]	Prędkość posuwu v_f [mm/min]
1	2	140	55	42
2				52
3				69
4		175	69	42
5				52
6				69
7		220	86	42
8				52
9				69

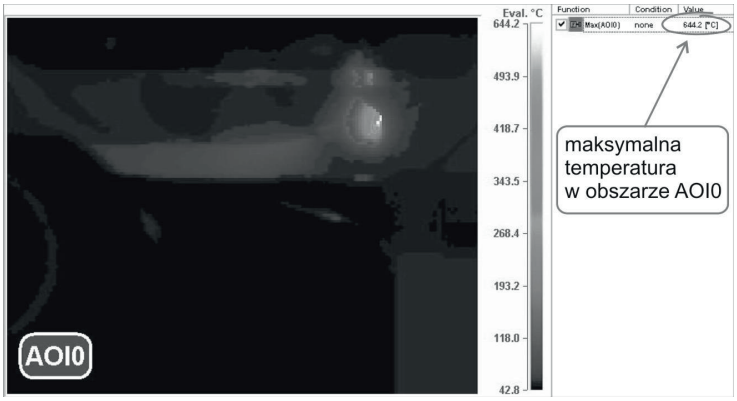
Wykonano 9 prób, różniących się wartościami parametrów skrawania. Wybrano trzy prędkości obrotowe narzędzia n i dla każdej z nich przeprowadzono frezowanie z trzema prędkościami posuwu f_t przy stałej głębokości skrawania a_p = 2 mm. Każda próba była rejestrowana przy użyciu kamery termowizyjnej Flir SC6000HS.

3. METODYKA POMIARÓW TERMOWIZYJNYCH

W trakcie pomiarów wykonano rejestrację zdjęć termicznych stosując metodę dynamicznego rozszerzenia zakresu pomiarowego kamery termowizyjnej Flir SC6000HS [9]. Zabieg ten umożliwił ocenę generowanej temperatury w zakresie 360 °C, szerszym niż standardowy, wynoszącym około 120 °C. Ze względu na rozszerzony zakres pomiarowy z wykorzystaniem trzech podzakresów temperaturowych, wynikowa częstotliwość zdjęć termicznych została ograniczona do 100 Hz. Ograniczenie to spowodowane jest ilością danych zapisywanych w pamięci RAM komputera oraz możliwościami zapisu sekwencji zdjęć termicznych na jego dysk twardy.

Zdjęcia wykonywano z rozdzielczością 160 x 128 pikseli. Z uwagi na to, że na wartość rejestrowanej temperatury ma wpływ wiele czynników, w tym m.in. zmiana emisyjności przedmiotu obrabianego wraz ze wzrostem temperatury, w opisywanych badaniach przyjęto średnią wartość współczynnika emisyjności $\varepsilon = 0{,}14$. Wartość tego współczynnika uzyskano na podstawie tabeli emisyjności [1]. To założenie spowodowało, że temperatura otoczenia rejestrowana w próbach skrawania przyjmowała wartość około 45 °C. W rzeczywistości temperatura otoczenia miała wartość mniejszą, jednak przyjęcie odpowiadającej jej emisyjności ($\varepsilon = 0{,}92$) spowodowałoby rejestrację zaniżonych wartości temperatur dotyczących materiału obrabianego.

Do rejestracji oraz oceny zdjęć termicznych wykorzystano program IR Control, którego interfejs graficzny pokazano na rys. 3. Do oceny przyjęto wartość maksymalnej temperatury występującej w obszarze AOI0.



