

OBRÓBKA SKRAWANIEM

8

SYNERGIA NAUKI Z PRZEMYSŁEM

Pod redakcją Mirosława Pajora

**VIII Szkoła Obróbki Skrawaniem
Międzyzdroje – Szczecin 2014**

Komitet redakcyjny:

Mirosław Pajor (przewodniczący),

Wojciech Kwaczyński,

Monika Nowak,

Janusz Cieloszyk,

Krzysztof Filipowicz.

SPIS TREŚCI

Mirosław PAJOR WPROWADZENIE	11
1. ANALIZA I MODELOWANIE PROCESU SKRAWANIA	
Piotr Andrzej BAŁ, Krzysztof JEMIELNIAK ZASTOSOWANIE RAMPY DO WYZNACZANIA GRANICY STABILNOŚCI PRZY FREZOWANIU	15
Jarosław CHODÓR, Leon KUKIEŁKA ZASTOSOWANIE NIELINIOWEJ MECHANIKI KONTAKTU W ANALIZIE PRZEMIESZCZANIA MATERIAŁU OBRABIANEGO PODCZAS SKRAWANIA I NAGNIATANIA ŚLIZGOWEGO	23
Krzysztof JEMIELNIAK, Mirosław NEJMAN, Dominika ŚNIEGULSKA-GRĄDZKA WYZNACZENIE DYNAMICZNYCH WSPÓŁCZYNNIKÓW SIŁ SKRAWANIA POPRAZ BEZPOŚREDNI POMIAR SIŁY SKRAWANIA W CZASIE WYSTĘPOWANIA DRGAŃ	31
Arkadiusz PARUS, Mateusz KASPROWIAK WERYFIKACJA SKUTECZNOŚCI DZIAŁANIA AKTYWNEGO NARZĘDZIA DO OBNIŻENIA POZIOMU DRGAŃ W TRAKCIE OBRÓBKI PODATNYM NARZĘDZIEM	39
Mieczysław KAWALEC, Zbigniew NOWAKOWSKI OBCIĄŻENIE NARZĘDZIA W PROCESIE TOCZENIA ZAHARTOWANYCH LASEROWO STALI KONSTRUKCYJNYCH	47
Mikołaj KUZINOVSKI, Neven TRAJČEVSKI, Mite TOMOV, Piotr CICHOSZ, Hubert SKOWRONEK, AN APPROACH FOR MEASUREMENT UNCERTAINTY EVALUATION OF CUTTING FORCE IN MACHINING BY TURNING	55
Piotr NIESŁONY, Witold HABRAT BADANIA EKSPERYMENTALNE ORAZ SYMULACJE MES DLA RÓŻNYCH MODELI KONSTITUTYWNYCH PROCESU FREZOWANIA STOPU Ti6Al4V	63
Łukasz NOWAKOWSKI, Edward MIKO ANALIZA BŁĘDÓW ZAMOCOWANIA OSTRZY W KORPUSIE GŁOWICY FREZOWEJ NA PRZEBIEG PROCESU SKRAWANIA	73
Rafał RUSINEK, Andrzej WEREMCZUK, Jerzy WARMIŃSKI WPLYW NIELINIOWOŚCI W UKŁADZIE SKRAWANIA NA SKUTECZNOŚĆ REDUKCJI DRGAŃ SAMOWZBUDNYCH	81

Bogdan SŁODKI, Wojciech ZĘBALA, Grzegorz STRUZIKIEWICZ EFEKTYWNOŚĆ PRACY ŁAMACZY WIÓRÓW SM I MF PRZY TOCZENIU STALI AISI 416	89
Andrzej WEREMCZUK, Rafał RUSINEK, Jerzy WARMIŃSKI KONCEPCJA AKTYWNEJ ELIMINACJI DRGAŃ W PROCESIE FREZOWANIA	99

2. ZUŻYCIE I TRWAŁOŚĆ OSTRZY SKRAWAJĄCYCH

Kazimierz CZECHOWSKI, Iwona WRONSKA, Daniel TOBOŁA POWŁOKI NA OSTRZA NARZĘDZI Z WĘGLIKÓW SPIEKANYCH I STALI SZYBKOTNĄCYCH	109
Paweł FIGIEL, Lucyna JAWORSKA, Kazimierz CZECHOWSKI, Kazimierz KRZĄSTEK, Sławomir CYGAN WPLYW METODY FORMOWANIA Al_2O_3 NA WŁAŚCIWOŚCI PŁYTEK SKRAWAJĄCYCH	119
Jan JAWORSKI, Rafał KLUZ BADANIE WPLYWU ZUŻYCIA WIERTEŁ ZE STALI HS 2-5-1 NA SIŁĘ POOSIOWĄ I MOMENT SKRAWANIA PRZY WIERCENIU STALI KONSTRUKCYJNEJ	127
Maciej KUPCZYK WPLYW TYPU WARSTWY PRZEJŚCIOWEJ NA PRZYCZEPNOŚĆ POWŁOKI PRZECIWZUŻYCIOWEJ DO OSTRZA SKRAWAJĄCEGO	135
Marcin MATUSZAK, Michał SZYDŁOWSKI, Bartosz POWAŁKA POMIAR ZUŻYCIA MIKROFREZA ZA POMOCĄ METOD WIZYJNYCH	143
Piotr SIWAK, Damian PRZESTACKI, Tadeusz CHWALCZUK, Dariusz GARBIEC, Filip HEYDUK ANALIZA MOŻLIWOŚCI SPIEKANIA ORAZ POPRAWY WŁAŚCIWOŚCI TECHNOLOGICZNYCH OSTRZY SKRAWAJĄCYCH Z WĘGLIKÓW SPIEKANYCH WYTWARZANYCH METODĄ SPS	151
Wojciech STACHURSKI, Stanisław MIDERA BADANIA ZUŻYCIA PŁYTEK SKRAWAJĄCYCH Z WĘGLIKÓW SPIEKANYCH W GATUNKU GC4325 Z POWŁOKĄ INVEIO I GC4215	161
Łukasz ŻURAWSKI, Borys STORCH WPLYWU ZUŻYCIA OSTRZY NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI PO FREZOWANIU STOPU ALUMINIUM W OBRÓBCE KRIOGENICZNEJ	169

3. NARZĘDZIA, OPRZYRZĄDOWANIE I OBRABIARKI W PROCESIE SKRAWANIA

Piotr CICHOSZ, Mirosław GROCHOWSKI, Hubert SKOWRONEK, Mikołaj KUZINOVSKI KOMPENSACJA ODKSZTAŁCENŃ SPRĘŻYSTYCH UKŁADU OUPN ZA POMOCĄ NARZĘDZIA MECHATRONICZNEGO	183
Piotr CICHOSZ, Hubert SKOWRONEK, Mikołaj KUZINOVSKI, Mite TOMOV ANALIZA SIŁ I ODKSZTAŁCENŃ UKŁADU OUPN Z UWAGI NA MOŻLIWOŚĆ ICH KOMPENSACJI ZA POMOCĄ NARZĘDZI MECHATRONICZNYCH	193
Piotr CICHOSZ, Hubert SKOWRONEK, Mikołaj KUZINOVSKI, Mite TOMOV NARZĘDZIE MECHATRONICZNE Z AUTONOMICZNYM POMIAREM SIŁ I ODKSZTAŁCENŃ WPLYWAJĄCYCH NA DOKŁADNOŚĆ SKRAWANIA	201
Bogdan KIETZMAN, Jan ALESZCZYK CHARAKTERYSTYKA NARZĘDZI FIRMY SIEMENS DO TWORZENIA I SPRAWDZANIA TECHNOLOGII OBRÓBKI CNC	209
Michał KOWAL, Roman STANIEK KOLIZJE W OBRABIARKACH CNC. MINIMALIZACJA SKUTKÓW	223
Wojciech KWACZYŃSKI TECHNICZNO-INFORMATYCZNE PRZYGOTOWANIE INTERAKTYWNEGO PROGRAMOWANIA OBRÓBKI DLA ROBOTA RÓWNOLEGŁEGO ZE STOLEM OBROTOWO-UCHYLNYM	231
Piotr OSIĄK, Marcin PŁODZIENŃ, Łukasz ŻYŁKA, Robert BABIARZ WPLYW MOCOWANIA FREZU NA WYSOKOWYDAJNĄ OBRÓBKĘ STOPÓW ALUMINIUM	239
Wojciech PTASZYŃSKI SZYBKA DIAGNOSTYKA OBRABIAREK CNC	247

4. ZAGADNIENIA TECHNOLOGICZNE PROCESÓW OBRÓBKI SKRAWANIEM

Alexander BALITSKII, Jacek ELIASZ, Walentyna BALITSKA, Wiktoria KOCHUBEI, Maria HAWRILYUK WPLYW WYTRZYMAŁOŚCI TERMICZNEJ CIECZY SMARUJĄCO- CHŁODZĄCYCH NA JEJ ZDOLNOŚĆ DO PRACY W WARUNKACH SKRAWANIA	257
Jan BUREK, Karol ŻURAWSKI, Piotr ŻUREK WPLYW KĄTA PROWADZENIA FREZU NA DOKŁADNOŚĆ WYMIAROWO- KSZTAŁTOWĄ POWIERZCHNI PROSTOKREŚLNYCH	265

Jan BUREK, Piotr ŻUREK, Marcin PŁODZIEN, Jacek MISIURA, Karol ŻURAWSKI WPLYW STRATEGII OBRÓBKI NA DOKŁADNOŚĆ KSZTAŁTOWĄ PRZY PIĘCIOOSIOWYM FREZOWANIU ELEMENTÓW CIENKOŚCIENNYCH FREZEM KULISTYM	273
Jan BUREK, Łukasz ŻYŁKA, Marcin PŁODZIEN, Robert BABIARZ, Michał GDULA, OBRÓBKA WYSOKOWYDAJNA CIENKOŚCIENNYCH STRUKTUR ALUMINIOWYCH	281
Ryszard DĘBKOWSKI, Paweł OSTROWSKI ANALIZA MES WPLYWU WIELKOŚCI ORAZ ROZKŁADU SIŁ MOCOWANIA NA DOKŁADNOŚĆ OBRÓBKI PRZEDMIOTU O MAŁEJ SZTYWNOŚCI	289
Jan KACZMAREK, Sebastian LANGE, Robert ŚWIĘCIK, Artur ŻURAWSKI PRZEDSTAWIENIE WARIANTÓW TECHNOLOGII OBRÓBKI KORPUSU GAZOMIERZA POPRZEZ WYBÓR ROZWIĄZANIA KONSTRUKCJI UCHWYTU MOCUJĄCEGO	297
Marek KOŁODZIEJ, Paweł KAROLCZAK STRUKTURA GEOMETRYCZNA POWIERZCHNI PO TROCHOIDALNYM FREZOWANIU STALI 42CrMo4	305
Maciej KOWALSKI, Paweł KAROLCZAK BADANIA WPLYWU WARUNKÓW TOCZENIA STOPU MAGNEZU AZ 91 NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI I POSTAĆ WIÓRÓW	313
Józef KUCZMASZEWSKI, Ireneusz ZAGÓRSKI BADANIA FRAGMENTOWANIA WIÓRÓW W PROCESIE FREZOWANIA STOPÓW MAGNEZU	321
Edward MIKO, Łukasz NOWAKOWSKI WPLYW TECHNOLOGII OBRÓBKI NA DOKŁADNOŚĆ WYMIAROWO- KSZTAŁTOWĄ ODLEWANEGO KORPUSU ZAWORU	329
Bogusław PYTLAK TOCZENIE POWIERZCHNI ŚRUBOWYCH O ZMIENNYM SKOKU	337
Ryszard WOLNY OPERACJE OBRÓBKOWE FORMY CIŚNIENIOWEJ	345
Ryszard WOLNY ZINTEGROWANE WYTWARZANIE TARCZ HAMULCOWYCH	353
Ryszard WOJCIK, Norbert KEPCZAK WPLYW USTALENIA I MOCOWANIA KORPUSÓW PRZEKŁADNI TECHNOLOGICZNIE PODOBNYCH NA KSZTAŁT OTWORÓW POD ŁOŻYSKA	361

Adam ZALEWSKI, Sergiusz SOBIESKI ZASTOSOWANIE METODY WAG UNORMOWANYCH DO WYBORU NAJLEPSZEJ STRATEGII I WARIANTU OBRÓBKI ZGRUBNEJ FREZOWANIEM	369
--	-----

5. OBRÓBKA MATERIAŁÓW NIEMETALOWYCH I TRUDNOOBRABIALNYCH

Michał JEDINÁK, Zdeněk KOPECKÝ, Jan KRYL, Maciej KOWALSKI WPLYW WARUNKÓW PRZECINANIA I KONSTRUKCJI PIŁ TARCZOWYCH NA HAŁAS GENEROWANY PODCZAS FORMATOWANIA PŁYT OSB	379
Paweł KAROLCZAK, Marek KOŁODZIEJ BADANIA WPLYWU ZASTOSOWANIA MINIMALNEGO SMAROWANIA MQL NA SIŁY SKRAWANIA I POSTAĆ WIÓRA W OBRÓBCE KOMPOZYTÓW ALUMINIOWYCH	387
Krzysztof KRUPA, Piotr LASKOWSKI, Witold HABRAT, Krzysztof KUBIAK TOCZENIE WYKOŃCZENIOWE STOPU TYTANU NA OSNOWIE FAZY MIĘDZYMETALICZNEJ TiAl(γ)	395
Piotr LASKOWSKI, Krzysztof KRUPA, Witold HABRAT, Damian PRZESTACKI, Jan SIENIAWSKI TOCZENIE STOPU Ti-6Al-4V Z ZASTOSOWANIEM WYSOKIEGO CIŚNIENIA CIECZY CHŁODZĄCO-SMARUJĄCEJ	403
Kazimierz ORŁOWSKI, Tomasz OCHRYMIUK MODELOWANIE ZMIAN DYNAMICZNYCH SIŁ SKRAWANIA PRZY PRZECINANIU DREWNA PIŁAMI TARCZOWYMI	411
Damian PRZESTACKI, Tadeusz CHWALCZUK, Piotr SIWAK ZASTOSOWANIE NAGZREWANIA LASEROWEGO DO OBRÓBKI UBYTKOWEJ MATERIAŁÓW TRUDNO OBRABIALNYCH	419

6. TECHNOLOGICZNA WARSTWA WIERZCHNIA

Jan BUREK, Jarosław BUK, Marcin PŁODZIENI, Jacek MISIURA WPLYW POSUWU OSIOWEGO FREZA NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI BOCZNEJ ZĘBA PRZY FREZOWANIU DIAGONALNYM	429
Jan BUREK, Łukasz ŻYŁKA, Michał GDULA, Marcin PŁODZIENI WPLYW KINEMATYKI 5-OSIOWEGO FREZOWANIA NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI PIÓRA ŁOPATKI	437
Krzysztof CHMIELEWSKI, Janusz CIELOSZYK ZMIANY STRUKTURY GEOMETRYCZNEJ POWIERZCHNI I WARSTWY WIERZCHNIEJ NADSTOPU NIKLU PO OBRÓBCE FREZOWANIEM	445

Eugene FELDSHTEIN, Mariusz JENEK CIENKA STRUKTURA WARSTWY WIERZCHNIEJ ELEMENTÓW Z ULEPSZONEJ STALI 40H PO TOCZENIU WYKOŃCZENIOWYM PŁYTKAMI POWLEKANymi	453
Janusz KALISZ, Aneta ŁĘTOCHA, Kazimierz CZECHOWSKI, Andrzej CZERWIŃSKI, Łukasz JANCZEWSKI NAGNIATANIE TOCZNE POWIERZCHNI FREZOWANYCH O ZŁOŻONYCH KSZTAŁTACH	461
Paweł KAROLCZAK, Maciej KOWALSKI MODYFIKACJA CHROPOWATOŚCI POWIERZCHNI PRZY TOCZENIU STALI CHROMOWO-NIKŁOWO-MOLIBDENOWEJ OSTRZAMI TYPU WIPER	469
Mariusz KŁONICA, Józef KUCZMASZEWSKI BADANIA STANU ENERGETYCZNEGO WARSTWY WIERZCHNIEJ STOPÓW MAGNEZU PO FREZOWANIU	477
Marek KOŁODZIEJ, Maciej KOWALSKI, Miłosz KOLENDA WPLYW WARUNKÓW FREZOWANIA STOPÓW MAGNEZU NA WYBRANE PARAMETRY SGP	485
Maciej KOWALSKI, Małgorzata CHABOWSKA, Marek KOŁODZIEJ WPLYW CHROPOWATOŚCI TOCZONEJ POWIERZCHNI POLIETYLENU (LDPE) NA JAKOŚĆ JEJ POŁĄCZEŃ Z TAŚMAMI BAWELNIANYMI	493
Tadeusz LEPPERT, Robert POLASIK BADANIA WPLYWU CHŁODZENIA I SMAROWANIA NA STRUKTURĘ GEOMETRYCZNĄ POWIERZCHNI PO WIERCENIU STALI WCL	501
Jakub MATUSZAK, Kazimierz ZALESKI WPLYW WARUNKÓW OBRÓBKII SZCZOTKOWANIEM NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI PRZEDMIOTÓW WYKONANYCH ZE STOPU ALUMINIUM	509
Agnieszka SKOCZYŁAS, Kazimierz ZALESKI WPLYW WARUNKÓW NAGNIATANIA ODŚRODKOWEGO NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI PRZEDMIOTÓW ZE STALI C45 WYCINANYCH LASEREM	517
Krzysztof ŻAK, Wit GRZESIK OCENA STRUKTURY GEOMETRYCZNEJ POWIERZCHNI PO TOCZENIU I SZLIFOWANIU STALI UTWARDZONEJ	525

7. DIAGNOSTYKA I OPTYMALIZACJA PROCESU SKRAWANIA

Marian BARTOSZUK MODEL ANALITYCZNY MAKSYMALNEJ TEMPERATURY WIERZCHNIEJ STRONY WIÓRA	535
Witold HABRAT, Piotr LASKOWSKI, Piotr HEIMROTH ANALIZA FORMOWANIA WIÓRA W PROCESIE TOCZENIA STOPU Ti6AL4V Z ZASTOSOWANIEM KAMERY SZYBKOKŁATKOWEJ	543
Jerzy JÓZWIK ANALIZA RUCHU PODCZAS OBRÓBKII FREZARSKIEJ PRZEDMIOTÓW CIENKOŚCIENNYCH Z ZASTOSOWANIEM WIZYJNEGO SYSTEMU POMIAROWEGO 3D	551
Marta KACZMAREK DOBÓR WARUNKÓW USUWANIA WIÓRA W PROCESIE OBRÓBKII NARZĘDZIAMI Z OBROTOWYMI OSTRZAMI SKRAWAJĄCYMI	563
Radosław MARUDA WPLYW CHŁODZENIA EKOLOGICZNEGO STREFY SKRAWANIA NA PROCES TWORZENIA I ŁAMANIA WIÓRA W PROCESIE TOCZENIA STALI NIERDZEWNEJ X10CRNI18-8	569
Marcin MATUSZAK, Paweł KOCHMAŃSKI, Bartosz POWAŁKA WPLYW STRUKTURY WEWNĘTRZNEJ STALI NA POWSTAWANIE DRGAŃ W MIKROFREZOWANIU	577
Przemysław OBORSKI KIERUNKI ROZWOJU ZINTEGROWANYCH SYSTEMÓW MONITOROWANIA PROCESÓW OBRÓBKII SKRAWANIEM	591
Tomasz OKULIK, Bartosz POWAŁKA, Krzysztof MARCHELEK WPLYW MONTAŻU SZYN PROWADNICOWYCH NA WARSTWIE TWORZYWA EPY NA WARTOŚĆ AMPLITUDY I CZĘSTOTLIWOŚĆ DRGAŃ REZONANSOWYCH BADANEGO OBIEKTU	599
Marek RYBICKI KOMPENSACJA BŁĘDÓW OBRÓBKII METODĄ KOREKCJI TORU NARZĘDZIA	607
Piotr SZULEWSKI KONCEPCJA AUTONOMICZNEGO MODUŁU POMIAROWEGO DO MONITOROWANIA PROCESU I OBRABIARKI	613
Agnieszka TERELAK-TYMCZYNA, Piotr PAWLUKOWICZ WSKAŹNIKI WYNIKU ENERGETYCZNEGO DLA PROCESU OBRÓBKII SKRAWANIEM NA PRZYKŁADZIE TOCZENIA	621

Maciej WŁODARCZYK, Mateusz MADEJSKI ANALIZA WPŁYWU SIŁY DOCISKU NA PROCES CIĘCIA PŁASKIMI ŚCIERNICAMI Z UŻYCIEM SZYBKIEJ KAMERY WIZYJNEJ	629
Kazimierz ZALESKI, Tomasz PAŁKA WPŁYW GEOMETRII OSTRZA NA SIŁY SKRAWANIA PODCZAS FREZOWANIA STOPÓW ALUMINIUM	639

WPROWADZENIE

Mirosław Pajor¹

Z dużą satysfakcją przekazuję Państwu ósmą z kolei książkę z serii "Obróbka skrawaniem - Synergia nauki z przemysłem" wydaną z okazji VIII Konferencji Szkoła Obróbki Skrawaniem, której tegorocznym organizatorem jest Wydział Inżynierii Mechanicznej i Mechatroniki Zachodniopomorskiego Uniwersytetu Technologicznego w Szczecinie. Konferencja odbyła się w dniach 17-19 września 2014 roku w Międzyzdrojach. Integralną częścią konferencji była jednodniowa sesja plenarna w dniu 18 września 2014 zorganizowana na terenie Wydziału Inżynierii Mechanicznej i Mechatroniki w formie prezentacji targowej, na której zaprezentowano potencjał badawczy Instytutu Technologii Mechanicznej, największej jednostki na wydziale zajmującej się szeroko pojętą tematyką obróbki skrawaniem. Ponadto w Hali Technologicznej Instytutu Technologii Mechanicznej prezentowała swoje najnowsze produkty i technologie liczna grupa przedstawicieli przemysłu maszynowego związanego bezpośrednio z obróbką skrawaniem. Kluczowym punktem tej sesji była prezentacja Regionalnego Centrum Innowacji i Transferu Technologii Zachodniopomorskiego Uniwersytetu Technologicznego w Szczecinie na temat nowych programów finansowania badań naukowych. Taka formuła sesji plenarnej jest zbieżna z hasłem przewodnim konferencji "Synergia nauki z przemysłem" oraz głównym celem, jaki postawili sobie organizatorzy konferencji, przygotowania platformy współpracy branży przemysłowej z jednostkami naukowymi. Konieczność intensyfikacji tej współpracy jest potrzebą chwili, bowiem uruchamiany jest nowy program Unii Europejskiej wspierania badań naukowych HORYZONT 2014-2020, którego głównym założeniem jest zwiększenie obszaru współpracy nauki i przemysłu. Liczymy na to, że taka forma organizacyjna zostanie pozytywnie odebrana przez Uczestników konferencji i pozwoli nawiązać nowe kontakty w zakresie kreowania innowacyjnych projektów badawczych we współpracy z przedstawicielami przemysłu maszynowego.