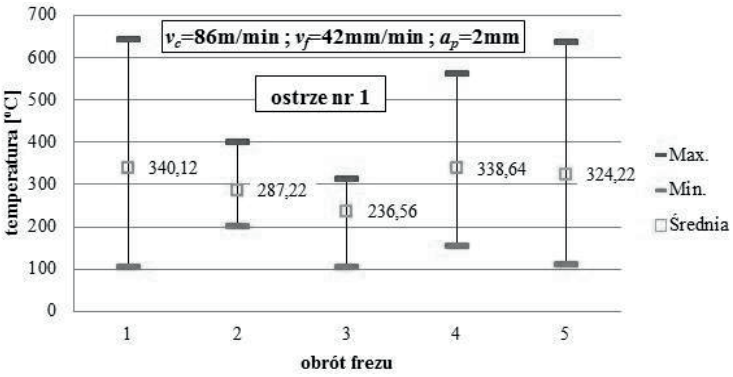
Rys. 3. Interfejs graficzny programu IR Control

Proces frezowania rejestrowano przy maksymalnym poziomie zapisu, wykorzystując 6000 klatek zapisywanych z częstotliwością wynikową 100 Hz. Ponieważ, w niektórych przypadkach, liczba 6000 klatek była niewystarczająca do rejestracji całego procesu skrawania, do oceny temperatury wybrano jedynie

środkowy obszar każdej próbki, obejmujący 5 pełnych obrotów frezu. W trakcie tych pięciu obrotów aktywnie skrawały 4 ostrza ponumerowane w kolejności: 1, 4, 7, 10 (rys. 2). Każde ostrze, od momentu wejścia w materiał do wyjścia z niego, było rejestrowane na 5 klatkach, co przy 5 obrotach frezu daje 25 zdjęć termicznych obszaru skrawania dla jednego ostrza. Wartości te posłużyły w dalszej kolejności do wyznaczenia temperatury skrawania dla całego narzędzia.

4. WYNIKI BADAŃ

Na rys. 4 zaprezentowano przykładowe wyniki pomiarów temperatury wyznaczonych dla ostrza nr 1. Wykres wykonano dla próby nr 7, dla której: v_c = 86 m/min, v_f = 42 mm/min, a_p = 2 mm.



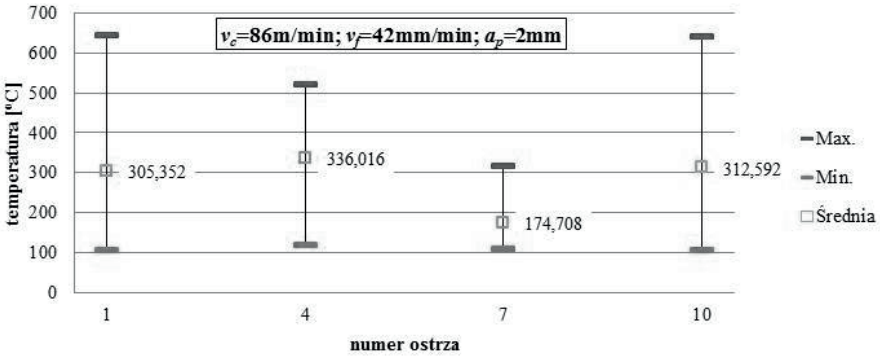
Rys. 4. Temperatura rejestrowana dla ostrza nr 1 dla pięciu obrotów frezu (próba nr 7)

Warto zauważyć, że średnie temperatury przypadające na jeden obrót frezu wahają się w granicach ok. 237–340 °C. Wynika to z najprawdopodobniej z częstotliwości wykonywania zdjęć termicznych, niejednorodnych właściwości materiału obrabianego, zjawisk tribologicznych w strefie tworzenia się wióra.

W analogiczny sposób dokonano analizy dla pozostałych trzech ostrzy, a następnie wykonano zestawienie zbiorcze obejmujące temperatury wszystkich czterech ostrzy frezu. Rezultat tego zestawienia przedstawiono w formie wykresu na rys. 5.

Wartość temperatury dla dowolnego ostrza to średnia temperatura z pięciu zarejestrowanych klatek. I tak, np. dla ostrza nr 1 to średnia z pięciu wartości podanych na rys. 4.

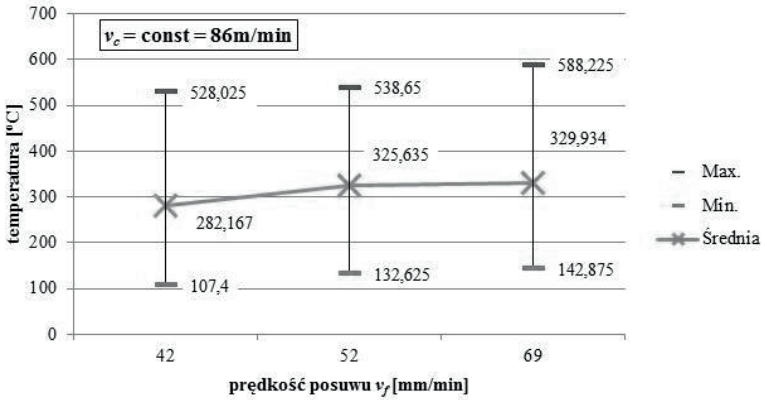
Warto zauważyć, że średnie temperatury przypadające na jedno ostrze frezu wahają się w granicach ok. 175–336 °C. Zdaniem autorów jest to związane z nierównomiernym wysunięciem płytek ostrzowych z kaset oprawki, co w konsekwencji powoduje usuwanie warstwy skrawanej z różnymi głębokościami



Rys. 5. Temperatura rejestrowana dla 4 ostrzy frezu (próba nr 7)

skrawania a_p. Niższa temperatura pojawia się, gdy ostrze skrawa na głębokość mniejszą od maksymalnej.

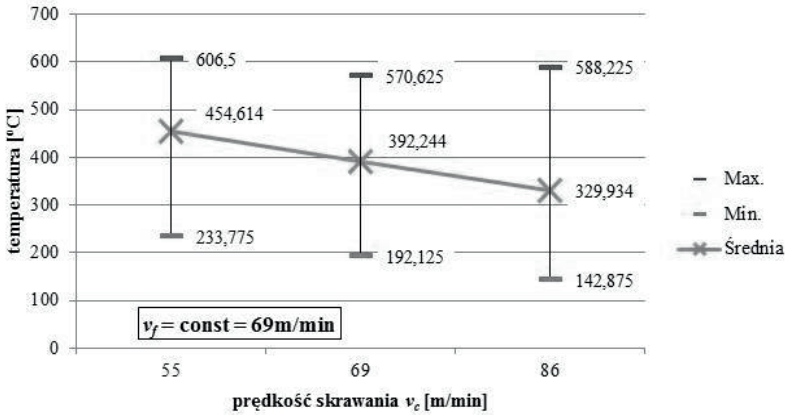
Na rys. 6 przedstawiono wykres wpływu zmian prędkości posuwu na wartość temperatury skrawania. Wykres wykonano dla próby nr 7, 8, 9 (tabela 1), przy stałej prędkości skrawania v_c = 86 m/min.



Rys. 6. Temperatura skrawania dla stałej prędkości skrawania v_c = 86 m/min

Jak wynika z rys. 6 wzrost prędkości posuwu w badanych granicach, powoduje wzrost temperatury skrawania, co jest zgodne z danymi podawanymi w literaturze. Warto zauważyć, że zwiększenie prędkości posuwu o 65% spowodowało zwiększenie temperatury o zaledwie 16%, co wskazuje na niewielki, mniej niż proporcjonalny, wpływ tego parametru na temperaturę procesu. Analogiczne wyniki uzyskano dla pozostałych sześciu prób.

Na rys. 7 przedstawiono wykres wpływu zmian prędkości skrawania na wartość temperatury skrawania. Wykres wykonano dla próby nr 3, 6, 9 (tabela 1), przy stałej prędkości posuwu v_f = 69 mm/min.



Rys. 7. Temperatura skrawania dla stałej prędkości posuwu v_f = 69 mm/min

Jak wynika z rys. 7 wzrost prędkości skrawania (o 56%) spowodował zmniejszenie średniej temperatury (o 28%). Właściwość ta jest niezgodna z teorią opisaną w rozdziale 1. Niezgodność ta, zdaniem autorów, wynika z faktu, że podczas frezowania kontakt ostrza z przedmiotem obrabianym ma charakter przerywany. Im większa prędkość skrawania, przy stałej v_f, tym mniejsza objętość warstwy skrawanej, co w konsekwencji powoduje niższą temperaturę w strefie skrawania.