¹ Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny, ITM, Al. Piastów 19, 70-310 Szczecin

Należy przypomnieć, że misją Konferencji Naukowej Szkoła Obróbki Skrawaniem jest integracja środowiska naukowego z przemysłem, a wzrastająca popularność konferencji, mierzona liczbą jej uczestników, świadczy o ciągłej potrzebie kontynuacji tej misji. W tym miejscu należy podziękować inicjatorowi powołania ogólnopolskiego Forum pod nazwą Szkoła Obróbki Skrawaniem Panu prof. dr hab. inż. Piotrowi Cichoszowi, bo dzięki tej inicjatywie mieliśmy szansę po raz ósmy się spotkać. Dziękuję również Autorom za uczestnictwo w konferencji i trud włożony w przygotowanie ciekawych referatów, Recenzentom za wnikliwe i merytoryczne recenzje, Przedstawicielom przemysłu i Sponsorom za uświetnienie konferencji prezentacją swoich osiągnięć i udzielone wsparcie. To dzięki Ich pracy i zaangażowaniu w prezentowanej Państwu książce znalazły się referaty z zakresu: analizy i modelowania procesu skrawania, zużycia i trwałości ostrzy skrawających, narzędzi, oprzyrządowania i obrabiarek, technologii procesów obróbki skrawaniem, obróbki materiałów niemetalowych i trudnoobrabialnych, technologii warstwy wierzchniej, oraz diagnostyki i optymalizacji procesu skrawania.

Trud organizacji tak poważnego przedsięwzięcia jakim jest VIII Konferencja Naukowa Szkoła Obróbki Skrawaniem jest rekompensowany poziomem zadowolenia Uczestników konferencji. Mam głęboką nadzieję, że uczestnictwo w konferencji organizowanej przez ośrodek szczeciński, umożliwiło Państwu nawiązanie nowych kontaktów i zdobycie nowej wiedzy z obszaru obróbki skrawaniem. Pragnę w tym miejscu podziękować wszystkim, którzy swoją pracą i zaangażowaniem przyczynili się do sukcesu tej konferencji. Szczególne podziękowania należą się Panu prof. dr inż. dr h.c. Wiesławowi Olszakowi, bowiem to dzięki Jego inicjatywie ośrodek szczeciński podjął się misji organizacji konferencji. Pan Profesor, był aktywnym Członkiem Komitetu Organizacyjnego i na wszystkich etapach organizacji konferencji aktywnie nas wspierał. Podziękowania składam również dr inż. Danielowi Grochale, dr inż. Wojciechowi Kwaczyńskiemu, mgr inż. Monice Nowak, mgr inż. Michałowi Szydłowskiemu, dr hab. inż. Januszowi Cieloszykowi, dr inż. Marcinowi Królikowskiemu i mgr inż. Krzysztofowi Filipowiczowi. Dzięki Ich zaangażowaniu w pracach Komitetu Organizacyjnego Konferencji to poważne przedsięwzięcie udało się pomyślnie zrealizować.

Życzę Państwu, aby obrady oraz dyskusje były interesujące i owocne, a lektura niniejszej książki była ciekawa i przyczyniła się do pogłębienia wiedzy o procesie obróbki skrawaniem oraz była inspiracją do nowych, innowacyjnych projektów badawczych.

Miroslaw Pajor

1. ANALIZA I MODELOWANIE PROCESU SKRAWANIA

ZASTOSOWANIE RAMPY DO WYZNACZANIA GRANICY STABILNOŚCI PRZY FREZOWANIU

Piotr Andrzej BĄK¹, Krzysztof JEMIELNIAK¹

1. WSTĘP

Drgania samowzbudne są istotnym czynnikiem ograniczającym wydajność, jakość obróbki oraz trwałość narzędzi i obrabiarek [9-11]. Doświadczalne określenie granicy stabilności polega na znalezieniu osiowej głębokości skrawania a_p , powyżej której układ jest niestabilny. Frezowanie z kolejnymi głębokościami staje się czasochłonne i kłopotliwe, dlatego najczęściej wykorzystuje się frezowanie z rosnącą głębokością skrawania z wykorzystaniem przedmiotu obrabianego, którego górna powierzchnia jest nachylona do podstawy (rampa) [5, 9]. Skrawanie prowadzi się do wystąpienia drgań samowzbudnych, a obserwacja śladów obróbki pozostawionych na powierzchni obrobionej łatwo pozwala stwierdzić, przy jakiej głębokości skrawania pojawiły się drgania samowzbudne (została przekroczona granica stabilności). Rozwój drgań samowzbudnych zajmuje jednak pewien czas, zależny od stopnia niestabilności układu. Przy przekraczaniu granicy stabilności, lub blisko niej może być dość znaczny, co sprawia, iż granica stabilności określona w ten sposób jest zawyżona. Należy zatem zbadać, w jakim stopniu kąt nachylenia rampy, a więc szybkość wzrostu głębokości skrawania wpływa na granicę stabilności. Punkt odniesienia stanowi oczywiście skrawanie ze stałą głębokością skrawania. Doświadczalne wykonanie takich badań byłoby bardzo czasochłonne, kosztowne, gdyż wymagałoby bardzo wielu eksperymentów. Znacznie łatwiej, a przy tym nie mniej dokładnie, można badać takie zjawiska jak rozwój drgań samowzbudnych stosując numeryczną symulację przebiegu drgań w dziedzinie czasu. W niniejszym artykule zjawisko to zostało przedstawione w oparciu o symulację numeryczną rozwoju i przebiegu drgań samowzbudnych. Zastosowanie symulacji numerycznej umożliwia przeprowadzenie

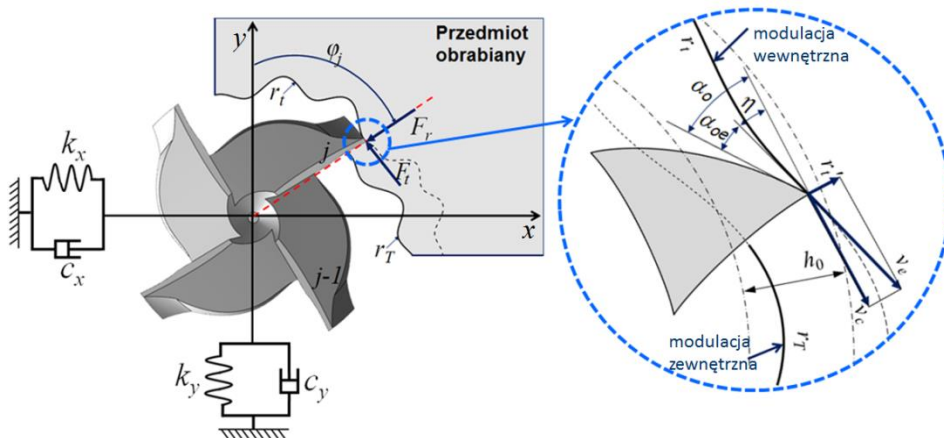
¹ Politechnika Warszawska, Zakład Automatykacji, Obrabiarek i Obróbki Skrawaniem, ul. Narbutta 85, 02-528 Warszawa

analizy stabilności poprzez obliczenie przebiegów czasowych sił i drgań w czasie obróbki. To z kolei umożliwia analizę zależności stabilności od zmieniających się w sposób ciągły dowolnych parametrów skrawania, co jest niemożliwe lub trudne metodami analitycznymi.

Istotnym zagadnieniem, które trzeba również rozwiązać, staje się opracowanie metody wykrywania drgań samowzbudnych.

2. PODSTAWY NUMERYCZNEJ SYMULACJI FREZOWANIA

Podstawy symulacji numerycznej drgań samowzbudnych przedstawiono w [5]. W oprogramowaniu wykorzystanym w tym artykule posłużono się metodą Tlustego i Ismaila [13] opartą na fundamentalnych zależnościach opisujących ruch jednostajnie przyspieszony dla układu MDS o jednym stopniu swobody. W rzeczywistości układ MDS ma bardzo złożoną strukturę i wiele stopni swobody. Jednakże przy większości zastosowań można go sprowadzić do układu wielomodalnego o dwóch stopniach swobody [1-3]. Dzięki temu możliwe jest uwzględnienie dwóch podstawowych przyczyn drgań samowzbudnych w obróbce skrawaniem, jakimi są sprzężenie przez przemieszczenie oraz reprodukcja drgań (Rys. 1).



Rys. 1. Schemat dynamicznego układu OUPN przy frezowaniu [5]

Zmienne (dynamiczne) składowe sił skrawania promieniowej F_r i stycznej F_t , które oddziałują na układ masowo-dyssypacyjno-sprężysty (MDS), są spowodowane przemieszczeniami i prędkościami przemieszczeń w kierunku prostopadłym do powierzchni skrawania r_i i r_i' (Rys. 1). 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.

wewnętrzna 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 .

3. WYKRYWANIE DRGAŃ SAMOWZBUDNYCH PRZY FREZOWANIU

Kluczowe z punktu widzenia analizy stabilności jest wykrycie drgań samowzbudnych w czasie obróbki. W sygnale przemieszczenia przy frezowaniu stabilnym występują drgania wymuszone o częstotliwości przechodzenia ostrzy. Ze względu na to, iż amplituda drgań wymuszonych może być znaczna, nie da się wykorzystać przekroczenia granicznego progu jako wskaźnika stabilności (jak w przypadku toczenia).

Zastosowana tu metoda wykrywania drgań samowzbudnych polega na odfiltrowaniu z widma FFT przebiegu ruchu narzędzia drgań o częstotliwości przechodzenia ostrzy oraz częstotliwości obrotowej wrzeciona. Koniecznie przy tym należy wykryć rzeczywistą prędkość obrotową wrzeciona, ponieważ że może się ona różnić od zadanej, co znacząco wpływałoby na wynik analizy. Opracowany algorytm wykrywa rzeczywistą prędkość obrotową. W tym celu oblicza się nominalną częstotliwość prędkości obrotowej:

$$f_{obr} = n/60 \text{ Hz}, \quad (1)$$

gdzie:

n – zadana prędkość obrotowa.

Następnie w zakresie 90–110% częstotliwości obrotowej w widmie FFT wyszukiwane jest maksimum, które poprzez przeliczenie na prędkość obrotową wskazuje rzeczywistą prędkość.

Po czym wyznaczone zostają częstotliwości przechodzenia ostrzy oraz ich harmoniczne:

$$f_{ostrzy} = Nnz/60 \text{ Hz}, \quad (2)$$

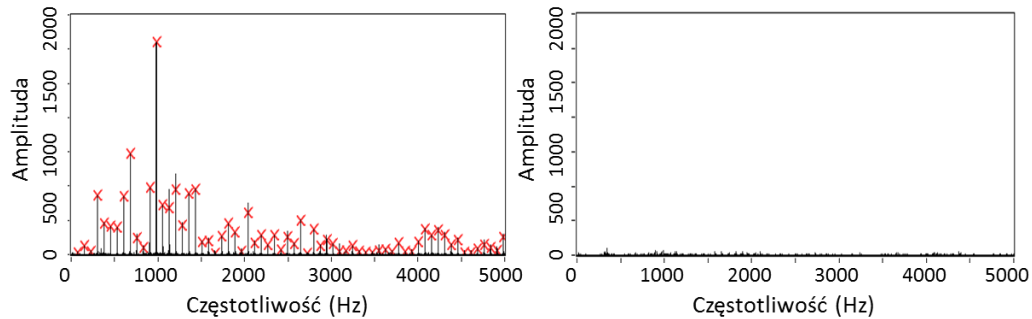
gdzie:

N – kolejne liczby naturalne począwszy od 1,

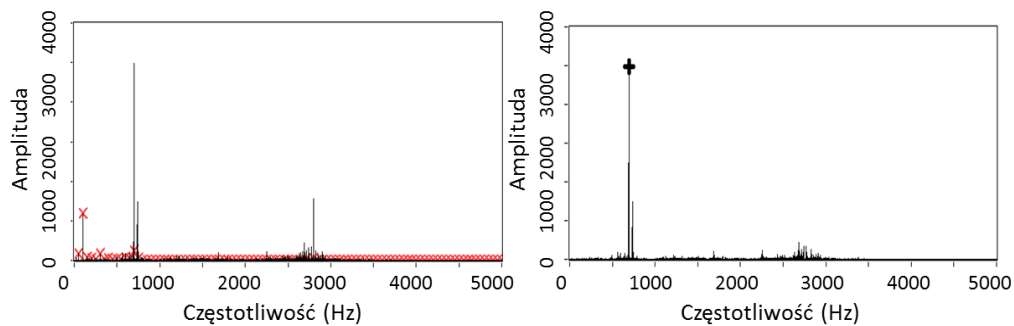
n – zadana prędkość obrotowa,

z – liczba zębów freza.

W celu umożliwienia automatycznego rozpoznania częstotliwości drgań samowzbudnych rozpoznane częstotliwości obrotowe oraz przechodzenia ostrzy usuwa się z widma FFT, co umożliwia ocenę stabilności.



Rys. 2. Wykrywanie drgań samowzbudnych – stan stabilny



Rys. 3. Wykrywanie drgań samowzbudnych – stan niestabilny

4. POSZUKIWANIE GRANICY STABILNOŚCI PRZY FREZOWANIU METODĄ SYMULACJI NUMERYCZNEJ

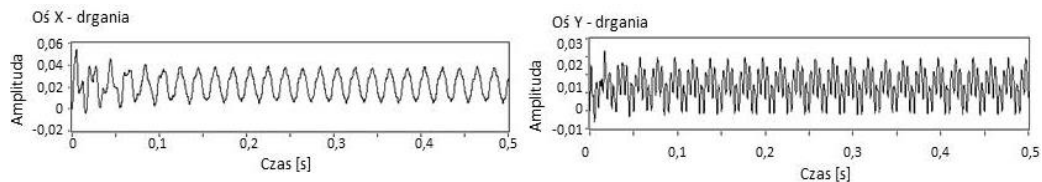
Przy doświadczalnym wyznaczaniu granicy stabilności wykorzystanie frezowania rosnącej rampy umożliwia szybkie i wygodne przeprowadzenie badań. Jest alternatywą dla określenia granicy stabilności przy frezowaniu na płasko z kolejnymi głębokościami skrawania. Frezowanie na płasko stanowi punkt odniesienia, ponieważ proces rozwijania się drgań nie zaburza określenia granicznej głębokości skrawania. W tym rozdziale porównano wyniki wyznaczania granicznej głębokości skrawania przez frezowanie płaskie z otrzymanymi przy pomocy frezowania rampy. Zastosowano następujące parametry skrawania: $n=3000$ rpm, $f_z=0,08$ mm/z, $z=2$, $D=10$ mm.

4.1.FREZOWANIE PRZY STAŁEJ GŁĘBOKOŚCI SKRAWANIA

Dyskretne poszukiwanie granicy stabilności polega na iteracyjnym wyszukaniu granicznej głębokości skrawania poprzez kolejne zmniejszanie kroku, a co za tym idzie zwiększenie dokładności określenia głębokości granicznej [5]. Jest ona zbliżona do metody wyszukiwania binarnego oraz metody „dziel i zwyciężaj” najefektywniejszej znanej w algorytmice metody wyszukiwania. Każdą symulację prowadzono przez czas $t= 0,5$ s.

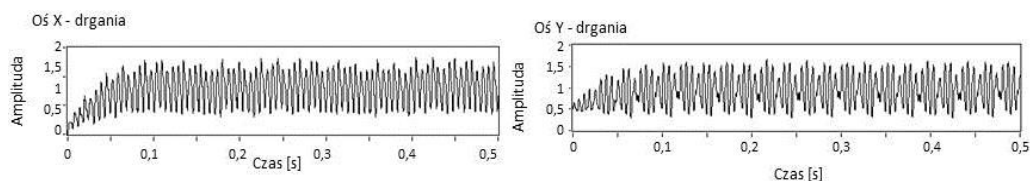
Badanie rozpoczyna się od arbitralnie wybranej głębokości skrawania, tu przyjęto $a_p=5$ mm. Gdy nie zostaną wykryte drgania samowzbudne następną symulację prowadzi się dla głębokości a_p zwiększonej o krok 1 mm. Postępuje się tak do chwili, kiedy w którejś z symulacji wystąpią drgania. Wtedy powraca się do a_p z poprzedniej symulacji, a wartość kroku zmniejsza się o połowę i procedurę powtarza identycznie. Dzięki kolejnym zmniejszeniom kroku następuje przy każdym z nich zwiększenie dokładności wskazania granicznej głębokości skrawania.

Symulacja w tym przypadku nie jest prowadzona w trybie ciągłym, aż do znalezienia granicznej głębokości skrawania, jak w przypadku frezowania rampy. Zamiast tego przeprowadzane są krótkie symulacje frezowania przy zmiennej głębokości, aż do odnalezienia granicznej głębokości skrawania. W tej sytuacji wystarczy 0,5 s frezowania, aby rozpoznać na widmie częstotliwościowym rozwijające się drgania samowzbudne.



Rys. 4. Wyniki symulacji frezowania przy stałej głębokości skrawania – stan stabilny

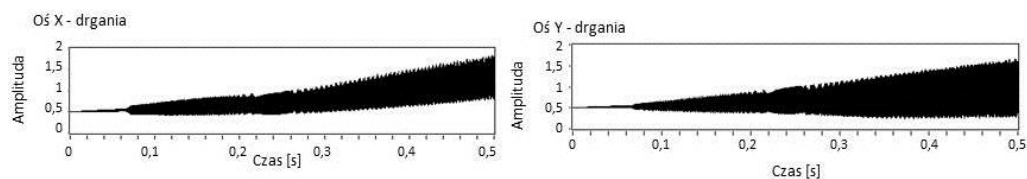
Przedstawiony na rysunku 4 przebieg czasowy drgań i widmo FFT prezentuje stabilną obróbkę. W widmie widoczne są jedynie częstotliwości obrotów oraz przechodzenia ostrzy i ich harmoniczne. Z kolei pokazaną na rysunku 5 obróbkę niestabilną można rozpoznać po znacznym zwiększeniu amplitudy oraz pojawieniu się nowej częstotliwości drgań samowzbudnych.



Rys. 5. Wyniki symulacji frezowania przy stałej głębokości skrawania – stan niestabilny

5.1. FREZOWANIE RAMPY

Porównanie ma na celu zaprezentowanie stosowanej powszechnie w badaniach stabilności frezowania rampy i wpływu nachylenia na moment wystąpienia drgań samowzбудnych [9]. Wszystkie przykłady zostały obliczone dla tych samych warunków skrawania ($n=3000$ rpm, $f_z=0,08$ mm/z, $z=2$, $D=10$ mm, $t=25$ s). Przykładowe wyniki symulacji przedstawiono na rysunku 6. Wyniki końcowe zestawiono w Tabeli 1 i na rysunku 7.

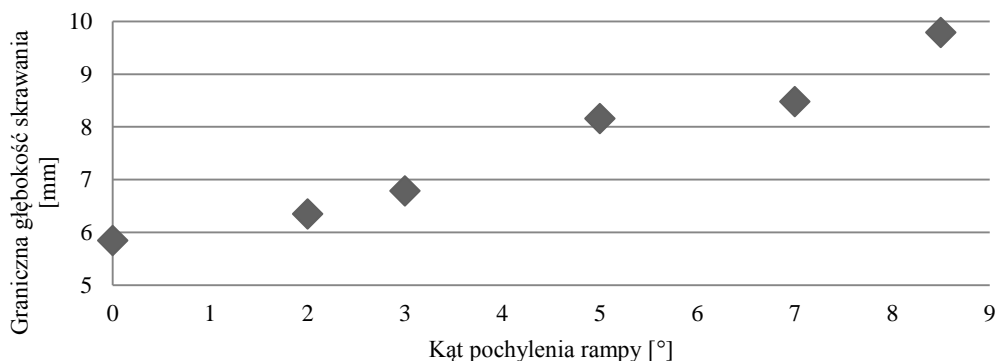


Rys. 6. Wyniki symulacji frezowania rampy

Tabela 1. Zestawienie wyników zależności wpływu kąta nachylenia na głębokość skrawania

Kąt pochylenia rampy [°]	0	2	3	5	7	8,5
Graniczna głębokość skrawania [mm]	5,85	6,35	6,79	8,16	8,48	9,79

W pierwszej kolumnie (kąt 0°) pokazano graniczną głębokość skrawania określoną poprzez frezowanie przy stałej głębokości skrawania a_p . Widoczne jest zwiększenie rozpoznanej granicznej głębokości skrawania już dla pierwszego kąta nachylenia rampy.



Rys. 7. Wpływ kąta nachylenia rampy na graniczną głębokość skrawania

Powiększanie nachylenia rampy, czyli skracanie eksperymentu, pogarsza dokładność otrzymywanych wyników. Rampa o nachyleniu ledwie $8,5^\circ$ powoduje zawyżenie granicznej głębokości skrawania o blisko 70%!

6. PODSUMOWANIE

Doświadczalne wyznaczanie granicy stabilności przy pomocy frezowania rampy należy stosować z dużą ostrożnością i możliwie małym kątem nachylenia tej rampy. Należy liczyć się z wyraźnym zawyżeniem granicy stabilności, tym większym, im większy kąt. Jeśli chodzi o symulację numeryczną, frezowanie rampy nie znajduje żadnego uzasadnienia. Skokowa metoda poszukiwania granicy stabilności, która pozwala na dokładne wyznaczenie tej granicy jest efektywniejsza obliczeniowo niż metoda wykorzystująca rampę. Do znalezienia granicy stabilności przy metodzie skokowej wystarczy kilkukrotne powtórzenie symulacji o długości 0,5 s, przy frezowaniu rampy natomiast czas trwania 60 s nie gwarantuje znalezienia granicy stabilności z dużą dokładnością.

PODZIĘKOWANIA

Badania realizowane były 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.

LITERATURA

- [1] 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.
- [2] LI H., SHIN Y.C., A Comprehensive Dynamic End Milling Simulation Model, *J. of Manuf. Science and Eng.*, 128, 2006, 86–95.
- [3] 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.
- [4] BAŁ P.A., JEMIELNIAK K., Automatyczna analiza modalna wrzeczona frezarki, *Inżynieria maszyn*, 17, 2012, 69-80.
- [5] JEMIELNIAK K., WYPYSIŃSKI R., Symulacja numeryczna drgań samowzbudnych – przegląd metod, możliwości i potencjalnych korzyści, *Mechanik* 8/9 2013, s. 43–56/708.
- [6] ALTINTAS Y., EYNIAN M., ONOZUKA H., Identification of dynamic cutting force coefficients and chatter stability with process damping, *CIRP Annals*, 57, 2008, 371–374.
- [7] 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.
- [8] ALTINTAS Y., LEE P., Mechanics and Dynamics of Ball End Milling, *J. Manuf. Sci. Eng.*, 120, 1998, 4, 684-692.
- [9] QUINTANA G., CIURAN J., Chatter in machining processes: A review, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 51 (2011) 363–376, 2011.
- [10] ALTINTAS Y., STEPAN G., MERDO D., DOMBOVARI Z., Chatter stability of milling in frequency and discrete time domain, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 1 (2008) 35–44, 2008.
- [11] ALTINTAS Y., WECK M., Chatter Stability of Metal Cutting and Grinding, *Annals of the CIRP* Vol. 53/2/2004, 619–642, 2004.
- [12] JEMIELNIAK K., WIDOTA A., The Development of Frequency and Amplitude of Chatter Vibration, *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, 29(1989) 2, 249–256, 1989.
- [13] TLUSTY J., ISMAIL F., Basic Non-linearity in Machining Chatter, *CIRP Annals*, 30, 1981, 21–25.

ZASTOSOWANIE NIELINIOWEJ MECHANIKI KONTAKTU W ANALIZIE PRZEMIESZCZANIA MATERIAŁU OBRABIANEGO PODCZAS SKRAWANIA I NAGNIATANIA ŚLIZGOWEGO

Jarosław CHODÓR¹, Leon KUKIELKA¹

1. ANALIZY NUMERYCZNE SKRAWANIA I NAGNIATANIA ŚLIZGOWEGO

Analiza numeryczna jest cennym narzędziem pozwalającym na poznanie zjawisk, których badanie eksperymentalne jest trudne lub niemożliwe. Są to głównie zjawiska występujące w niezwykle małych obszarach, przebiegające z wysokimi prędkościami, trwające bardzo krótko a decydujące o wynikach procesu skrawania lub nagniatania ślizgowego. Do problemów takich należą w szczególności: tarcie, przyleganie i poślizg, przemieszczenia, odkształcenia, naprężenia i temperatura przedmiotu obrabianego, zmienność właściwości materiału obrabianego, pękanie materiału. Analiza numeryczna pozwala również na określenie wpływu na jakość technologiczną wyrobu: rodzaju materiału i jego stanu, geometrii narzędzi, wpływu warunków procesu technologicznego na stan odkształceń, naprężeń i temperatur w przedmiocie, kształtów wyływek, wiórow, jakości powierzchni obrobionej.

Do analizy procesu skrawania i nagniatania ślizgowego zastosowano autorskie aplikacje opracowane w programie ANSYS/LS-Dyna. O wyborze oprogramowania zdecydowało przede wszystkim to, że użytkownik ma znaczny wpływ na proces modelowania, wybór algorytmów, możliwość ustawiania wielu opcji. Brak wielu automatycznych ustawień powoduje, że oprogramowanie to nie jest zbyt wygodne dla inżyniera, lecz niezwykle przydatne dla pracy naukowej, gdzie niejednokrotnie wymaga się niestandardowego podejścia do problemu.

W niniejszej pracy przedstawiono wyniki modelowania i analizy procesu przemieszczania pochylonego klina po podłożu sprężysto/lepkoplastycznym,

¹ Politechnika Koszalińska, Katedra Mechaniki Technicznej i Wytrzymałości Materiałów, ul. Raławicka 15-17, 75-620 Koszalin.

odzwierciedlającego, dla małych wartości kąta natarcia (γ) - nagniatanie ślizgowe a dla większych jego wartości – skrawanie. Jest to kontynuacja pracy [3]. Celowość rozpatrywania tak postawionego zagadnienia wynika z co najmniej dwóch przesłanek. Po pierwsze, tego typu wymuszenia plastycznego płynięcia występuje w szeregu procesów obróbki plastycznej metali, w szczególności przy nagniataniu i skrawaniu powierzchni. Znajomość odpowiednich rozwiązań teoretycznych pozwala lepiej zrozumieć, a także przewidzieć przebieg procesu deformacji, co z kolei może ułatwić optymalne zaprojektowanie kształtu narzędzi i dobór warunków obróbki. Można np. badać warunki, w jakich występuje, niekorzystne w przypadku nagniatania, zjawisko tworzenia się wiórów. Po drugie, można opisywać i tłumaczyć zjawiska tarcia i zużycia powierzchni ciał ciągliwych.

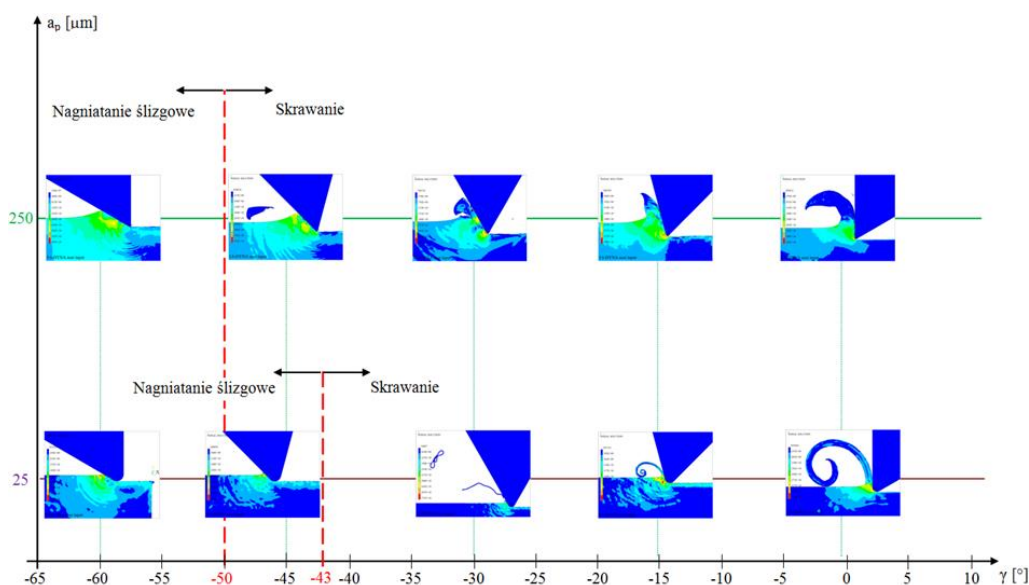
Celem przeprowadzonych analiz komputerowych było:

- walidacja – sprawdzenie poprawności działania systemu komputerowego oraz słuszności zaimplementowanych modeli i algorytmów, poprzez porównanie rozwiązania komputerowego z wynikami badań eksperymentalnych,
- wyznaczenie czynników istotnie wpływających na przebieg procesu skrawania i nagniatania ślizgowego oraz na jakość uzyskanego wyrobu.

Na rysunku 1 zestawiono wyniki przeprowadzonych kilkudziesięciu symulacji numerycznych procesu przemieszczania nieodkształcalnego klina ($E \rightarrow \infty$) po sprężysto/lepko-plastycznym podłożu posiadającego charakterystykę materiałową stali 40H (41Cr4) po wyżarzaniu normalizującym. Dla niego dobrano materiał nieliniowy Cowpera-Symonds'a, zależny od prędkości odkształceń, z granicznym odkształceniem powodującym niszczenie elementów skończonych. W modelu materiałowym przyjęto następujące parametry i ich wartości: $\rho = 7830 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ – gęstość materiału podłoża, $E = 207 \text{ GPa}$ – moduł Younga, $\nu = 0,27$ – liczba Poissona, $R_e = 310 \text{ MPa}$ – początkowa granica plastyczności, $E_{tan} = 763 \text{ MPa}$ ($E_{tan} = E_T \cdot E / (E - E_T)$) – parametr materiałowy zależny od modułu umocnienia plastycznego $E_T = \partial \sigma_p / \partial \varphi_z^{(P)}$ i modułu umocnienia Young'a E , $C = 40 \text{ s}^{-1}$ – parametr materiałowy określający wpływ intensywności prędkości odkształcenia plastycznego, $P = 5$ – stała materiałowa określająca wrażliwość materiału na prędkość odkształcenia plastycznego, $\varphi_f = 2$ – graniczne odkształcenie niszczące. Wartość współczynnika tarcia statycznego wynosiła $\mu_s = 0,1$, współczynnika dynamicznego $\mu_d = 0,05$. Promień zaokrąglenia wierzchołka $r_n = 25 \text{ }\mu\text{m}$, kąt wewnętrzny klina $\beta = 60^\circ$, zagłębienie klina $a_p = 25 \text{ }\mu\text{m}$, droga przebycia klina $s = 0,002 \text{ m}$, czas symulacji $t = 0,0002 \text{ s}$, co daje prędkość przemieszczania klina wynoszącą $v_c = 10 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$.

Obiekt podzielono na 60000 elementów skończonych typu PLANE162, które zagęszczono w strefie kontaktu. Liczba ta wynika z przeprowadzonej wielokrotnie analizy wrażliwości dla różnych materiałów obrabianych. Dla stali 41Cr4 i zadanych

wartości a_p i s liczba ta jest optymalną wartością. Przyjęto współczynnik kształtu $WK = 1$ wynikający z przeprowadzonych własnych badań symulacyjnych i innych autorów [1, 5]. Klin, w obszarze kontaktu, dyskretyzowano przy użyciu 18000 elementów skończonych. Zakres kąta natarcia wynosił $\gamma = -70^\circ \div 10^\circ$ z krokiem 1° .



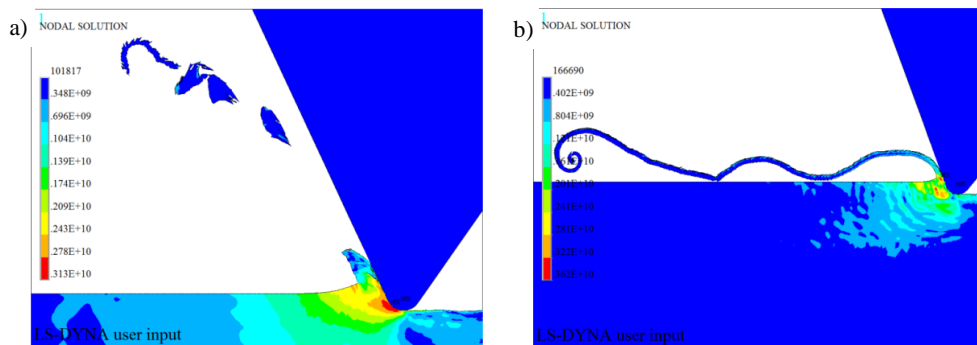
Rys. 1. Wpływ wartości a_p i γ na rodzaj obróbki

Dla $a_p = 25 \mu\text{m}$ i dużych ujemnych wartości kąta natarcia klina obserwujemy zjawisko tworzenia się wyływki, bez tworzenia się wióra. Można porównać ten proces do nagniatania ślizgowego gładkościowego. Fala naprężeń rozchodzi się przed ostrzem w głąb materiału. Wysokości utworzonych wyływek były różne i wynosiły przykładowo dla $\gamma = -70^\circ \rightarrow 5 \mu\text{m}$, $\gamma = -60^\circ \rightarrow 10 \mu\text{m}$, $\gamma = -55^\circ \rightarrow \text{ok. } 20 \mu\text{m}$. Dla takich parametrów geometrycznych klina i technologicznych procesu, naprężenia zastępcze rozchodzą się w głąb materiału. Maksymalne wartości naprężeń zastępczych według Hubera, Misesa i Hencky'ego (skrót: HMM) na wybranym kroku czasowym występują w obszarze styku klina z materiałem obrabianym i wynoszą dla $\gamma = -70^\circ$ $\sigma_{z,max} = 3670 \text{ MPa}$. Największe odkształcenia zastępcze dla $\gamma = -70^\circ$ wystąpiły w miejscu kontaktu powierzchni natarcia klina z materiałem obrabianym i wynosiły $\varepsilon_{z,max} = 1,9$. Po przejściu narzędzia nastąpił powrót sprężysty materiału poddanego obróbce. Dla $\gamma = -50^\circ$ odnotowano proces powstawania wyływki wraz ze zniszczeniem materiału podłoża objawiającym się jego odrywaniem w postaci drobnych łusek. Proces ten przebiegał przez cały czas trwania symulacji. Maksymalne

wartości naprężeń zastępczych na wybranym kroku czasowym panują w strefie ścinania i wynoszą $\sigma_{z,max} = 5020$ MPa. Koncentracja naprężeń zastępczych w strefie ścinania sugerować może, że proces nagniatania dla mniejszych wartości kąta natarcia γ może zmienić się w proces skrawania.

Przy wartości $\gamma = -40^\circ$ zarejestrowano zjawisko powstawania mikrowióra. Wiór ma kształt ciągły dla całego czasu trwania symulacji. Jego grubość wynosi $h_{ch} = 8$ μm . Długość wynosi ok. $l_w = 300$ μm . Jedynie w początkowej fazie procesu nastąpiło oderwanie pojedynczego wióra elementowego. Maksymalne wartości naprężeń zastępczych na wybranym kroku czasowym panują w strefie ścinania wióra i wynoszą $\sigma_{z,max} = 3491$ MPa. Powstała wypływka dla tego przypadku ma wysokość ok. $h = 20$ μm . W wyniku przekroczenia wytrzymałości na ściskanie w początkowej fazie procesu następuje odrywanie się wiórów elementowych od materiału podłoża.

Dla $\gamma = -30^\circ$ powstający wiór był wiórem pasmowym. Odrywające się wióry miały nieregularny kształt przybierając czasami kształt wiórów splątanych. Rozchodząca się fala naprężeń przed wiórem przyjmuje najwyższe wartości w obszarze kontaktu powierzchni natarcia klina z materiałem obrabianym. Największe deformacje materiału panują w utworzonych wiórach, zwłaszcza w miejscach ich zagięć. Przy kącie natarcia klina $\gamma = -25^\circ$ utworzone wióry mają kształt łukowy luźny (rys. 2a). Następuje szybka koncentracja naprężeń we tworzonych wypływkach, które na skutek przekroczenia naprężeń krytycznych na ścinanie przechodzą w wióry. Ich kształt jest nieregularny a brzegi postrzępione. Ich długość wynosi ok. $l_{ch} = 70$ μm a grubość waha się od $h_{ch} = 5 \div 30$ μm .



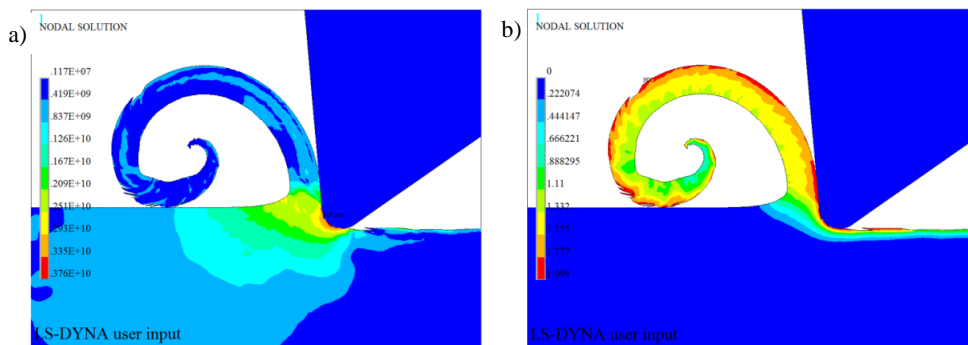
Rys. 2. Mapy naprężeń zastępczych HMH dla kąta $\gamma = -25^\circ$ (a) oraz $\gamma = -15^\circ$ (b)

Dla $\gamma = -30^\circ$ zaobserwowano tworzenie się wióra ciągłego w kolejnych etapach. Na skutek dużego współczynnika tarcia wióra z powierzchnią natarcia, wynikająca z prędkości skrawania i nachodzenia na siebie kolejnych warstw materiału, a także w wyniku mniejszych przemieszczeń materiału od strony wewnętrznej wióra

następuje jego zwijanie w kierunku podłoża.

Dla $\gamma = -15^\circ$ powstający wiór był wiórem ciągłym. Wiór jest postrzępiony. Sugerować to może, że w procesie występują duże deformacje na skutek wysokich wartości współczynników tarcia między powierzchniami. Przy $\gamma = -10^\circ$ wiór ciągły przeszedł w wiór spiralny. W trakcie dalszej symulacji kształt wióra spiralnego uległ zmianie. Powstający wiór miał kształt ciągły, pasmowy. W porównaniu z otrzymanymi w wyżej opisywanych symulacjach wiórami ich promień zawijania stał się wyraźnie większy. Na skutek uderzeń okresowych wióra o próbkę wióry te ulegały załamaniom (rys. 2b).

Dla $\gamma = -5^\circ$ powstały wiór jest wiórem ciągłym (rys. 3). Zaobserwowane maksymalne naprężenia zastępcze występują w obszarze styku ostrza klina z materiałem obrabianym a także w płaszczyźnie ścinania i wynoszą ok. $\sigma_{z,max} = 3760$ MPa.



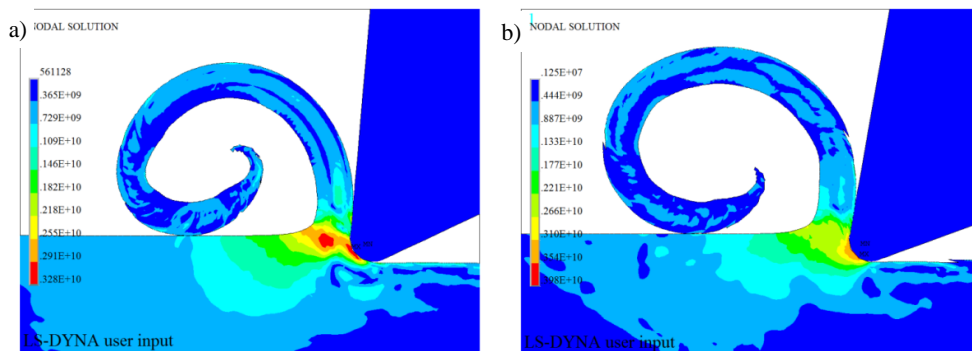
Rys. 3. Mapy: a) naprężeń zastępczych HHM, b) odkształceń zastępczych HHM

Dla $\gamma = 5^\circ$ i $\gamma = 10^\circ$ powstające wióry miały kształt ciągły. Maksymalne naprężenia stwierdzono w obszarze styku ostrza klina z materiałem a także w obszarze ścinania. Powierzchnia wewnętrzna wióra ma gładką powierzchnie natomiast zewnętrzna nosi niewielkie zadziory (rys. 4). Zmierzona grubość wióra wynosiła $h_{ch} = 40 \mu\text{m}$.

Z przeprowadzonych analiz numerycznych wynika, iż dla danych warunków obróbki i zagłębienia narzędzia $a_p > r_n \cdot (1 - \sin \gamma)$ istnieje taki graniczny kąt natarcia γ_{gr} poniżej którego następuje proces nagniatania (brak wióra) a powyżej – proces skrawania (tworzenie wióra).

Na rysunku 1 zamieszczono wybrane wyniki analiz numerycznych dla dwóch wartości zagłębienia klina a_p podczas jego przemieszczania, dla których graniczny kąt natarcia wynosił odpowiednio: $\gamma_{gr} = -43^\circ$ dla zagłębienia $25 \mu\text{m}$ oraz $\gamma_{gr} = -50^\circ$ dla zagłębienia $250 \mu\text{m}$. Ponadto w wyniku przeprowadzonych analiz stwierdzono,

że kąt pochylenia płaszczyzny ścinania nie jest jednakowy dla każdego kąta natarcia γ i waha się w przedziale $\Phi = 37^\circ \div 55^\circ$ co jest zgodne z wartościami podanymi w literaturze specjalistycznej.



Rys. 4. Mapy naprężeń zastępczych HMH dla: a) $\gamma = 5^\circ$, b) $\gamma = 10^\circ$

Zbadano ponadto wpływ wartości φ_z czyli granicznego odkształcenia niszczącego, którego wyniki zawarto w pracy [2]. Za jego pomocą można symulować różne materiały począwszy od miękkich jakim jest plastelina do materiałów super twardych np. tytan [4].

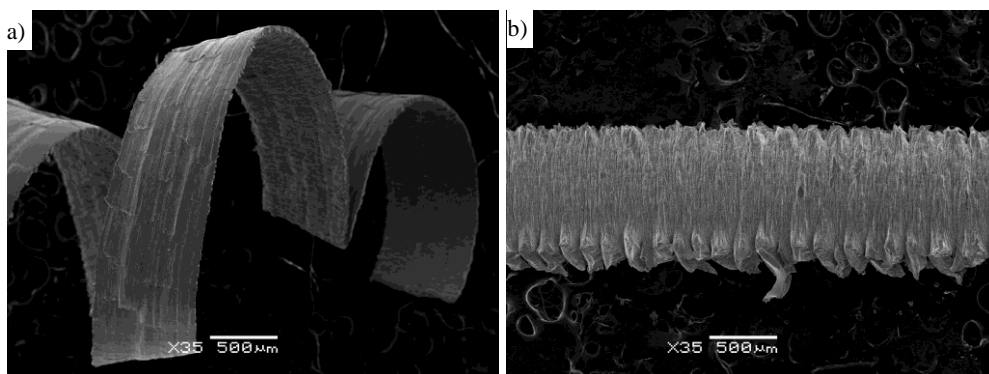
2. BADANIA EKSPERYMENTLANE WPŁYWU WYBRANYCH WARUNKÓW SKRAWANIA NA KSZTAŁT WIÓRA

Badania eksperymentalne przeprowadzono w celu sprawdzenia poprawności przeprowadzonych analiz numerycznych. W badaniach zastosowano oprawkę narzędziową 90° STGCL2020K16 firmy WALTER wraz z płytką z ostrzem wykonanym z polikrystalicznego diamentu TCMW16T308FPCD10 firmy Sandvik Coromant o kącie przystawienia $\alpha = 7^\circ$.

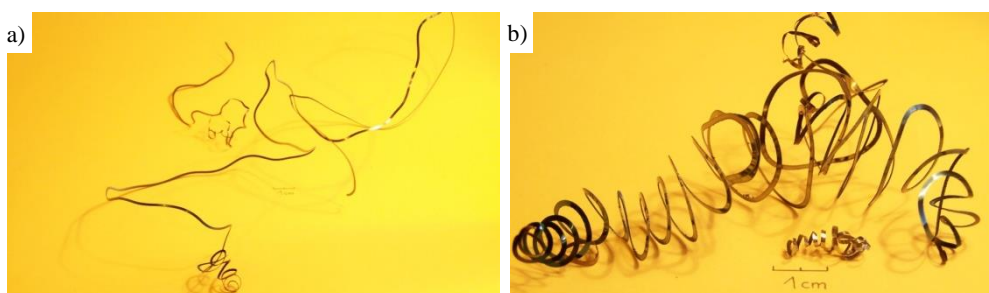
Na potrzeby badań przygotowano wałki ze stali 41Cr4 w stanie normalizowanym. Powierzchnie przeznaczone do szlifowania obrabiane były ściernicą Korund 05/0/838A80 – LVBE $500 \times 50 \times 203$ z prędkością narzędzia $v = 1500 \text{ obr} \cdot \text{min}^{-1}$ z posuwem hydraulicznym. Każdy z wałków posiadał 2 strefy robocze o chropowatości $R_a = 0,6 \text{ } \mu\text{m}$. Celowość dobrania takich próbek i narzędzi obróbkowych była uwarunkowana przeprowadzeniem skrawania swobodnego ortogonalnego, czyli takiego jak zamodelowano w badaniach symulacyjnych. Dla każdego przypadku droga narzędzia była identyczna i wynosiła $s = 5 \text{ mm}$. Zadane wartości posuwu odzwierciedlały grubość warstwy skrawanej a_p . Pomiary kształtów wióra i jego powierzchni dokonano za pomocą skaningowego mikroskopu elektronowego Jeol JSM-5500LV.

Dla $f = 0,0517 \text{ mm} \cdot \text{obr}^{-1}$ i $v_c = 2,8 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ otrzymano wióry śrubowe zwarte.