5. WNIOSKI

Na podstawie prezentowanych powyżej wyników można sformułować następujące wnioski:

1) Zastosowanie kamery termowizyjnej umożliwia dokonywanie analiz wpływu parametrów skrawania na wartość temperatury skrawania.
2) Zastosowanie metodyki zaproponowanej przez autorów, umożliwia dokonywanie dokładnych analiz temperaturowych dla poszczególnych ostrzy skrawających. Zawężenie czasu rejestracji temperatury do obszaru skrawania w warunkach ustalonych poprzez eliminację fazy nagrzewania i wyjścia narzędzia umożliwia bowiem zwiększenie częstotliwości wykonywania zdjęć termicznych. Na podstawie dotychczasowych badań [4] stwierdzono, że fazy wejścia oraz wyjścia narzędzia w przedmiot obrabiany powodują znaczące rozbieżności uzyskiwanych wyników końcowych. Autorzy zaproponowali analizę procesu skrawania od wejścia ostrza w przedmiot obrabiany wraz z etapem formowania się wióra. Im większa częstotliwość tym większa liczba położeń ostrza skrawającego będącego w kontakcie z przedmiotem obrabianym. To z kolei powinno zwiększyć dokładność uzyskanych wyników.
3) Przyszłe badania powinny uwzględniać zmienność współczynnika emisyjności wraz ze wzrostem temperatury w różnych obszarach strefy skrawania.

Planuje się uwzględnienie zmian wartości współczynnika emisyjności przedmiotu obrabianego, narzędzia i otoczenia.

4) Wzrost prędkości posuwu w badanym zakresie, powoduje wzrost średniej temperatury skrawania.
5) Wzrost prędkości skrawania w badanym zakresie, powoduje spadek średniej temperatury skrawania.
6) W przyszłych badaniach należy rozszerzyć zakres badanych parametrów skrawania, uwzględniając metodę HSM.

LITERATURA

[1] BRAMSON M.A., *Infrared Radiation, A Handbook for Applications*, Nowy Jork, Plenum Press, 1967.
[2] GRZESIK W., *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych*, Warszawa, WNT, 2010.
[3] JEMIELNIAK K., *Obróbka skrawaniem*, Warszawa, Oficyna wydawnicza PW, 1998.
[4] KUCZMASZEWSKI J., ZAGÓRSKI I., *Badania masy, temperatury zapłonu oraz temperatury wiórów podczas skrawania wybranych stopów magnezu*, W: Mechanik, nr 10, 2012, 824-828.
[5] NIESŁONY P., *Modelowanie przepływu ciepła i rozkładu temperatury w strefie skrawania dla ostrzy z twardymi powłokami ochronnymi*, Opole, Oficyna wydawnicza PO, 2008.
[6] SECO, Katalog główny, www.secotools.com.
[7] STORCH B., *Podstawy obróbki skrawaniem*, Koszalin, Wydawnictwo uczelniane PK, 2001.
[8] WIĘCEK B., DE MEY G., *Termowizja w podczerwieni. Podstawy i zastosowania*, Warszawa, Wydawnictwo PAK, 2011.
[9] ZGÓRNIAK P., GRDULSKA A., *Investigation of temperature distribution during milling process of AZ91HP magnesium alloys*, W: Mechanics and Mechanical Engineering, vol. 16, nr 1, 2012, 33-40.

INFLUENCE OF SELECTED CUTTING PARAMETERS ON THE TEMPERATURE IN THE CUTTING ZONE DURING MILLING

In the paper results of maximum temperatures generated in the cutting zone during milling are presented. Investigation covers evaluation of cutting and feed velocity and their influence on cutting temperature values. In the article method for evaluation which dramatically decrease time of IR frames data mining and time of obtaining finished results are proposed. Analysis of temperature variation for selected cutting edges and temperature variation for different rotations for selected cutting edge have been made. Finally influence of cutting parameters on temperature in the cutting zone has been described.

Key words: machining, IR measurements, cutting temperature