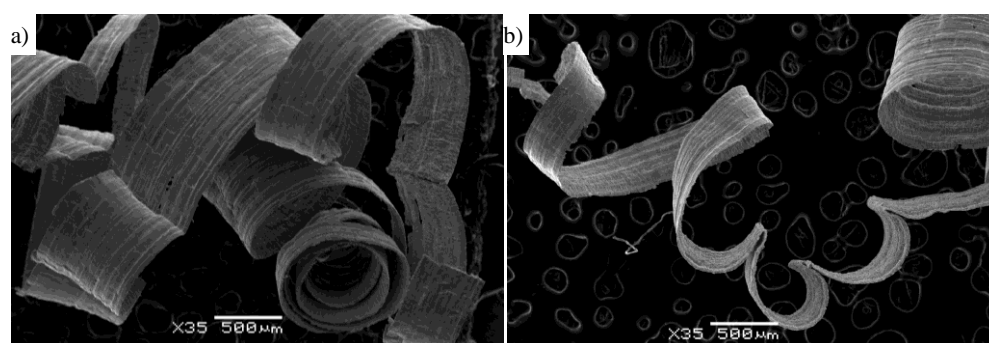
Niektóre wióry są krótkie o pojedynczym zwoju. Na wszystkich zaobserwowano spiętrzenie materiału. Najbardziej widoczne jest to na zdjęciu zbliżeniowym na rys. 5b. Zaobserwowano kolejno tworzące się segmenty wióra. Każdy z nich miał grubość ok. 100 μm . Świadczy to o procesie skrawania swobodnego ortogonalnego.



Rys. 5. Widok fragmentów pojedynczego wióra śrubowego (a) wraz z fragmentem jego zewnętrznej powierzchni (b)



Rys. 6. Otrzymane wióry pasmowe długie (a) i śrubowe otwarte długie (b)



Rys. 7. Widok fragmentu wióra spiralnego (a) i wióra łukowego związanego (b)

Dla $f = 0,108 \text{ mm} \cdot \text{obr}^{-1}$ i $v_c = 3,8 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ otrzymano wióry pasmowe długie (rys. 6a) natomiast dla $f = 0,108 \text{ mm} \cdot \text{obr}^{-1}$ i $v_c = 2,8 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ otrzymano wióry śrubowe otwarte długie (rys. 6b). Dla $f = 0,01 \text{ mm} \cdot \text{obr}^{-1}$ i $v_c = 2,9 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ otrzymano różne kształty wiórów (rys. 7a). Począwszy od wiórów śrubowych zwartych poprzez wióry śrubowe otwarte aż do wiórów łukowych związanych. Rys. 7b przedstawia widok fragmentu pojedynczego wióra łukowego związanego w powiększeniu 35×. Widoczne są liczne załamania wióra. Krawędzie wióra są postrzępione z licznymi zadziorami. Szerokość wióra nie jest jednakowa na całej długości. Wynika to z małej wartości posuwu a tym samym głębokości skrawania, która wynosi $a_p = 5 \text{ mm}$.

3. WNIOSKI

Analizując kształty wiórów uzyskanych w badaniach symulacyjnych z wiórami uzyskanymi w badaniach eksperymentalnych można zauważyć, że kształty wiórów są identyczne, tak samo jak proces ich formowania oraz odkształcenia, występujące w obszarze ich tworzenia. Zatem można uznać, że z dokładnością wystarczającą dla praktyki inżynierskiej możliwe jest prognozowanie jakości wyrobów skrawanych lub nagniatanych na podstawie wyników symulacji komputerowej. Algorytmy numeryczne, zaimplementowane w systemie ANSYS mogą być wykorzystane do oceny wpływu warunków technologicznych skrawania bądź nagniatania ślizgowego na jakość wyrobu, kształt wióra itp. Pozwalają lepiej zrozumieć zjawiska zachodzące w strefach kontaktu i odkształceń, a zatem mogą być podstawą do opracowania wytycznych doboru warunków skrawania i nagniatania ślizgowego, ze względu na wymaganą jakość technologiczną wyrobu.

LITERATURA

- [1] BOHDAL Ł., *Modelowanie i analiza numeryczna procesów cięcia blach z uwzględnieniem nieliniowości geometrycznej i fizycznej*, Rozprawa doktorska, Koszalin 2009.
- [2] CHODÓR J., KUKIEŁKA L., *Numerical analysis of chip formation during machining for different value of failure strain*. Journal PAMM, Volume 7, Issue 1, pp. 4030031-4030032, 2008.
- [3] CHODÓR J., FORYSIEWICZ M., KUKIEŁKA L., *Analiza numeryczna tworzenia wyphywki i wióra dla sprężysto/lepko-plastycznego podłoża w procesie przemieszczania klina*. XXXIV Naukowa Szkoła Obróbki Ściernej, Gdańsk 2011.
- [4] FORYSIEWICZ M., CHODÓR J., KUKIEŁKA L., *Modelowanie dyskretne i analiza numeryczna procesu skrawania pojedynczym ziarnem ściernym metodą elementów skończonych*. Obrabiarki sterowane numerycznie i programowanie operacji w technikach wytwarzania. Zakład Poligraficzny Politechniki Radomskiej, Radom 2009.
- [5] KAŁDUŃSKI P., *Modelowanie i symulacja procesu kształtowania wytłoczek kołowo-symetrycznych bez kołnierza z uwzględnieniem nieliniowości geometrycznej i fizycznej*, Rozprawa doktorska, Koszalin 2009.

WYZNACZENIE DYNAMICZNYCH WSPÓLCZYNNIKÓW SIŁ SKRAWANIA POPRZEZ BEZPOŚREDNI POMIAR SIŁY SKRAWANIA W CZASIE WYSTĘPOWANIA DRGAŃ

Krzysztof JEMIELNIAK¹, Mirosław NEJMAN¹, Dominika ŚNIEGULSKA-GRĄDZKA¹

1. WSTĘP

Warunkiem koniecznym prawidłowego przebiegu procesu obróbki skrawania jest unikanie drgań samowzbudnych. Możliwość określenia granicy stabilności zależy od znajomości charakterystyki dynamicznej procesu skrawania oraz znajomości układu masowo-sprężysto-tłumiącego obrabiarki. Charakterystyka procesu skrawania jest zależnością siły skrawania od chwilowych wartości grubości warstwy skrawanej zmieniającej się pod wpływem: zmian względnych przemieszczeń między przedmiotem obrabianym a narzędziem w kierunku prostopadłym do krawędzi skrawania r_t , fal na powierzchni obrobionej w poprzednim przejściu r_T oraz prędkości tych przemieszczeń r_t' :

$$F_r = F_{rk}(h) + F_{rc}(r_t'), \quad F_t = F_{tk}(h) + F_{tc}(r_t') \quad (1)$$

$$h = h_0 + h_d = h_0 - r_t + r_T \quad (2)$$

gdzie F_{rk} , F_{tk} – składowe siły skrawania zależne od przemieszczeń względnych między narzędziem a przedmiotem obrabianym; F_{rc} , F_{tc} – składowe siły skrawania zależące od prędkości względnych drgań układu narzędzie-przedmiot obrabiany r_t' ; h – grubość warstwy skrawanej; h_0 – statyczna grubość warstwy skrawanej; h_d – składowa dynamiczna h ; $r_t=r(t)$ – wewnętrzna modulacja h ; $r_T=r(t-T)$ – zewnętrzna modulacja h ; v_c – prędkość skrawania; T – okres przejścia ostrza.

¹ Politechnika Warszawska, Zakład Automatykacji, Obrabiarek i Obróbki Skrawaniem, 02-562 Warszawa, ul. Narbutta 86

Pomimo faktu, iż dość skomplikowane modele procesu skrawania (1) znane były od lat [7, 6], najczęściej wykorzystywany jest prosty model liniowy Altintasa [3, 4] gdzie składowe dynamiczne siły skrawania są proporcjonalne do grubości warstwy skrawanej:

$$F_r = k_r b h, \quad F_t = k_t b h \quad (3)$$

gdzie k_r, k_t – stałe współczynniki skrawania, b – szerokość warstwy skrawanej.

Współczynniki skrawania zazwyczaj wyznaczone są na podstawie stanu ustalonego [3, 4, 6, 7]. Takie podejście jest wystarczające w przypadku toczenia, kiedy nominalna grubość warstwy skrawanej h_0 jest stała. Jednak w przypadku frezowania grubość warstwy skrawanej zmienia się – czasem nawet od zera do wartości maksymalnej. Stąd też czasem, stosuje się zbiór modeli lokalnych [11], z których każdy pokrywa oddzielne warunki skrawania, przykładowo określone zakresy grubości warstwy skrawanej.

Począwszy od najwcześniejszych badań nad drganiami samowzbudnymi zauważono, że proces tłumienia ma zasadniczy wpływ na stabilność obróbki zwłaszcza przy niskich wartościach prędkości skrawania [10]. Jednak zjawisko to było zanedbywane z uwagi na brak dostępnych modeli oraz metod pomiarów bezpośrednich, które pozwoliłyby wyznaczyć współczynniki tłumienia. Ostatnio podjęto wysiłki mające na celu opracowanie opisu procesu tłumienia pośrednio lub poprzez wsteczne dopasowanie wartości współczynników tłumienia do granic stabilności.

We wszystkich rozważaniach wartości współczynników tłumienia były uśredniane. Jest to typowe podejście w sytuacji, gdy tłumienie procesu skrawania jest uwzględniane w analizie stabilności [2, 5] i prowadzi do zależności opisujących proces skrawania w postaci:

$$F_r = b(k_r h + c_r r_t'), \quad F_t = b(k_t h + c_t r_t') \quad (5)$$

gdzie r_t' – prędkość drgań w kierunku grubości warstwy skrawanej, c_r, c_t – współczynniki tłumienia siły skrawania.

Innowacyjne podejście zaproponowane przez Altintasa [1] miało na celu bezpośredni, równoczesny pomiar przemieszczeń narzędzia oraz dynamicznych sił skrawania podczas skrawania. W celu pomiaru dynamicznych sił skrawania na głowicy narzędziowej zamocowano wzbudnik drgań, zaś z uchwytem narzędziowym zintegrowano trójskładowy dynamometr. Dynamiczne współczynniki sił skrawania zostały wyznaczone metodą najmniejszych kwadratów, zastosowanej do odwzorowania sił skrawania w dziedzinie częstotliwości. Autorzy nie opisali jednak, w jaki sposób został wyeliminowany wpływ sił bezwładności działających na drgający siłomierz.

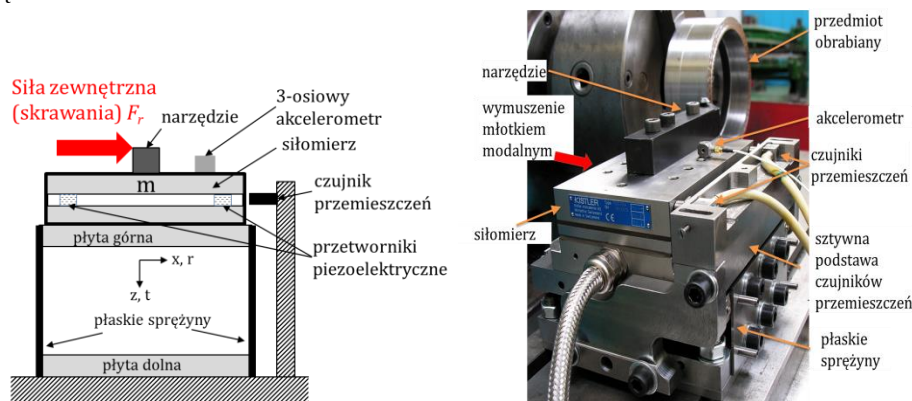
W niniejszym referacie zaprezentowano nowatorską metodę bezpośredniego

pomiaru sił skrawania podczas obróbki w czasie występowania drgań samowzbudnych. Metoda ta opiera się na zastosowaniu podatnie umocowanego dynamometru, który drga równocześnie z narzędziem [9]. Wstępne wyniki badań zastosowania powyższej metody (bez występowania drgań samowzbudnych) zaprezentowano w [8]. W poniższym artykule przedstawiony został opis pełnej metody wraz z przykładem zastosowania do pomiarów w czasie występowania drgań samowzbudnych.

2. STANOWISKO BADAWCZE

Na rysunku 1 przedstawiono urządzenie, zbudowane w oparciu o koncepcję zaprezentowaną na rys. 1a oraz zamontowane na tokarce poprzez przykręcenie dolnej płyty w rowkach teowych (rys. 1b). Stanowisko badawcze zostało wyposażone w dynamometr Kistler 9257BA, 3-osiowy akcelerometr Kistler 8763A50 i indukcyjne czujniki przemieszczenia OT18. Do badań wykorzystano konwencjonalną tokarkę TUD 100 doposażoną w przetwornik obrotowo-impulsowy E2/CPPC (150 imp/obr) zamontowany na wrzecionie.

Przedmiotem obrabianym była rura o średnicy 125 mm o grubości 2,5 mm ze stali S355J2H. Użyto noża tokarskiego CTGPR2525 z płytkami TPGN 160304, gatunku 1025 (węgiel spiekany pokryty cienką warstwą TiAlN z użyciem metody PVD) do skrawania ortogonalnego (bez zaangażowania naroża). Geometria narzędzia była następująca: $\kappa_r=90^\circ$, $\gamma_0=5^\circ$, $\alpha_0=6^\circ$. Obróbka realizowana była wyłącznie ostrym narzędziem.



Rys. 1. Koncepcja (po lewej) i urządzenie (po prawej) stanowiska badawczego do pomiaru dynamicznych współczynników sił skrawania [8]

Wszystkie sygnały zostały zarejestrowane przy użyciu karty pomiarowej NI USB-6259 z częstotliwością próbkowania 40 kS/s. Częstotliwość drgań własnych siłomierza wynosi $\sim 1,7$ kHz, w związku z tym sygnały przyspieszeń i sił były

filtrowane dolnoprzepustowo 1,5 kHz. Sygnał z enkodera został przekształcony w rampę, co umożliwiło dokładne określenie położenia kąтового przedmiotu obrabianego, a dzięki temu identyfikację przemieszczeń narzędzia r_T dokładnie o jeden obrót przed aktualnymi przemieszczeniami r_t .

3. ANALIZA OTRZYMANYCH WYNIKÓW

W ramach badań przeprowadzono próby skrawania ortogonalnego z głębokością skrawania $a_p=2,5$ mm, prędkością skrawania $v_c=15, 30, 60, 100, 120, 160, 200, 240$ m/min oraz posuwami $f=0,08; 0,13; 0,20$ mm/obr. Wszystkie analizy przeprowadzono z fragmentów sygnałów, dla których drgania samowzbudne rozwinęły się i amplituda drgań ustabilizowała się. Testy przeprowadzone dla 15 i 30 m/min były w zakresie stabilnej obróbki, w związku, z czym pominięto je w dalszych analizach. Ponadto wyłącznie dla prędkości skrawania $v_c=60$ m/min drgania samowzbudne występowały dla wszystkich posuwów. Z tego powodu tylko osiem prób wybrano do tego artykułu nadając im nazwy zależne od prędkości skrawania i posuwu: v60f08, v60f13, v60f20, v100f08, v120f08, v160f08, v200f08, v240f08.

Zmierzone siły F_r i F_t zestawiono z aktualnymi przemieszczeniami narzędzia r_t , śladami drgań r_T+h_0 oraz grubością warstwy skrawanej h otrzymanymi dla próby v60f13. Podczas gdy przebieg siły stycznej F_t przypominał bezpośrednio z nim związany przebieg wartości grubości warstwy skrawanej h , przebieg siły posuwowej F_r ewidentnie wykazuje przyrost, w czasie, gdy prędkość drgań $r_t' < 0$. To sugeruje wpływ tłumienia na proces skrawania.

Do przetestowania tego zjawiska zdecydowano rozdzielić wpływ grubości warstwy skrawanej h oraz prędkości drgań r_t' na siłę posuwową za pomocą prostego równania regresji. Przeanalizowano kilka różnych modeli, trzy z pośród nich były warte uwagi:

Model 1. liniowy najczęściej używany w analizie stabilności

$$F_r = b(F_0 + k_{r1} h) + b c_{r1} r_t' = F_{rk} + F_{rc} \quad (6)$$

Model 2, z liniową sztywnością oraz nieliniową siłą tłumienia:

$$F_r = b(F_0 + k_{r1} h) + b (c_{r1} r_t' + c_{r2} r_t'^2) = F_{rk} + F_{rc} \quad (7)$$

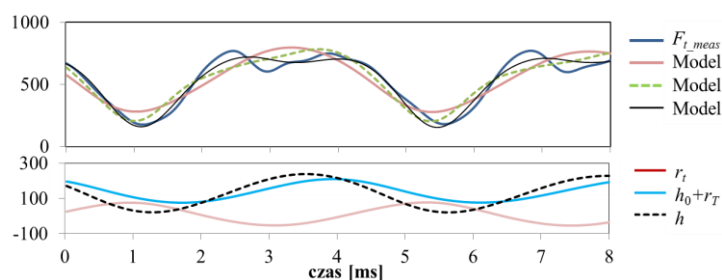
Model 3, zarówno sztywność jak i siła tłumienia nieliniowe:

$$F_r = b(F_0 + k_{r1} h + k_{r2} h^2) + b (c_{r1} r_t' + c_{r2} r_t'^2) = F_{rk} + F_{rc} \quad (8)$$

gdzie $F_0, k_{r1}, k_{r2}, c_{r1}, c_{r2}$ – współczynniki sił skrawania.

Wyniki uzyskane podczas próby v60f13 przedstawiono na rys. 2, na którym siłę zmierzoną F_{r_meas} zaznaczono czarną ciągłą linią, a kolejne przebiegi oznaczają siłę F_r zamodelowaną równaniami (6-8). Na dolnym wykresie przedstawiono drgania narzędzia r_t , h_0+r_T oraz h . Jest oczywiste, że pierwszy, najprostszy liniowy model

uśrednia kierunek aktualnej siły skrawania pomijając charakterystyczny przyrost siły w czasie „nurkowania” narzędzia w materiał obrabiany. Z drugiego modelu uzyskano wyniki wskazujące na to, że siła tłumienia działa głównie wtedy, gdy narzędzie przemieszcza się w kierunku przedmiotu obrabianego, natomiast jest bliska zeru podczas ruchu w przeciwnym kierunku. Trzeci model daje lepszą zgodność pomiędzy zmierzoną (linia czarna), a modelowaną (czarna linia z kółkami) siłą F_r . Wartości współczynników siły skrawania otrzymane na podstawie wszystkich trzech modeli wraz ze współczynnikami korelacji przedstawiono w Tabeli 1.



Rys. 2. Statystyczne modelowanie siły posuwowej dla próby v60f13

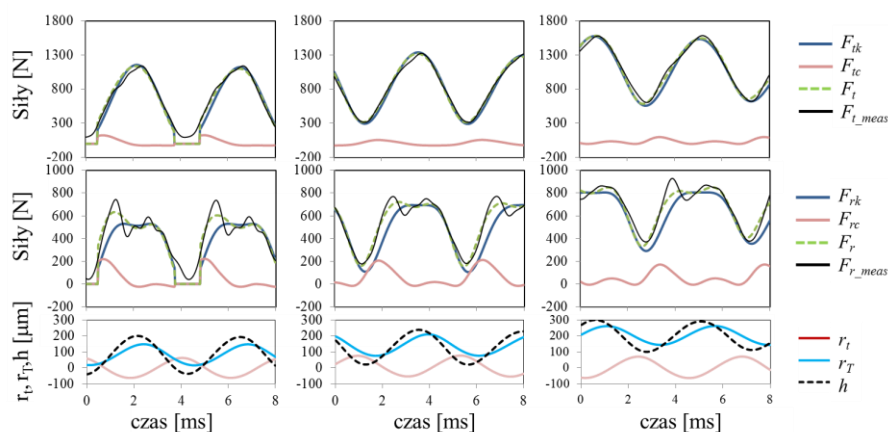
Tabela 1. Współczynniki siły skrawania otrzymane dla testu v60f13

Model	F_{r0} N	k_{r1} N/mm ²	k_{r2} N/mm ³	c_{r1} Ns/mm ²	c_{r2} Ns ² /mm ³	wsp. korelacji
1	75.66	1098		-0.424		0.904
2	45.12	1116		-0.373	0.067	0.944
3	-6.984	2482	-5411	-0.370	0.052	0.983

Wielomiany wyższego rzędu i wpływ przyspieszeń r_t narzędzia były także sprawdzane, ale nie dawały lepszych wyników. Dla siły stycznej F_t natomiast już drugi model był wystarczający.

Na rys. 3 przedstawiono wyniki wszystkich testów z prędkością skrawania $v_c=60$ m/min dla obu składowych sił - F_t z modelu 2, F_r z modelu 3. Warto zauważyć, że wyłącznie dla testu v60v08, gdzie nominalna grubość warstwy skrawanej była najmniejsza ($h_0=0,08$ mm) narzędzie wychodziło z materiału, co było jednym z powodów stabilizacji amplitudy drgań samowzbudnych (ustalenia się cyklu granicznego). Siły zmierzone nie opadały do zera dla $h=0$ z powodu wspomnianego dolno-przepustowego filtrowania sygnałów. Drugą przyczyną stabilizacji amplitudy drgań była siła tłumiąca działająca na powierzchnię przyłożenia narzędzia, głównie dla $r_t < 0$. Tłumienie to było jedyną przyczyną stabilizacji amplitudy drgań samowzbudnych dla wyższych posuwów. Warto również wspomnieć, że składowa tłumiąca siła F_t jest znacznie mniejsza niż siły F_r nawet, gdy F_t była dwa razy wyższa

niż F_r .



Rys. 3. Statystyczne modelowanie sił skrawania dla prędkości skrawania $v_c=60$ m/min

Wszystkie otrzymane współczynniki sił skrawania dla $v_c=60$ m/min przedstawiono w Tabeli 2.

Tabela 2. Współczynniki siły skrawania otrzymane dla $v_c=60$ m/min ($j=t$ lub r)

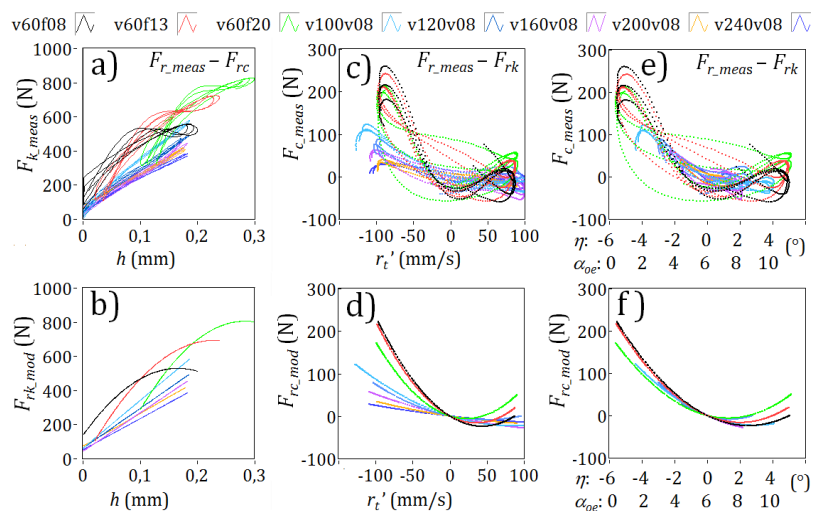
test		F_{j0} N	k_{j1} N/mm ²	k_{j2} N/mm ³	c_{j1} Ns/mm ²	c_{j2} Ns/mm ³	wsp. korelacji.
v60f08	F_t	81.16	1907		-5.306	0.663	0,986
	F_r	55.01	1894	-5720	-7.619	1.513	0,952
v60f13	F_t	80.23	1935		-3,062	0.262	0,993
	F_r	-6.98	2482	-5411	-6.526	1.623	0,983
v60f20	F_t	22.41	2046		-1.757	0.967	0,989
	F_r	-173.3	3503	-6190	-3.820	1.501	0,967

Dla prędkości skrawania wyższych niż $v_c=60$ m/min dla obu sił F_r i F_t drugi model wydawał się być wystarczający.

Rys. 4 przedstawia wyniki modelowania współczynników siły posuwowej dla wszystkich ośmiu eksperymentów. Na rys. 4a przedstawiono różnicę pomiędzy zmierzonymi wartościami siły posuwowej (F_{r_meas}) i zamodelowaną siłą tłumiącą F_{rc} , która w przybliżeniu równa się posuwowej sile sztywności. Poniżej (rys. 4b) przedstawiono składową siły posuwowej zależną od sztywności. Warte uwagi jest to, że dla $v_c > 60$ m/min do wyznaczenia współczynnika k_{r1} siły skrawania jest wystarczający model liniowy, a jego wartość maleje wraz ze wzrostem prędkości skrawania.

Na rys. 4c różnica pomiędzy wartościami zmierzonymi siły posuwowej (F_{r_meas}) i modelowaną siłą sztywności F_{rk} równa się w przybliżeniu zmierzonej sile tłumiącej.

Niżej (rys. 4d) przedstawiona została modelowana składowa tłumiąca siły posuwowej. Zależność tłumienia siły posuwowej od prędkości drgań r_t' wygląda raczej na losową. Jednakże, gdy zamiast tej prędkości kąt pochylenia η lub roboczy kąt przyłożenia α_{oe} są traktowane, jako zmienna niezależna, tłumiąca siła posuwowa wydaje się być powtarzalna – patrz rys. 4e i 4f.



Rys. 4. Statystyczne modelowanie współczynników siły posuwowej we wszystkich testach

Warto również zauważyć, że w każdym przypadku, dla wszystkich prób, roboczy kąt przyłożenia nie był mniejszy od 0° (kąt pochylenia toru narzędzia $\eta > -6^\circ$), spowodowane jest to silnym wzrostem siły tłumiącej, gdy α_{oe} dąży do zera.

Współczynniki sztywności siły stycznej okazują się być prostsze, liniowe i niezależne od posuwu czy prędkości skrawania. Styczna siła tłumiąca była rozproszona, ale w znacznie mniejszym stopniu niż na kierunku posuwu.

Tabela 3. Liniowe współczynniki siły skrawania otrzymane ze wszystkich prób

test	F_{r0} N	k_{r1} N/mm ²	c_{r1} Ns/mm ²	F_{r0} N	k_{r1} N/mm ²	c_{r1} Ns/mm ²
v60f08	132,5	570	-0,422	97,0	1855	-0,299
v60f13	75,7	1098	-0,424	84,0	1932	-0,180
v60f20	81,4	974	-0,200	38,2	2038	-0,111
v100f08	37,5	1096	-0,207	39,6	1936	-0,140
v120f08	34,8	913	-0,144	50,3	1720	-0,066
v160f08	20,2	902	-0,156	22,1	1793	-0,175
v200f08	31,1	768	-0,104	21,6	1679	-0,102
v240f08	22,3	732	-0,077	16,6	1636	-0,018

Do analizy stabilności zwykle stosowany jest liniowy model tłumienia sił skrawania, stąd postanowiono przedstawić wyniki na nim oparte również i tu. Wyniki te zestawiono w Tabeli 3.

5. PODSUMOWANIE

Zaletą nowatorskiej metody opisanej w tym artykule jest bezpośredni pomiar sił skrawania podczas obróbki niestabilnej. Uzyskane wyniki pozwalają na dokładniejszą ocenę zależności sił skrawania od chwilowych grubości warstwy skrawanej oraz kierunku prędkości skrawania. Opracowana metoda może być stosowana do łatwego eksperymentalnego wyznaczania prostych liniowych dynamicznych współczynników sił skrawania lub opracowywania czy weryfikacji dowolnie złożonych modeli tych współczynników.

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] ALTINTAS, Y., EYNIAN, M., ONOZUKA, H., *Identification of dynamic cutting force coefficients and chatter stability with process damping*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2008, 57:371–374.
- [2] ALTINTAS, Y., KILIC, Z.M., *Generalized dynamic model of metal cutting operations*, CIRP Annals-Manufacturing Technology, 2013,62:47 – 50.
- [3] ALTINTAS, Y., *Manufacturing Automation*, Cambridge University Press, 2000.
- [4] BUDAK, E., ALTINTAS, Y., ARMAREGO, E.J.A., *Prediction of Milling Force Coefficients From Orthogonal Cutting Data*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, 1996, 118:216-224.
- [5] BUDAK, E., TUNC, L.T., *Identification and Modeling of Process Damping in Turning and Milling Using a New Approach*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2010, 59:403–408.
- [6] DAS, M.K., TOBIAS, S.A., *The Relation Between the Static and the Dynamic Cutting of Metals*, Int. J. Mach. Tool Des. Res., 1967, 7:63-89.
- [7] JEMIELNIAK, K., *Modelling of Dynamic Cutting Coefficients in Three - Dimensional Cutting*, Int. J. Mach. Tools Manufact, 1992, 32/4:509-519.
- [8] JEMIELNIAK, K., NEJMAN, M., ŚNIEGULSKA-GRĄDZKA, D., *New method of dynamic cutting force coefficients determination*, Proc. of the International Conference on Advanced Manufacturing Engineering and Technologies, 2013, 1:159-166.
- [9] JEMIELNIAK, K., NEJMAN, M., ŚNIEGULSKA-GRĄDZKA, D., WYPYSIŃSKI, R., *Device for dynamic components of cutting force measurement*, Patent P-398818, April 15, 2012,.
- [10] KEGG, R.L., *Chatter Behavior at Low Cutting Speeds*, CIRP Annals, 1969, 17:97-106.
- [11] PARIS, H., BRISSAUD, D., GOUSKOV, A., *A More Realistic Cutting Force Model at Uncut Chip Thickness Close to Zero*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2007, 56:415-418.

WERYFIKACJA SKUTECZNOŚCI DZIAŁANIA AKTYWNEGO NARZĘDZIA DO OBNIŻENIA POZIOMU DRGAŃ W TRAKCIE OBRÓBKI PODATNYM NARZĘDZIEM

Mateusz KASPROWIAK¹, Arkadiusz PARUS¹

1. WPROWADZENIE

Aby skutecznie i efektywnie stabilizować proces obróbki skrawaniem warunkiem koniecznym jest rozważenie dynamiki procesu skrawania, konstrukcji obrabiarki, a także struktury samego narzędzia [1]. Oceną efektywności stabilizowania procesu obróbki może być jakość uzyskanej podczas skrawania powierzchni, która jest jednocześnie jednym z najważniejszych problemów w procesie produkcji. Chropowatość uzyskanej po obróbce powierzchni w głównej mierze zależy od kształtu narzędzia oraz od poziomu jego drgań [2]. Drgania o wysokiej amplitudzie powodują ponadto szybsze zużycie się narzędzia, zwiększenie poziomu emitowanego hałasu, a także zmniejszają produktywność całego procesu. Aby pracować w pełnym zakresie parametrów obróbki, nie zmniejszając prędkości skrawania, głębokości czy posuwu przy jednoczesnym zachowaniu wymaganej dokładności, stosowana jest aktywna kontrola drgań narzędzia. Jako elementy aktywne, mające na celu tłumić powstające wibracje, stosuje się dodatkowe aktywne struktury np. w postaci siłowników piezoelektrycznych [3]. Aktywne narzędzie o długim wysięgu, pracujące w pętli sprzężenia zwrotnego wraz z odpowiednim, adaptacyjnym oraz optymalnym układem sterowania jest w stanie skutecznie zredukować poziom drgań zachowując jednocześnie wysoki poziom produktywności. W artykule przedstawiona została koncepcja budowy aktywnego narzędzia z zastosowaniem siłowników piezoelektrycznych. Przedstawione zostały wyniki symulacji numerycznych przeprowadzonych dla toczenia z zastosowaniem aktywnego narzędzia o długim wysięgu. Wykazano możliwość obniżenia amplitudy drgań narzędzia przy

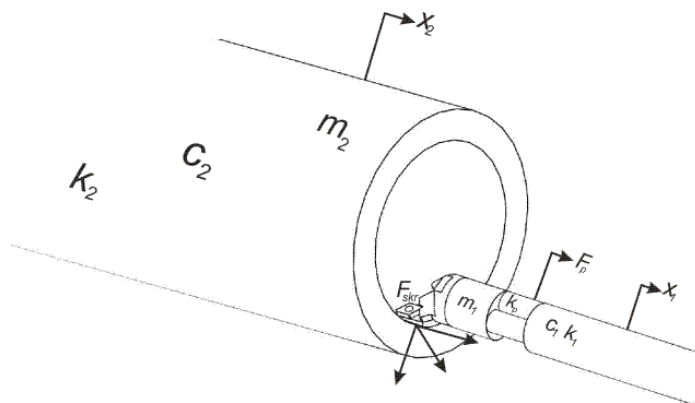
¹ Instytut Technologii Mechanicznej, Wydział Inżynierii Mechanicznej i Mechatroniki,
Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny w Szczecinie, Aleja Piastów 19, 70-310 Szczecin

zastosowaniu adaptacyjnego układu sterowania siłownikami x-LMS.

2. MODELOWANIE

2.1. MODEL MATEMATYCZNY

Aby przeprowadzić symulację oraz analizę drgań aktywnego narzędzia w układzie przedmiot obrabiany – siła skrawania – aktywne narzędzie wyprowadzone zostały równania różniczkowe opisujące dynamikę układu. Równania 1, 2 oraz 3 opisują przemieszczenie narzędzia, natomiast równania 4, 5 i 6 dotyczą przemieszczenia przedmiotu obrabianego. Równania uwzględniają przemieszczenia układu dla trzech kierunków tj. x, y, z. Na rysunku nr 1 przedstawiony został schematyczny sposób oddziaływania poszczególnych części układu na siebie – dla uproszczenia wyłącznie na jednym kierunku.



Rys. 1. Model układu: przedmiot obrabiany – siłą skrawania – aktywne narzędzie

Występujące w układzie oznaczenia to: k_1 – współczynnik sprężystości narzędzia, k_2 – współczynnik sprężystości przedmiotu obrabianego, k_p – współczynnik sprężystości siłowników piezoelektrycznych, c_1 – współczynnik tłumienia narzędzia, c_2 – współczynnik tłumienia przedmiotu obrabianego, m_1 – masa narzędzia, m_2 – masa przedmiotu obrabianego, x_1 – przemieszczenie narzędzia, x_2 – przemieszczenie przedmiotu obrabianego, F_{skr} – siła skrawania oraz F_p – czyli dodatkowa siła generowana przez siłowniki piezoelektryczne.

$$\ddot{x}_{1,x} = -\left(\frac{k_1 k_p}{(k_1 + k_p) m_1}\right) x_{1,x} - \frac{c_1}{m_1} \dot{x}_{1,x} + \frac{F_p - F_{skr,x}}{m_1} \quad (1)$$

$$\ddot{x}_{1y} = -\left(\frac{k_1 k_p}{(k_1 + k_p) m_1}\right) x_{1y} - \frac{c_1}{m_1} \dot{x}_{1y} + \frac{F_p - F_{skr_y}}{m_1} \quad (2)$$

$$\ddot{x}_{1z} = -\left(\frac{k_1 k_p}{(k_1 + k_p) m_1}\right) x_{1z} - \frac{c_1}{m_1} \dot{x}_{1z} + \frac{F_p - F_{skr_z}}{m_1} \quad (3)$$

$$\ddot{x}_{2x} = -\frac{k_2}{m_2} x_{2x} - \frac{c_2}{m_2} \dot{x}_{2x} + \frac{F_{skr_x}}{m_2} \quad (4)$$

$$\ddot{x}_{2y} = -\frac{k_2}{m_2} x_{2y} - \frac{c_2}{m_2} \dot{x}_{2y} + \frac{F_{skr_y}}{m_2} \quad (5)$$

$$\ddot{x}_{2z} = -\frac{k_2}{m_2} x_{2z} - \frac{c_2}{m_2} \dot{x}_{2z} + \frac{F_{skr_z}}{m_2} \quad (6)$$

Jako elementy aktywne w narzędziu zostały zastosowane dodatkowe, ceramiczne siłowniki piezoelektryczne generujące siłę F_p , która przeciwdziała wynikającym z procesu skrawania drganiom. Układ noża tokarskiego pracuje w zamkniętej pętli sprzężenia zwrotnego, a informacji o wartościach przemieszczeń narzędzia dostarcza czujnik zlokalizowany w pobliżu końcówki noża tokarskiego. Na potrzeby symulacyjne układ przedstawiono w postaci przestrzeni stanu, co zarazem upraszcza syntezę układu sterowania.

$$\dot{x} = \mathbf{A}x + \mathbf{B}u \quad (7)$$

$$y = \mathbf{C}x + \mathbf{D}u \quad (8)$$

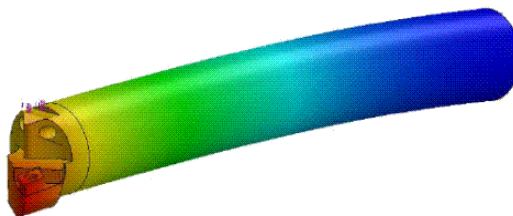
Wektorem wejściowym u do układu są trzy składowe siły skrawania (obwodowa, osiowa oraz promieniowa) oraz wartość napięcia zasilającego siłowniki piezoelektryczne. Natomiast na wektor stanu x składają się przemieszczenia oraz przyspieszenia zarówno narzędzia jak i przedmiotu obrabianego na trzech kierunkach (x, y, z).

2.2. MODEL MES

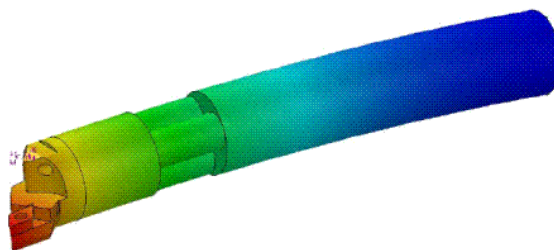
W celu wykazania, iż smukłe narzędzie pomimo zmiany sztywności wynikającej z montażu dodatkowych elementów aktywnych o mniejszej sztywności niż narzędzie, jest w stanie zniwelować dodatkowy czynnik generujący drgania (mniejszą sztywność aktywnych elementów). Z kolei realizowane jest poprzez odpowiedni układ sterowania. Dokonano również uproszczonej analizy modelu CAD narzędzia metodą elementów skończonych.

Analizy dokonano stosując jako dane materiałowe narzędzia stal narzędziową, natomiast jako dane materiałowe siłowników piezoelektrycznych materiał ceramiczny

o parametrach określonych przez producenta siłowników.



Rys. 2. Model CAD noża tokarskiego bez aktywnych elementów wykonany z jednolitego materiału



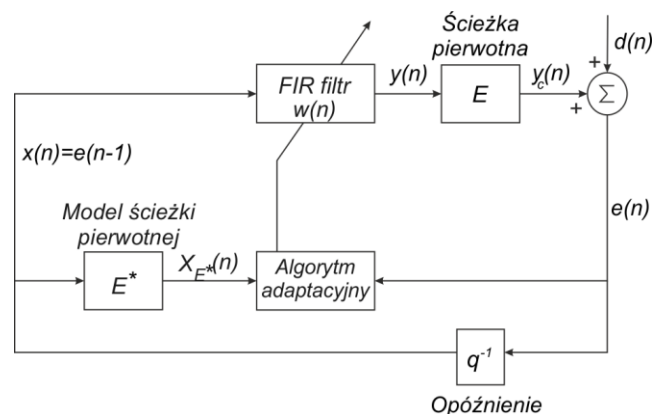
Rys. 3. Model CAD zawierający dodatkowe elementy aktywne

Na rysunku 2 oraz 3 przedstawione zostały dwie konstrukcje. Jedna z nich zawiera zlokalizowane przy końcu noża siłowniki piezoelektryczne, natomiast druga tworzy monolityczną całość. Jak wynika z przeprowadzonej analizy MES obu narzędzi nóż tokarski o mniejszej sztywności wynikającej ze sztywności piezoelementów po przyłożeniu siły do końcówki roboczej odkształca się o około 10% bardziej od narzędzia bez siłowników piezoelektrycznych. Niewielki wzrost podatności aktywnego narzędzia w stosunku do narzędzia monolitycznego pozwala założyć, że stosując odpowiedni układ sterowania można zniwelować powyższą różnicę, a ponadto można również zmniejszyć amplitudę drgań wynikającą z obróbki długim, smukłym narzędziem.

3. STEROWANIE

Jednym z bardziej niezawodnych układów sterowania jest sterowanie wykorzystujące wskaźnik minimalizacji kosztów, tzw. sterowanie optymalne.

Dodatkowo jeżeli układ sterowania, na bieżąco dostosowuje się do zmiennych warunków pracy staje się jeszcze bardziej efektywny i niezawodny. Jednym z takich układów jest sterowanie adaptacyjne x-LMS, które na bieżąco dostosowuje swoje parametry do zmiennych warunków operacji skrawania, która jest procesem dynamicznym i zmiennym w czasie.

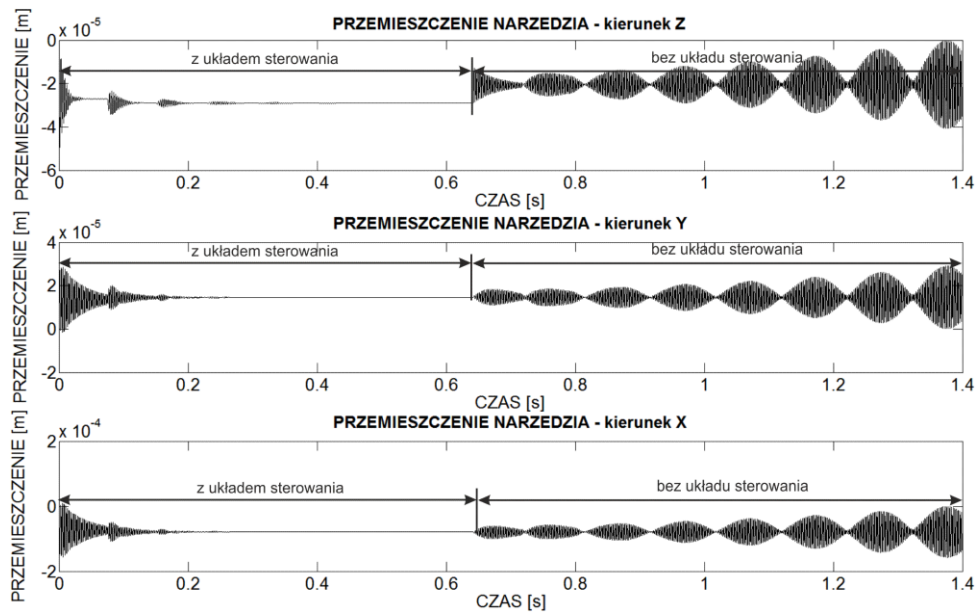


Rys. 4. Schemat blokowy regulatora ze sprzężeniem zwrotnym oraz filtracją x-LMS

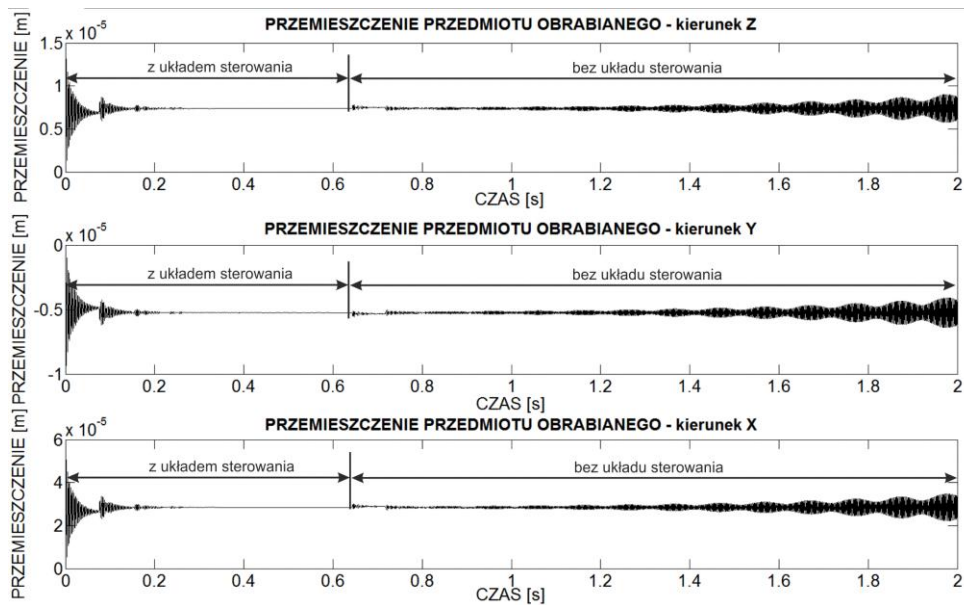
Celem układu sterowania jest poszukiwanie minimum średniego błędu kwadratowego, co jest realizowane za pomocą algorytmu LMS, który natomiast wykorzystuje metodę gradientową najmniejszego spadku. Sygnał błędu $e(n)$ wykorzystywany jest jako sygnał wejściowy do filtra adaptacyjnego FIR, co wpływa na zmianę parametrów filtra, który z kolei oddziałuje na pętle sprzężenia zwrotnego [4]. Cyfrowa filtracja adaptacyjna polega na ciągłej zmianie parametrów filtra, które są modyfikowane przy każdej nowej próbkce.

4. WYNIKI SYMULACJI

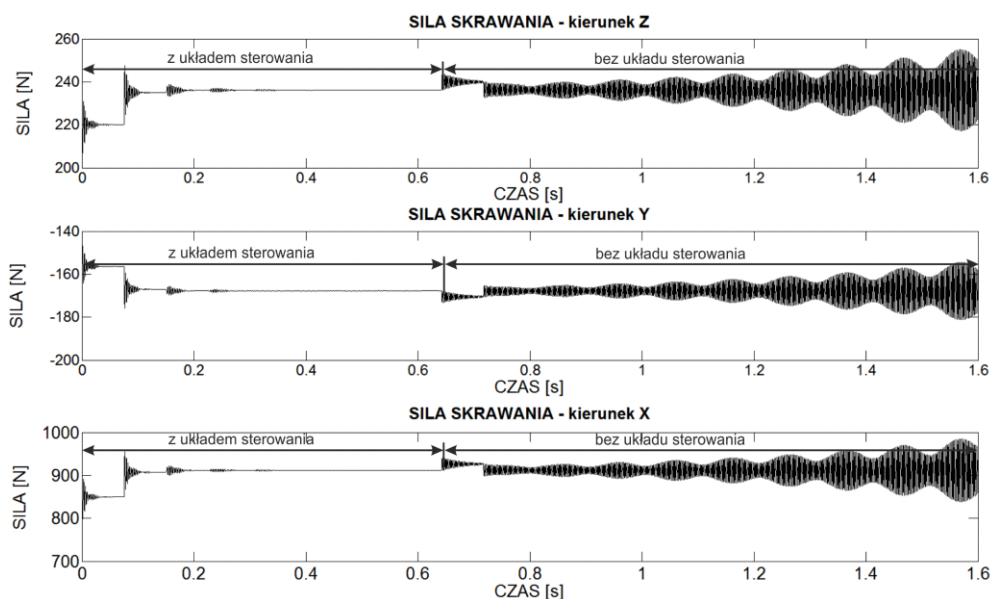
Poniżej przedstawione zostały wyniki symulacji zaimplementowanego powyższego modelu matematycznego w środowisku Matlab & Simulink. W symulacji założono, iż przedmiot obrabiany jest znacznie sztywniejszy od smukłego i długiego narzędzia, które pracuje z dużym wysięgiem. Oznacza to, że źródłem drgań jest narzędzie.



Rys. 5. Przeszyczenie narzędzia w czasie na kierunku X, Y, Z dla układu z aktywnym i nieaktywnym układem sterowania.



Rys. 6. Przeszyczenie przedmiotu obrabianego w czasie na kierunku X, Y, Z dla układu z aktywnym i nieaktywnym układem sterowania.



Rys. 7. Siła skrawania w czasie na kierunku X, Y, Z dla układu z aktywnym i nieaktywnym układem sterowania.

Na każdym z powyższych rysunków zaprezentowane zostały wyniki z aktywnym układem sterowania oraz bez układu sterowania kontrolującego pracę piezoelektrycznych siłowników. Jak wynika z rysunków 5, 6 oraz 7 obróbka z załączonym układem sterowania jest stabilna, a poziom wibracji wraz z każdym przejściem sukcesywnie maleje. W momencie wyłączenia układu sterowania x-LMS amplituda drgań zarówno narzędzia, jak i przedmiotu obrabianego znacznie wzrasta po każdym przejściu. Szczególnie jest to widoczne dla pracy narzędzia, co wynika z jego mniejszej sztywności. Na ostatnim z wykresów można również dostrzec wzrost siły skrawania, co spowodowane jest drganiami narzędzia oraz skrawaniem coraz większego przekroju materiału. Wszystkie z powyższych symulacji zostały przeprowadzone dla prędkości obrotowej wrzeciona wynoszącej 800 obr/min, posuwu 0,6 mm oraz szerokości warstwy skrawanej wynoszącej 0,8 mm.

5. PODSUMOWANIE

Drgania występujące w trakcie obróbki skrawaniem mogą być przyczyną wielu niekorzystnych zjawisk jak np. pogorszenie jakości powierzchni obrabianej i obniżenie wydajności obróbki. Istnieją sytuacje, gdzie rozwijają się drgania samowzbudne (ang. *chatter*) związane z procesem regeneracji śladu. Amplituda drgań w takich przypadkach zazwyczaj jest na tyle duża, że prowadzi do szybkiego uszkodzenia narzędzia skrawającego. W przypadku skrawania smukłymi narzędziami

o długim wysięgu często dochodzi do powstawania drgań samowzbudnych. Obróbka z zastosowaniem aktywnego narzędzia, którego koncepcja została przedstawiona w niniejszej pracy pozwala na ograniczenie amplitudy drgań i polepszenie tym samym warunków skrawania. Przedstawione wyniki symulacji numerycznych potwierdzają, że zastosowanie adaptacyjnego układu regulacji x-LMS do sterowania pracą aktywnego narzędzia ogranicza amplitudę drgań narzędzia. Przy włączonym układzie sterowania możliwe jest prowadzenie stabilnej obróbki. Po wyłączeniu układu sterowania obserwuje się szybki wzrost amplitudy drgań i rozwój drgań samowzbudnych.

LITERATURA

- [1] NASSIR Hassan Abdul Hussain Al.-Hariri, *Self – excited vibration and noise in machine tools*, Institute of technology – Baghdad, 21/07/2008
- [2] C. ABIS, F. UNAL, A. MUGAN, *Active Vibration Control with Piezoelectric Actuator on A Lathe Machine with A Gain Controller*, Proceeding of the 2011 IEEE International Conference on Mechatronics April 13-15, 2011 Istanbul, Turkey
- [3] L. PETTERSSON, L. HAKANSSON, I. CLAESSOM, S. OLSSON, *Active control of machine-tool vibration in a CNC lathe based on an active tool holder shank with embedded piezo ceramic actuators*, Department of Telecommunications and Signal Processing, Blekinge Institute of Technology, 372 25 Ronneby, Sweden, 2001
- [4] I. CLAESSON, I HAKANSSON, *Adaptive Active Control of Machine-Tool Vibration in a Lahe*, Department of Signal Processing, University of Karlskona, Renneby, 372 25 Ronneby, Sweden, 1998
- [5] M. PAJOR, B. POWAŁKA, M. HOFFMAN, *Identyfikacja modelu procesu skrawania narzędziami wieloostrowowymi dla potrzeb analizy wibrostanbilności*, Inżynieria Maszyn, R. 16, z. 1-2, 2011
- [6] O. SOSNICKO, A. PAGES, C. PACHECI, T. MAILLARD, *Servo piezo tool SPT400MML for the fast and precise machining of free forms*, Int J Adv Technol (2010) 47:930-910 DIO 10.1007/s00170-009-2140-6
- [7] A. PREUMONT, *Mechatronics Dynamics od Electromechanical and Piezoelectric Systems*, Springer Netherlands 2006 ISBN-13 978-1-4020-4696-4
- [8] YUSAD A., *Manufacturing Automation metal cutting mechanics, machine tool vibrations and cad design*, Cembridge Ubiversity Press 2012, ISBN 978-1-107-00148-0
- [9] J. L. JANG, Y.S. Tarn, *A study of active vibration control of a cutting tool*, Jurnal of Material Processing Technology 95(1999) 78-82, 1998
- [10] B. DENKENA, O. GUMMER, *Process stabilization with an adaptronic spindle system*, German Academic Society for Production Engineering (WGP), 2012
- [11] R. NEUGEBAUER, B. DENKENA, K. WEGNER, *Mechatronic Systems for Machine Tools*, Elsevier, Annals of the CIRP Vol. 56/2/2007
- [12] N. J. VASA MURALIDHARA, S. MAKARAM, *Investigations on a directly coupled piezoactuated tool feed system for micro-electro-discharge machine*, International Jurnal of Machine Tools and Manufacture, 2009

OBCIĄŻENIE NARZĘDZIA W PROCESIE TOCZENIA ZAHARTOWANYCH LASEROWO STALI KONSTRUKCYJNYCH

Mieczysław KAWALEC¹, Zbigniew NOWAKOWSKI¹

1. WPROWADZENIE

Hartowanie objętościowe (na wskroś) lub powierzchniowe jest podstawową operacją wielu procesów obróbki cieplnej. Części maszyn do temperatury hartowania powierzchniowego nagrzewane są płomieniowo, indukcyjnie lub wiązką lasera. Hartowanie z użyciem lasera od kilkunastu lat jest z powodzeniem stosowane w przemyśle maszynowym [10]. Zalety jakie niesie hartowanie laserowe takie jak: wydajność, energooszczędność, brak wymogu stosowania dodatkowych procesów pomocniczych oraz użycia środka chłodniczego (woda, olej) powodują, że proces ten coraz częściej integruje się klasycznymi operacjami technologicznymi (toczenie, frezowanie etc.) [1, 4-7]. Niestety słabo rozpoznane są jeszcze skutki technologiczne i eksploatacyjne zintegrowanych z techniką laserową klasycznych operacji technologicznych [3].

W artykule podjęto próbę oceny wpływu warunków obróbki zahartowanej laserowo stali (moc wiązki lasera, temperatura procesu, prędkość skrawania, rodzaj obróbki – sekwencyjny, hybrydowy) na obciążenie narzędzia skrawającego w procesie toczenia elementów osiowosymetrycznych.

Toczenie sekwencyjne to proces tradycyjnego usuwania mikronierówności WW uprzednio zahartowanej laserowo. 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 [3, 9], gdyż czas maszynowy skrawania pokrywa się z czasem hartowania, a w obróbce sekwencyjnej czas zabiegu wydłuża oddzielny zabieg hartowania.

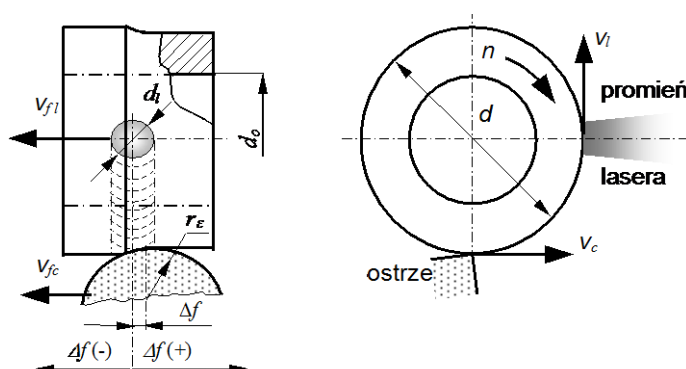
¹ Instytut Technologii Mechanicznej Politechniki Poznańskiej, ul. Piotrowo 3, 60-965 Poznań

2. CEL, ZAKRES, WARUNKI I TECHNIKA BADAŃ

Celem przeprowadzonych badań było przeanalizowanie wpływu: temperatury w strefie hartowania laserowego θ_0 i skrawania θ_2 , prędkości skrawania v_c , zużycia ostrza VB_c oraz rodzaju obróbki – sekwencyjny, hybrydowy, na siłę skrawania F_c w procesie toczenia przedmiotów osiowo symetrycznych.

Do badań doświadczalnych hartowania i toczenia wytypowana została stal stopowa narzędziowa 100Cr6 (ŁH15). W narzędziach skrawających zastosowano płytki wieloostrowe: z azotku boru (PCBN) KB9610 z powłokami Al_2O_3+TiN oraz ceramiki narzędziowej mieszanej NB100C z powłoką TiN/AlN nano.

Badania temperatury oraz siły skrawania przeprowadzono podczas toczeniu sekwencyjnego oraz obróbki 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

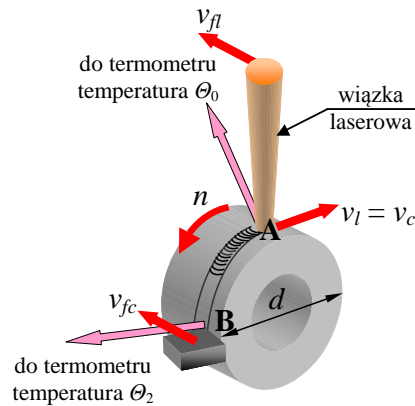
Hartowanie laserowe przeprowadzono przy stałej wartości mocy $P=1000$ W promienia laserowego zogniskowanego na powierzchni próbek do średnicy $d_l=1$ mm. Obróbkę hybrydową realizowano podczas równoczesnego hartowania i toczenia stali narożem ostrza. W celu uniknięcia powtórnego zahartowania obrobionej hybrydowo powierzchni, ostrze skrawające zostało przesunięte w stosunku do osi wiązki laserowej o stałą wartość $\Delta f=+0,44$ mm (rys. 1), zgodnie z zależnością (1) [3].

$$\Delta f = \frac{1}{2}d_l + \frac{1}{4}f - \frac{1}{2}f = \frac{d_l}{2} - \frac{f}{4} \quad (1)$$

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.

Temperaturę w procesie laserowego hartowania powierzchniowego mierzono w miejscu padania wiązki laserowej na powierzchnię obrabianą (θ_0 - obszar A na rys. 2) oraz miejscu kontaktu ostrza skrawającego z materiałem obrabianym (θ_2 - obszar B na rys. 2). Pomiar wykonywano za pomocą termometrów bezkontaktowych (pirometrów) firmy Raytek. Mierzona temperatura była średnią wartością temperatury powierzchni przedmiotu obrabianego ograniczonej okręgiem o średnicy $d=1$ mm w przypadku θ_0 i $d=0,8$ mm dla pomiaru temperatury θ_2 .

Pomiar siły skrawania F_c realizowano w procesie toczenia wzdłużnego na tokarce wyposażonej w tor pomiarowy zbudowany w oparciu o jednoskładowy siłomierz tensometryczny. Sygnał składowej F_c siły całkowitej próbkowano z częstotliwością 400 Hz. Do analizy zastosowano wartość średnią sygnału zbieranego w czasie około 6 s pracy ustabilizowanej.



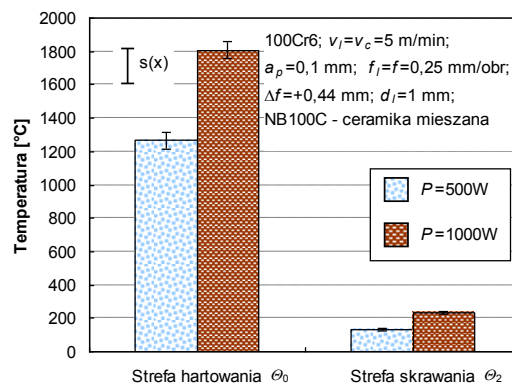
Rys. 2. Schemat położenia obszarów pomiaru temperatury

3. WYNIKI BADAŃ I ICH ANALIZA

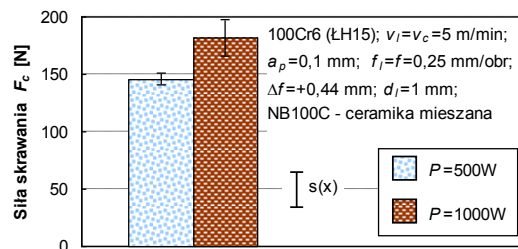
W celu przeanalizowania wpływu skutków temperatury w strefie hartowania θ_0 oraz w strefie skrawania θ_2 na siłę skrawania F_c podczas obróbki hybrydowej, zbadano wartość średnią i ekstrema siły F_c przy dwóch mocach wiązki lasera: 500 W i 1000 W. Na rysunku 3 przedstawiono średnie wartości temperatur θ_2 i θ_0 (rys. 2) w czasie obróbki hybrydowej na twardo stali 100Cr6 płytkami ostrzowymi z ceramiki NB100C przy różnej mocy wiązki lasera. Średnia wartość temperatury θ_2 w strefie skrawania była o około 70% większa dla mocy wiązki lasera $P=1000$ W w porównaniu z $P=500$ W.

Na rysunku 4 przedstawiono wyniki badań siły skrawania F_c w obróbce hybrydowej WW stali 100Cr6 kształtowanej z hartowaniem w dwóch temperaturach. Podczas obróbki hybrydowej z większą mocą wiązki lasera (większa temperatura skrawania)

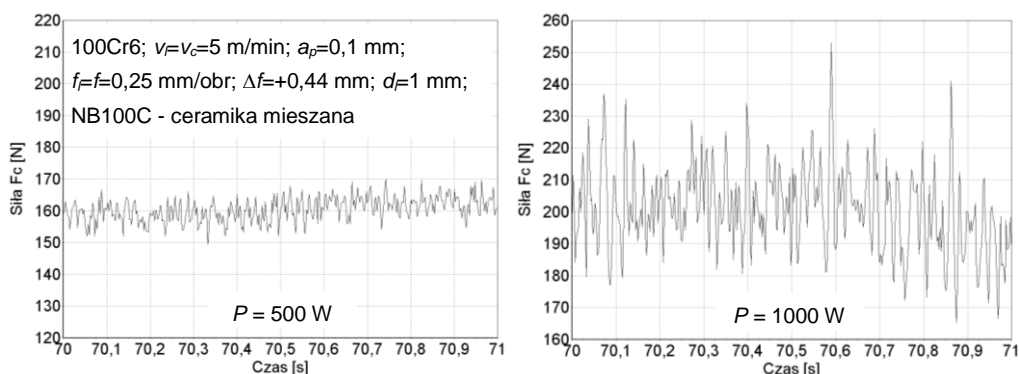
odnotowano większy sygnał siły skrawania F_c . Przyczynę większej siły skrawania F_c upatruje się w zmianie struktury geometrycznej warstwy skrawanej wynikającej z procesu hartowania laserowego (przetopienia powierzchni materiału skrawanego). W konsekwencji tych zmian rzeczywista głębokość warstwy skrawanej mogła ulec zwiększeniu w stosunku do wielkości nominalnej, nastawionej na obróbenie wstępnie powierzchni. Tezę tę częściowo potwierdza rysunek 5 na którym przedstawiono fragmenty sygnału siły skrawania po obróbce hybrydowej z mocą wiązki lasera $P=500\text{ W}$ i $P=1000\text{ W}$. Z porównania przebiegów wynika znacznie większa dynamika sygnału siły po obróbce hybrydowej z mocą wiązki lasera $P=1000\text{ W}$.



Rys. 3. Średnie wartości temperatur w czasie obróbki hybrydowej na twardo stali 100Cr6 płytkami ostrzowymi z ceramiki NB100C przy różnej mocy wiązki lasera

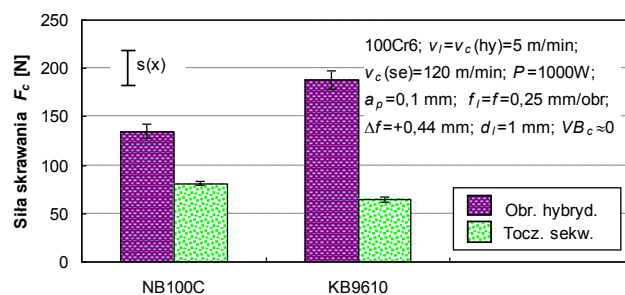


Rys. 4. Średnie wartości siły skrawania F_c w czasie obróbki hybrydowej na twardo stali 100Cr6 płytkami ostrzowymi z ceramiki narzędziowej NB100C przy różnej mocy wiązki lasera

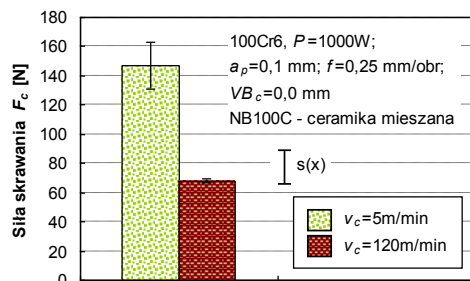


Rys. 5. Porównanie dynamiki sygnału siły skrawania F_c w czasie obróbki hybrydowej na twardo stali 100Cr6 przy różnej mocy wiązki lasera

Na rysunku 6 przedstawiono porównanie siły skrawania po obróbce hybrydowej i toczeniu sekwencyjnym na twardo. W zależności od ostrza skrawającego (NB100C, KB9610) siła skrawania podczas obróbki hybrydowej jest od 70÷180% większa niż przy toczeniu sekwencyjnym. Obróbka hybrydowa i toczenie sekwencyjne różni wiele czynników mogących wpływać na obciążenie narzędzia. Jedną z przyczyn mogących wpłynąć na odnotowane relacje (rys. 6) jest prawdopodobieństwo zmiany (zwiększenia) głębokości skrawania w obróbce hybrydowej, która to wynika z przetopienia materiału i powstawania charakterystycznej dość głębokiej bruzdy w profilu nierówności na powierzchni zahartowanej. Przypuszcza się (np. po obserwacji tworzenia wióra), że mechanizm dekohezji przez skrawanie na twardo dla małych prędkości odkształcania jest inny niż dla prędkości większych, gdzie strefa skrawania (θ_2) ma wyższą temperaturę. Należy nadmienić, że głębokość skrawania w toczeniu sekwencyjnym nastawiana była w stosunku do zahartowanej i wychłodzonej powierzchni.

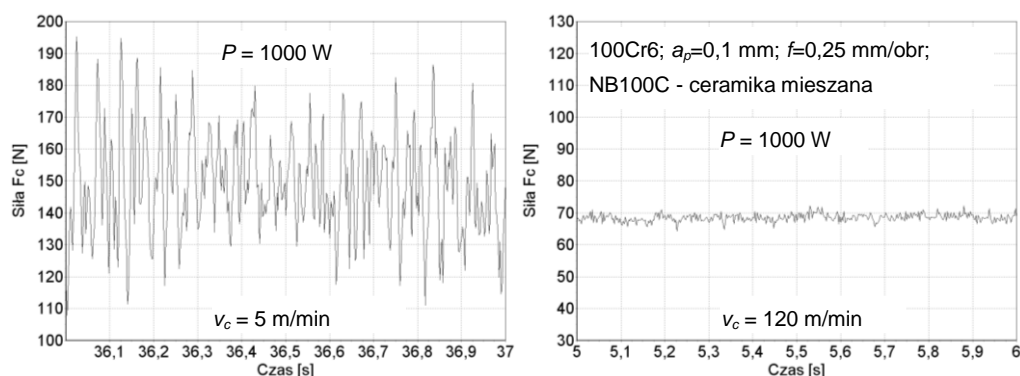


Rys. 6. Porównanie średnich wartości siły skrawania F_c w czasie toczenia sekwencyjnego i obróbki hybrydowej na twardo stali 100Cr6



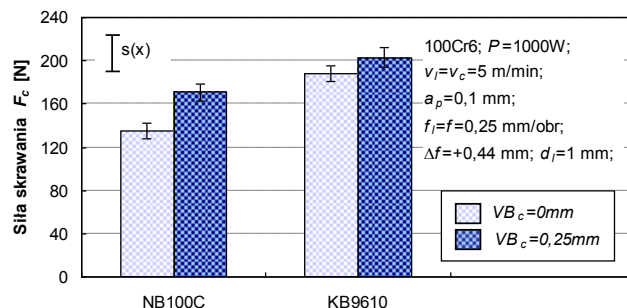
Rys. 7. Średnie wartości siły skrawania F_c w czasie toczenia sekwencyjnego na twardo płytkami ostrzowymi z ceramiki narzędziowej NB100C przy różnych prędkościach skrawania

Z badań przeprowadzonych podczas toczenia sekwencyjnego przy dwóch prędkościach skrawania $v_c=5$ m/min i $v_c=120$ m/min (rys. 7) wynika, że prędkość skrawania w istotny sposób wpływa na siłę skrawania w obróbce na twardo. Potwierdza się tym samym wpływ prędkości skrawania na odnotowane relacje w obciążeniu przy skrawaniu sekwencyjnym i hybrydowym. Skrawanie na twardo w zakresie małych prędkości skrawania ($v_c=5$ m/min) wpływa ponadto na wzrost dynamiki sygnału siły skrawania (rys. 8).

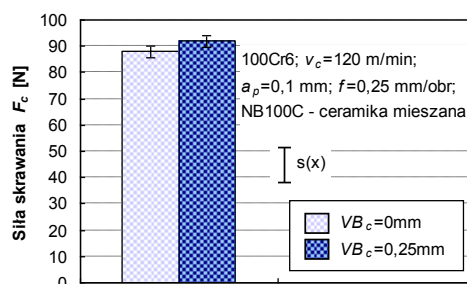


Rys. 8. Porównanie dynamiki przebiegu siły skrawania F_c w czasie toczenia sekwencyjnego na twardo stali 100Cr6 przy różnych prędkościach skrawania

Na rysunku 9 przedstawiono wpływ zużycia ostrza na średnie wartości siły skrawania F_c w czasie obróbki hybrydowej na twardo stali 100Cr6. Z analizy statystycznej wynika, że pomiędzy badanymi wielkościami odnotowano istotną różnicę. Przy czym wzrost obciążenia wynikający ze wzrostu zużycia jest niewielki. Podobne relacje zaobserwowano podczas toczenia sekwencyjnego stali 100Cr6 (rys. 10).



Rys. 9. Wpływ zużycia ostrza na średnie wartości siły skrawania F_c w czasie obróbki hybrydowej na twardo stali 100Cr6



Rys. 10. Wpływ zużycia ostrza na średnie wartości siły skrawania F_c w czasie toczenia sekwencyjnego na twardo stali 100Cr6

4. PODSUMOWANIE

Na podstawie przeprowadzonych badań można stwierdzić, że:

- wzrost temperatury procesu hartowania laserowego w obróbce hybrydowej, wynikający ze zwiększenia mocy wiązki lasera wpływa na zmianę parametrów SGP a tym samym na zwiększenie wartości i dynamiki sygnału siły skrawania F_c . Zmiana SGP po hartowaniu laserowym wpływa bowiem na zmienność chwilowej głębokości skrawania w procesie toczenia na twardo,
- prędkość skrawania v_c jest istotnym czynnikiem zmian wartości i dynamiki sygnału siły skrawania w obróbce na twardo. Siła skrawania podczas obróbki hybrydowej ($v_c=5$ m/min) jest od 70÷180% większa od siły F_c przy toczeniu sekwencyjnym ($v_c=120$ m/min),
- zużycie ostrza w niewielkim stopniu wpływa na wzrost wartości siły skrawania podczas obróbki hybrydowej i toczenia sekwencyjnego.

LITERATURA

- [1] BURAKOWSKI T., *Areologia. Powstanie i rozwój*. Wydawnictwo Instytutu Technologii Eksploatacji – PIB, Radom 2007.
- [2] KAWALEC M., *Efekty technologiczne obróbki na twardo materiałów metalowych*. *Mechanik*, 79 (2006) 1, s. 20-25.
- [3] 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.
- [4] 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.
- [5] 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.
- [6] 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.
- [7] KUSIŃSKI J., *Lasery i ich zastosowanie w inżynierii materiałowej*. Wydawnictwo Naukowe „Akapit”, Kraków 2000.
- [8] NAPADŁEK W., PRZETAKIEWICZ W., *Analiza efektów zużycia tribologicznego stali 40H po różnych zabiegach utwardzania cieplnego*. *Problemy Eksploatacji*, 3/2004, s. 67-81.
- [9] OCZOŚ K.E.: *Ubytkowa obróbka laserowa – stan obecny, zastosowania i perspektywy*. *Mechanik* nr 5-6/2005, s. 365-386.
- [10] PAWŁOWICZ W., *Hartowanie diodowym laserem dużej mocy*. *Mechanik* nr 3/2011.
- [11] PODGORKOV V.V., *Cistovoje točenje odnokromočnymi rezcami*. *Stanki i instrument*, 1974, nr 1.
- [12] 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.
- [13] WECK M., HERMANN CH., *Laserintegration in Werkzeugmaschinen*. *VDI-Z* 135(1993) nr 5, s. 38-41.

AN APPROACH FOR MEASUREMENT UNCERTAINTY EVALUATION OF CUTTING FORCE IN MACHINING BY TURNING

Mikolaj KUZINOVSKI¹, Neven TRAJČEVSKI², Mite TOMOV¹,
Piotr CICHOSZ³, Hubert SKOWRONEK³

1. INTRODUCTION

The importance to associate uncertainty parameter to the result of cutting force measurement is stressed in many machining studies [1, 2]. The other important matter concerning such uncertainty parameter is its reliability. Under or over estimation of the measurement uncertainty can occur during the process of calculation of the uncertainty budget. This is result of the complexity of the measurement process. It is common practice to include the calibration uncertainty of the dynamometer, while there is lack of examples of including the cutting process errors in the uncertainty budget. If we consider that cutting force value can be used for further mathematical modeling of the cutting process and it will be related to the cutting process parameters, than it is very important to account all possible deviations (errors) of cutting parameters from programmed values by including corresponding uncertainty factor.

Measurement uncertainty during cutting force measurement is specific for certain measurement experimental setup and applied identification methodology, and therefore it will be significant for metrological community to have outlook in different approaches. This paper presents an approach which is developed during experimental research of physical phenomena in the machining process by turning on the Faculty of

¹ Cyril and Methodius University in Skopje, Macedonia, Faculty of Mechanical Engineering, e-mail: mikolaj@mf.edu.mk; mikolaj.kuzinovski@yahoo.com; mitetomov@mf.edu.mk

² Goce Delčev University, Military academy, ul. Vasko Karangeleski bb, Skopje, Macedonia, e-mail: neven.trajchevski@gmail.com

³ Institute of Production Engineering and Automation of the Wrocław University of Technology, Poland, e-mail: piotr.cichosz@pwr.edu.pl; hubert.skowronek@pwr.edu.pl

Mechanical engineering in Skopje, Macedonia. Estimation of the measurement uncertainty for single cutting force measurement is in the spirit of GUF (GUM [3] uncertainty framework). The analysis accounts both calibration and cutting process contributors into the uncertainty budget.

2. EXPERIMENTAL INVESTIGATION

Measurement of the cutting force is carried on by using Computer aided system for investigation of cutting forces and temperature in turning, figure 1. The monitoring system is developed on the Faculty of Mechanical engineering in Skopje [4]. In the example presented tangential cutting force component is measured. The experimental setup and the cutting process have the features showed in table 1.

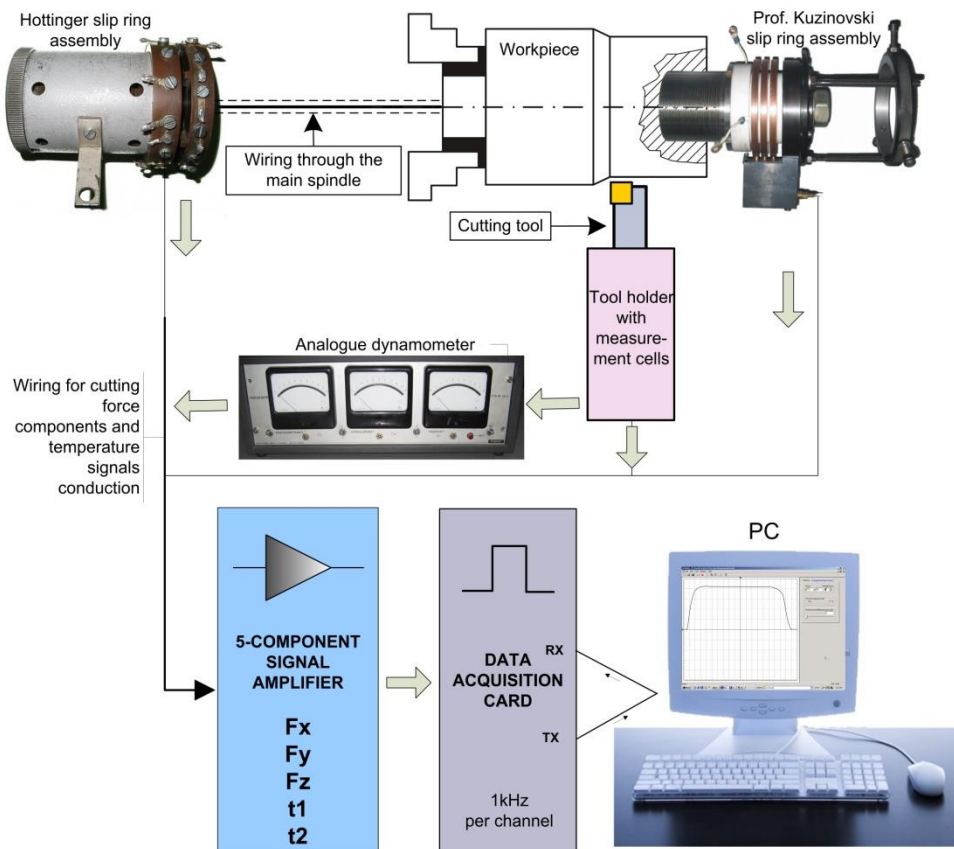


Figure 1. Computer aided system for investigation of cutting forces and temperature in turning [4]

Table 1. Experiment features

Workpiece material	Carbon steel: DIN C55, Diameter=100 mm
Lathe (conventional)	Prvomajska, Niles
Cutting tool holder	KENNAMETAL, Kenloc MSSNR2525M12 25x25 mm adjusted to 18x18 mm
Cutting insert	HERTEL, SNGN 120704, mixed ceramics MC2 (Al_2O_3+TiC)
Cutting tool stereometry	$\chi = 45^\circ$, $\chi_1 = 45^\circ$, $\lambda = -8^\circ$, $\gamma = 0^\circ$, $\alpha = 10^\circ$, $r_c = 0,4\text{ mm}$
Dynamometer	Inductive cells based- FISHER MESSTECHNIK TYP EF2 D3 NR 24570
Cutting process parameters	Cutting depth $a_p = 0,5\text{ mm}$; Feed rate $f = 0,224\text{ mm}/2\pi\text{rad}$; Cutting speed $v_c = 52,8\text{ m}/\text{min}$;
Measurement characteristics	Acquisition time 3,9 s, Sampling frequency 1kHz, real time

Procedure of identification of the contributing factors is performed by using the Ishikawa diagram, figure 2.

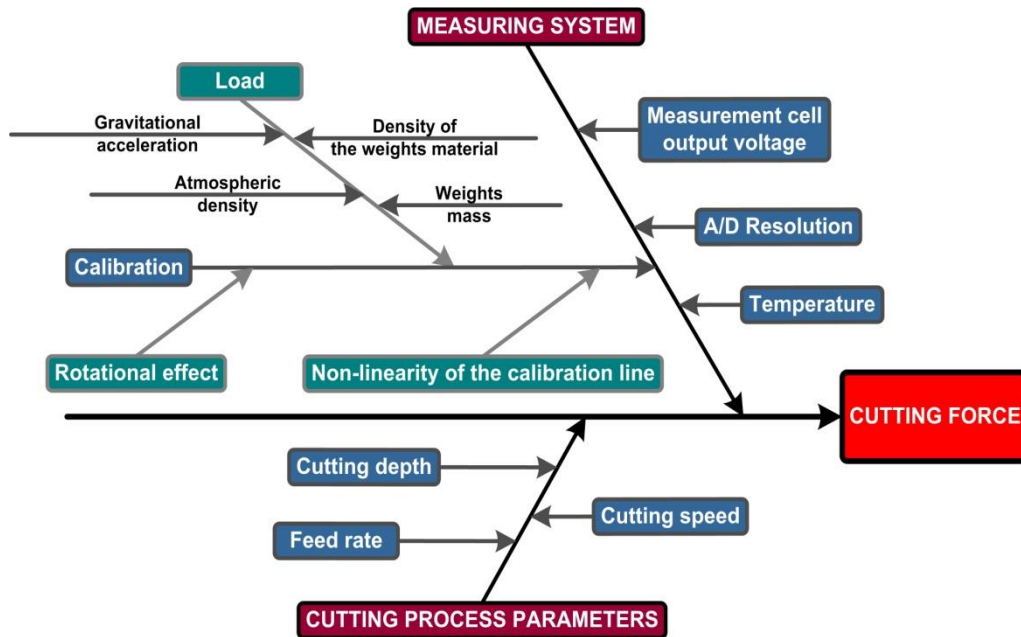


Figure 2. Ishikawa diagram of cutting force measurement uncertainty contributors

Based on cause-effect analysis a mathematical model for propagation of the combined measuring uncertainty of the tangential cutting force component is given by (1),

$$F_t = k_{t-r}(v_r + \delta r_r + \delta G_r + \delta t_r + \delta z) + k_{t-a}(v_a + \delta r_a + \delta G_a + \delta t_a + \delta z) + k_{t-t}(v_t + \delta r_t + \delta G_t + \delta t_t + \delta z) + \delta a + \delta f + \delta v \quad (1)$$

where: i -index, $i=r, a, t$; r -radial cutting direction, a -axial cutting direction, t -tangential cutting direction;

F_t – tangential cutting force component;

k_{t-i} – calibration matrix coefficients for tangential direction, $i=r, a, t$;

v_i – output voltage of the dynamometer amplifier, $i=r, a, t$;

δr_i – rotational effect uncertainty contribution, $i=r, a, t$;

δG_i – calibration load uncertainty contribution, $i=r, a, t$;

δt_i – temperature contribution, $i=r, a, t$;

δz – acquisition circuit resolution uncertainty contribution;

$\delta a, \delta f, \delta v$ – cutting parameters uncertainty contributions, a_p - depth of cut, f - feed rate, v_c - cutting speed.

Efforts were made in direction of excluding contributors from the tool, workpiece and the machine.

2.1. CALIBRATION CONTRIBUTION

The calibration line has been modeled by least squares method and linear regression model was adopted. Calibration load was applied by weights, figure 3.

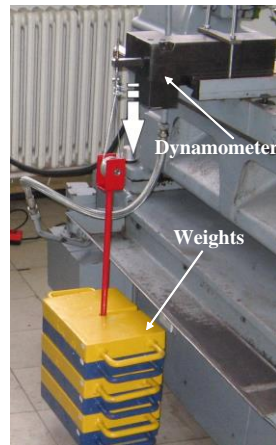


Figure 3. Calibration of system for cutting force measurement

After calculation the coefficients k_{t-i} were obtained and they are characterized by their normal distribution with mean and standard uncertainty presented in the table 2. Distribution of the coefficients is measure of possible deviation from the linearity of the calibration line.

In order to avoid bigger values for load uncertainty that can occur from available testing machines a different approach is adopted and deadweight generated force is used. The downward force exerted on a static deadweight is given by (2) where G is the applied force in N, m is the mass of the weight in kg, g is the gravitational acceleration in m/s^2 , ρ_a is the atmospheric density at the location of the weight, and ρ_m is the density of the weight in the same units as ρ_a [5, 6]. The uncertainty in this force δG_i is dependent upon the uncertainties in the measured values of the mass, gravitational acceleration, and the ratio of the air and weight densities, which are calculated respectively. δG_i calculated and converted in V by using the corresponding calibration lines are presented in table 2.

$$G = m \cdot g \cdot \left(1 - \frac{\rho_a}{\rho_m} \right) \quad (2)$$

The rotational uncertainty δr_i applies for the effect from possible difference in the inclination of the axes of the applied calibration force and the dynamometer axes [7]. Calculated values are converted in V by using the corresponding calibration lines and presented in table 2.

2.2. MEASURING SYSTEM UNCERTAINTY

Beside the calibration uncertainty which is described above, other contributors from the measuring system are: v_i - measurement cells mean output voltages, δx - acquisition circuit resolution and δt_i - temperature. v_i mean and standard uncertainty is estimated from obtained data from the acquisition of one measurement. Values for all three cutting force components are shown in table 2.

The acquisition circuit resolution uncertainty contribution is predetermined by the size of its smallest division. It is calculated within the voltage domain of 5V and the 10-bit conversion possibility and shown in table 2.

The calculated error which outcomes from possible environment temperature influence on the measured signals is observed in the amplifier circuit. The cascade amplifier was made by TL084 operational amplifiers. Using the manufacturer's datasheet, the overall temperature uncertainty was calculated and included in the table 2.

Table 2. Budget of the measurement uncertainty for tangential cutting force component

Quantity	Value	Units	Standard uncertainty u_i	Sensitivity coefficient C_i	Uncertainty contribution $C_i u_i$ [N]	Index %	Distribution
k_{t-r}	5,242	N/V	2,195	0,281	0,617	0,3	Gaussian
v_r	0,280502	V	$10,79 \times 10^{-5}$	5,24	$56,538 \times 10^{-5}$	0,0	Gaussian
δr_r	0,0	V	0,0849	5,24	0,445	0,2	U-Quadratic
δG_r	0,0	V	$5,2 \times 10^{-7}$	5,24	$2,7 \times 10^{-6}$	0,0	Gaussian
δi_r	0,0	V	$8,66 \times 10^{-4}$	5,24	0,00454	0,0	Uniform
δz	0,0	V	0,00141	5,24	0,00739	0,0	Uniform
k_{t-a}	-2,368	N/V	0,296	0,209	0,0619	0,0	Gaussian
v_a	0,208739	V	$9,857 \times 10^{-5}$	-2,37	$-2,3361 \times 10^{-4}$	0,0	Gaussian
δr_a	0,0	V	0,00350	-2,37	-0,00829	0,0	U-Quadratic
δG_a	0,0	V	3×10^{-8}	-2,37	-7×10^{-8}	0,0	Gaussian
δi_a	0,0	V	$8,66 \times 10^{-4}$	-2,37	-0,00205	0,0	Uniform
δz	0,0	V	0,00141	-2,37	-0,00334	0,0	Uniform
k_{t-t}	619,783	N/V	3,486	0,448	1,562	2,1	Gaussian
v_t	0,44823	V	$1,231 \times 10^{-4}$	619,78	0,0763	0,0	Gaussian
δr_t	0,0	V	0,00350	619,78	2,169	4,0	U-Quadratic
δG_t	0,0	V	$10,81 \times 10^{-6}$	619,78	0,00670	0,0	Gaussian
δi_t	0,0	V	$8,66 \times 10^{-4}$	619,78	0,537	0,2	Uniform
δz	0,0	V	0,00141	619,78	0,874	0,7	Uniform
δa	0,0	N	10,200	1,0	10,200	88,7	Gaussian
δf	0,0	N	2,080	1,0	2,080	3,7	Gaussian
δv	0,0	N	0,272	1,0	0,272	0,1	Gaussian
F_t	278,782	N	$u_C = 10,828$				Gaussian

2.3. CUTTING PROCESS UNCERTAINTY

Contribution from the cutting depth variation is estimated from five measured values of the workpiece diameter before and after the cutting pass. Dispersion of the differences between the programmed and measured cutting depth is considered like a measure for the uncertainty contribution from this error. The value of calculated standard uncertainty is $14,43 \mu\text{m}$. This value is converted in N by using already modeled linear regression between the tangential force and cutting depth (3).

$$F_t = 708,25 \cdot a \quad (3)$$

Cutting speed contribution is estimated from data obtained from rotational speed meter. Considering rotational speed meter accuracy and workpiece diameter, estimated standard uncertainty is 0,1732 m/min. This value is converted in N by using already modeled linear regression between the tangential force and cutting speed (4).

$$F_t = 600,48 - 1,5715 \cdot v \quad (4)$$

Feed rate uncertainty contribution is considered as very specific for determining. In this research it was decided to estimate it through analysis of machined surface 2D roughness parameter, which was taken as appropriate depicting of the tool tip movement. The parameter of our interest was PS_m - mean width of the profile elements of the primary profile. Standard uncertainty is estimated to 0,0014 mm and it is converted in N by using already modeled linear regression between the tangential force and feed rate (5).

$$F_t = 86,867 + 1387,8 \cdot f \quad (5)$$

2.4. CUTTING FORCE UNCERTAINTY BUDGET

After determining the standard uncertainties of all included parameters, sensitivity coefficients were calculated and combined standard uncertainty of the tangential cutting force was propagated by using the GUM method, table 2. Expanded uncertainty for coverage factor 2 and for 95% confidence interval will be 21,7 N. The column *Index* in table 2 is showing the contribution size of the particular factors. From preliminary analysis we can say that contributions which come from noticed correlation from other axes are not significant. This can lead to further recommendation not to consider these influences in further researches. Very significant is the choice to decrease the uncertainty from the calibration load by selecting calibration to be made by deadweights. That allows the uncertainty index to be distributed to factors on which we must pay further attention and to find a way to lower their influence. The acquisition circuit resolution uncertainty can be eliminated by simple selection of more accurate A/D convertor which are now widely available. In order to lower the non-linearity of the calibration lines which are presented through calibration coefficients deviation, efforts must be made in direction of providing more reliable or accurate dynamometer and amplifier, but to consider if this improvement is justified because we have significantly bigger uncertainty which arise from the cutting process. In that spirit maybe attention should be directed towards the lowering the rotational effect contribution. Cutting process contributions are the most important and the biggest influence will outcome from the feed rate or the cutting depth depending from selected cutting parameters, tool, workpiece and other conditions. By our opinion many efforts must be done to lower these contributions.

3. CONCLUSIONS

In this study it is shown an example of experimental measurement of cutting force during machining with turning and estimating of the associated parameter which describes the measurement uncertainty. It is proposed a tool for identification of the influencing contributors and it is developed a mathematical model for propagation of the measurement uncertainty including factors from the measuring system and factors from the cutting process itself. It can be concluded that main source of uncertainty is coming from the cutting process. Further recommendations are in direction of lowering these significant errors more than focusing on improvement of the force measuring system. After depicting the errors in the form of table 2 our opinion is that this method is essential for researches of cutting force and without it results can not be considered as complete. Uncertainty parameter makes measurement result to have reliable interpretation.

REFERENCES

- [1] AXINTE D.A., BELLUCO W., DE CHIFFRE L., *Evaluation of cutting force uncertainty components in turning*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 41, Elsevier Ltd, page 719-730, 2001.
- [2] TRAJČEVSKI N., *Development of methodology to assess the quality of experimental results during research of physical phenomena in the process of machining by material removal*. PhD thesis, University "Ss. Cyril and Methodius", Faculty of Mechanical Engineering, Skopje, Republic of Macedonia, 2013.
- [3] Joint Committee for Guides in Metrology (JCGM): *Guide to the expression of uncertainty in measurement, GUM 1995 with minor modifications*. JCGM 100:2008 (ISO/IEC Guide 98-3:2008), JCGM, 2008.
- [4] KUZINOVSKI M., TRAJČEVSKI N., FILIPOSKI V., CICHOSZ P., *Computer aided system for investigation of cutting forces and temperature in turning*, GÓRNIC TWO ODKRYWKOWE, ISSN 0043-2075, Rocznik XLVIII, Nr 7-8, pages 10-14, Wroclaw, Poland, 2006.
- [5] BARTEL T., *Uncertainty in NIST Force Measurements*, Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology, Volume 110, Number 6, November-December 2005.
- [6] EURAMET: *Uncertainty of force measurements, Calibration Guide*, EURAMET cg-4, Version 2.0, European Association of National Metrology Institutes, ISBN 978-3-942992-03-9, 2011.
- [7] BRAY A., BARBATO G., FRANCESCHINI F., XHOMO E., *Rotational and End effect: a model for uncertainty evaluation in force measurements by means of dynamometers*, Measurement Vol. 17, No. 4, pp. 279-286, 1996.

BADANIA EKSPERYMENTALNE ORAZ SYMULACJE MES DLA RÓŻNYCH MODELI KONSTITUTYWNYCH PROCESU FREZOWANIA STOPU Ti6Al4V

Piotr NIESŁONY¹, Witold HABRAT²

1. MODELE KONSTITUTYWNE W MODELOWANIU MES

Racjonalizacja procesów technologicznych jest już wymogiem na etapie wdrażania technologii do procesu produkcyjnego. Istnieje wiele metod takiej optymalizacji, przykładowo poprzez modyfikację toru ruchu narzędzia, dopasowanie parametrów technologicznych czy zmiany konfiguracji narzędzia. Wszystkie jednak mają swoje ograniczenia związane głównie z koniecznością prowadzenia kosztownych eksperymentów i prób technologicznych. Z tego też powodu symulacje MES, jako metody relatywnie nisko kosztowe i już coraz bardziej dostępne, stają się jednym z podstawowych narzędzi pracy nowoczesnych inżynierów technologów. Niestety, wykorzystywane dotychczas podstawowe techniki symulacji MES nie są w stanie zamodelować wszystkich zjawisk fizycznych występujących w bardzo złożonym procesie skrawania narzędziami powlekanymi powłokami ochronnymi z akceptowalną inżynierską dokładnością [2, 4]. Według specjalistów z dziedziny symulacji obróbki skrawaniem, barierą w stworzeniu bardziej efektywnych algorytmów MES jest brak odpowiednich modeli konstytutywnych. Głównie dotyczy to modelowania nowoczesnych materiałów konstrukcyjnych, do grupy których zaliczamy wysokowytrzymałe stopy lotnicze na bazie tytanu i niklu [1, 3, 7, 10].

Problem poprawy jakości modeli konstytutywnych dotyczy trzech aspektów modelowania, a mianowicie określenia oddziaływań mechanicznych dla materiału obrabianego, ustalenia właściwości termofizycznych zastosowanych materiałów [3, 6, 8] oraz zdefiniowania zjawiska tarcia w strefie skrawania [9, 12].

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

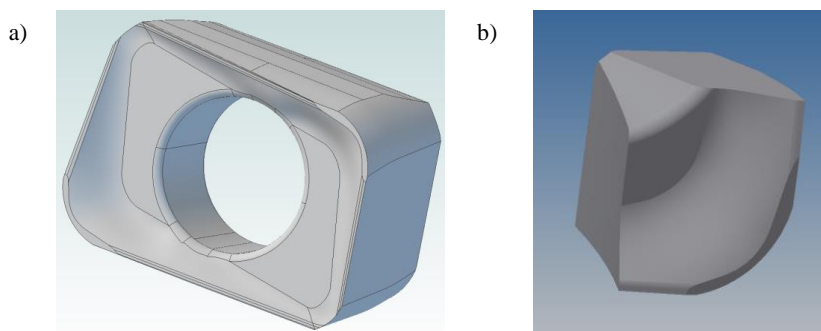
² Politechnika Rzeszowska, 35-959 Rzeszów, Katedra Technik Wytwarzania i Automatykacji, ul. Powstańców Warszawy 12

Ważne jest ustalenie parametrów optymalnego, dla potrzeb modelowania procesu skrawania, modelu konstytutywnego. Model taki musi w szerokim zakresie temperatur i prędkości odkształceń, głównie dla potrzeb obróbki HSC oraz HPC, zapewnić wiarygodność z eksperymentem. Dotyczy to zarówno materiału obrabianego jak i obszernej gamy materiałów narzędziowych, w tym ostrzy powlekanych wielowarstwowo.

W artykule skoncentrowano się na identyfikacji wpływu dwóch modeli konstytutywnych, wykładniczego (PL) oraz Johnsona-Cooka (JC), na wyniki i zgodność symulacji MES z eksperymentem w procesie frezowania modelowanego w układzie rzeczywistym. Ważnym aspektem budowy modeli konstytutywnych było wyznaczenie parametrów modeli w oparciu o dane eksperymentalne.

2. METODYKA BADAŃ

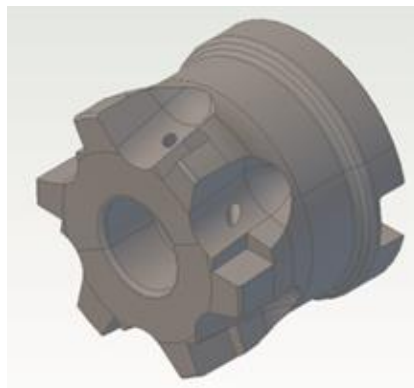
Badania prowadzono dla przypadku frezowania walcowo-czołowego sześćoostrową głowicą frezową o symbolu H490 F90AX D050-6-22-09 z płytkami wymiennymi typu ANCX090416PDR o kształtowej powierzchni natarcia firmy Iscar. Wizualizację modelu CAD płytki wieloostrowej przedstawiono na rys. 1a. Zastosowany do symulacji MES model ostrza, będący wycinkiem modelu CAD, przedstawia rys. 1b. Do systemu MES importowano model ostrza wraz z odpowiednimi ustawieniami w przestrzeni roboczej wynikającymi z jego usytuowania w głowicy frezowej, której model przedstawia rys. 2. Szczegółowy plan badań zestawiono w tabeli 1. Ze względu na sposób realizacji symulacji MES konieczne było przeliczenie składowych siły skrawania z układu modelu MES do układu narzędzia. Wizualizację wprowadzonych do pakietu MES parametrów technologicznych wraz z układem osi oraz składowych siły skrawania przedstawiono na rys. 3.



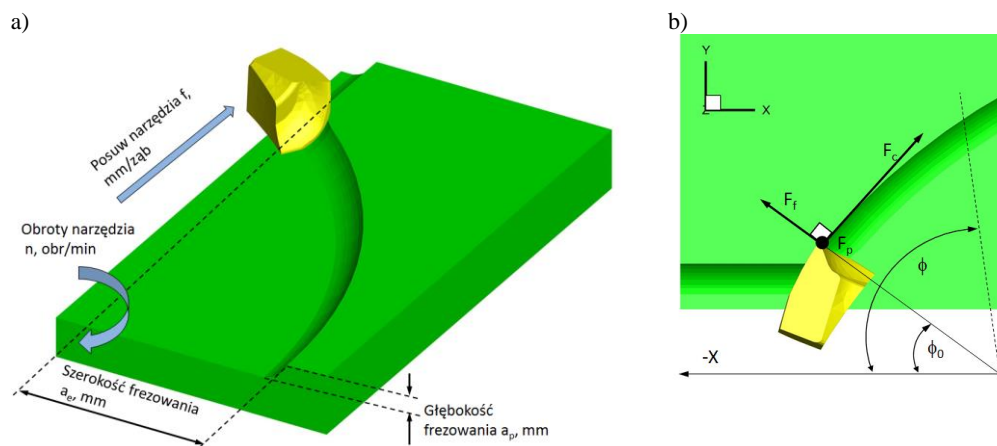
Rys. 1. Model CAD płytki wieloostrowej firmy Iscar o symbolu ANCX090416PDR (a) oraz model ostrza narzędzia zastosowany w symulacjach MES (b)

Plan badań zakładał porównanie wyników badań eksperymentalnych z badaniami

symulacyjnymi wykonanymi dla dwóch podstawowych konstytutywnych modeli materiałowych. Dotyczy to modelu wykładniczego (PL) (ang. *Power Law*) dostępnego w programie AdvantEdge [11] oraz modelu Johnsona-Cooka (JC), często wykorzystywanego do modelowania obróbki skrawaniem materiałów metalowych [1]. Formuły matematyczne poszczególnych modeli konstytutywnych przedstawiono w [5] i [6]. Parametry modeli konstytutywnych zamieszczono w tabeli 2.



Rys. 2. Model CAD głowicy frezowej o symbolu H490 F90AX D050-6-22-09



Rys. 3. Parametry technologiczne (a) oraz układ osi w systemie MES (b) wraz z wektorami składowych siły skrawania i ustalonym początkowym kątem obrotu głowicy $\phi_0=37^\circ$

Badania eksperymentalne prowadzono na frezarce CNC wyposażonej w płytowy siłomierz piezoelektryczny Kistler 9257B z wzmacniaczem ładunku typu 5019B i przetwornikiem analogowo - cyfrowym NI 6062E firmy National Instruments. Wizualizacja i przetwarzanie sygnału odbywało się za pomocą systemu CutPro.

Tabela 1. Plan badań eksperymentalnych oraz symulacji MES

Materiał obrabiany	Ti6Al4V	
Parametry technologiczne	$v_c=80$ m/min, $a_p=1,0$ mm	$a_e=10$ mm $f_z=0,1$ oraz $0,15$ mm/ząb
Dane narzędzia	Typ wkładki wielostrzowej: ANCX090416PDR Materiał: węgiel spiekany H10 pokryty powłoką TiAlN o grubości $3\mu\text{m}$ Promień zaokrąglenia czynnej części naroża $r_e=1,758$ mm	
Modele konstytutywne	Wykładniczy - Power Law (PL) Johnsona-Cooka (J-C) z zdefiniowanymi właściwościami termofizycznymi	
Współczynnik tarcia	0,5 (w symulacjach MES)	
Rodzaj symulacji MES	Przestrzenna (3D)	

Do modelowania MES frezowania wykorzystano pakiet symulacyjny AdvantEdge (AE), który umożliwia między innymi symulację frezowania w układzie przestrzennym (3D). Wizualizację przykładowej siatki MES wygenerowanej w tym pakiecie przedstawiono na rys. 4.

Tabela 2. Parametry modelu wykładniczego PL oraz Johnsona – Cooka JC

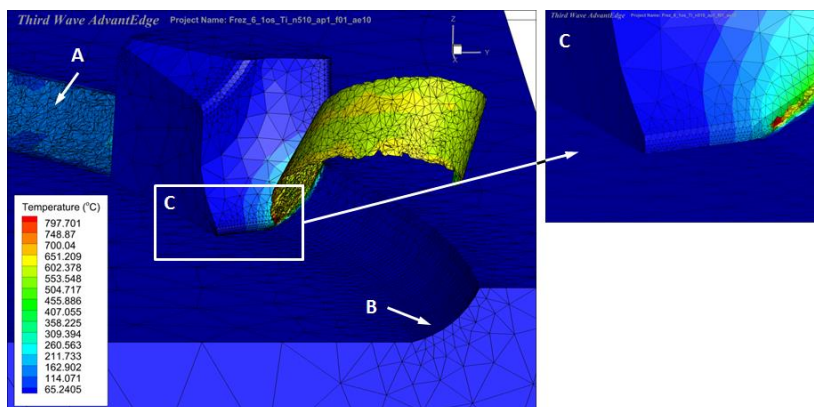
Parametr	A, MPa	B, MPa	n	C	m	$\dot{\epsilon}_p^0$, 1/s
J-C	500	864	0,196	0,01594	0,605	0,0026
Parametr	σ_0 , MPa	n	$\dot{\epsilon}_p^0$	$\dot{\epsilon}_{cut}^0$	$\Theta(T)$	
PL	952	22,19	0,035	0,12	$c_0=1,822$ $c_1=-0,00571$ $c_2=1,7 \cdot 10^{-5}$	$c_3=-2,164 \cdot 10^{-8}$ $c_4=6,48 \cdot 10^{-12}$
Temperatura topnienia	1655 °C					
Moduł Young	110 GPa					
Liczba Poisson'a	0,3					
Współczynnik rozszerzalności cieplnej	$9,4 \cdot 10^{-6}$ 1/K					
Gęstość	4430 kg/ m ³					

Podczas definiowania węzłów siatki MES zmodyfikowano nastawy programu AE w celu otrzymania jej zagęszczenia w newralicznym obszarze styku krawędzi skrawającej z materiałem obrabianym (rys. 4 – C). Wpłynęło to również na zagęszczenie siatki w strefie skrawania (rys. 4 – B) jak i pozwoliło osiągnąć istotny wzrost liczby węzłów w obszarze materiału po obróbce (rys. 4 – A).

3. WYNIKI BADAŃ

Badania symulacyjne jak i eksperymentalne frezowania głowicą sześciostrożową

zaplanowano w taki sposób, aby w trakcie obróbki jedynie jedno ostrze skrawało materiał obrabiany. Umożliwiło to wygenerowanie prostych przebiegów zmian składowych siły skrawania w funkcji kąta obrotu głowicy frezowej ϕ . Ich wizualizację graficzną dla dwóch wartości posuwu przedstawiono na rys. 5 oraz 6. Dla obu testowanych posuwów zaobserwowano, że zastosowanie modelu Johnsona-Cooka (JC) powodowało obniżenie wartości poszczególnych składowych siły. W przypadku składowej głównej F_c (składowej stycznej) jest to dobry trend. Jak pokazano na rys. 5a oraz 6a zastosowanie modelu JC spowodowało zmniejszenie różnicy w wartościach siły uzyskanych z eksperymentu oraz symulacji MES. Średnia różnica dla tego modelu (JC), wyliczona na podstawie wielomianowych równań trendu zamieszczonych na poszczególnych wykresach, wynosi dla $f=0,1$ mm/z 20%, a dla $f=0,15$ mm/z 44%. W odniesieniu do modelu wykładniczego PL różnice te są większe i wynoszą odpowiednio 60 i 75%.

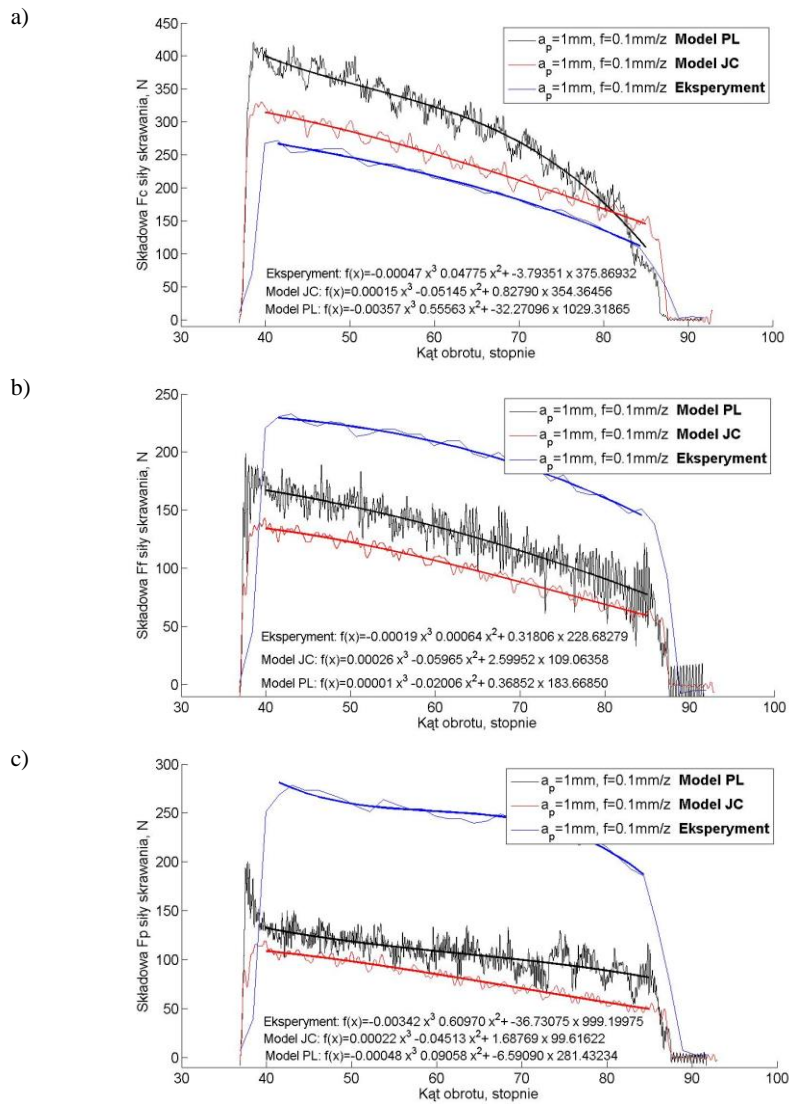


Rys. 4. Wizualizacja siatki MES podczas modelowania frezowania walcowo-czołowego z wskazaniem obszarów po (A) i przed obróbką (B) oraz w strefie skrawania (C)

Zgoła odmienny przebieg sił uzyskano dla pozostałych składowych siły skrawania. W tym przypadku wartości eksperymentalne były wyższe od danych z symulacji MES i to zarówno dla składowej posuwowej F_f (składowa promieniowa – rys. 5b i 6b) jak i odporowej F_p – rys. 5c i 6c. Dla tych przypadków lepsze dopasowanie oddaje model PL. Większe różnice pomiędzy wartościami z symulacji MES, a eksperymentem uzyskano dla posuwu 0,1 mm/z. Różnice te w skrajnych przypadkach dochodzą dla F_f do 44%, a dla F_p do 60%. Dla większego posuwu dopasowanie wyników symulacji jest dużo lepsze. Dla składowej posuwowej uzyskano bardzo dobrą zgodność (rys. 6b). Wartości eksperymentalne układają się pomiędzy wynikami symulacji dla modeli JC oraz PL. Również różnice dla składowej F_p w tym przypadku są niewielkie i sięgają, dla PL do 15%, a dla JC do 30%.

Można stwierdzić, że zastosowane modele konstytutywne i sposób realizacji

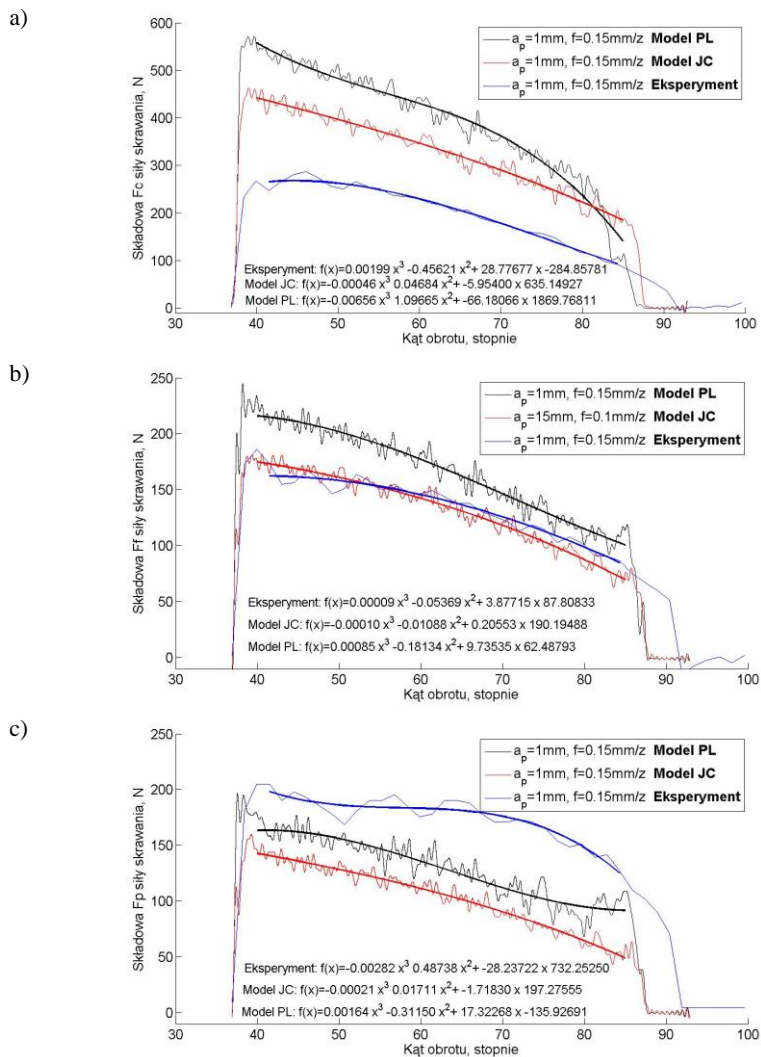
symulacji MES daje bardziej racjonalne wyniki dla wyższych wartości posuwu. Również widmo przebiegu składowych siły skrawania dla przypadku symulacji MES jest dla $f=0,15$ mm/z dużo lepsze. Dla tych parametrów technologicznych fluktuacje sygnału siły są mniejsze, a sam przebieg jest bardziej stabilny (rys. 6).



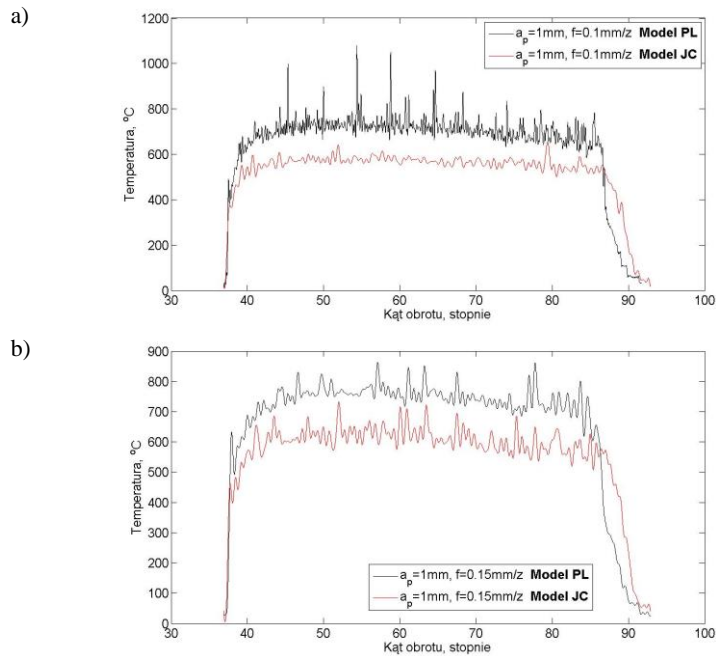
Rys. 5. Przebieg składowych siły skrawania w funkcji kąta obrotu głowicy frezowej.
Parametry obróbki: dla $v_c = 80$ m/min, $a_p = 1$ mm, $f = 0,1$ mm/ząb

Porównując wykresy z rys. 5 i 6 zauważono, że bardziej czułym na zmiany posuwu

jest model PL. Wyraźnie zaobserwowano dużo „gładsze” widmo dla większego posuwu, a dla składowych F_f oraz F_p , o znacząco mniejszych wartościach siły w porównaniu z F_c , ich fluktuacje są wyraźniejsze. Wiązać się to może z uzyskiwanymi wartościami sił. Dla wyższych wartości modele MES są mniej wrażliwe na zakłócenia wynikające z procedur numerycznych. Tę własność potwierdzają również wykresy z rys. 7 przedstawiające przebiegi średniej temperatury skrawania w funkcji kąta obrotu głowicy frezowej dla dwóch badanych modeli konstytutywnych.

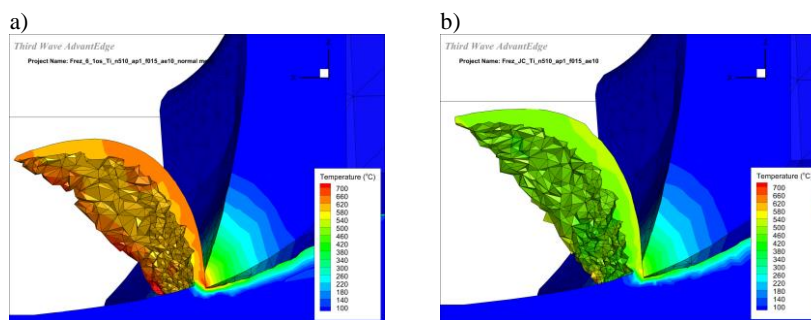


Rys. 6. Przebieg składowych siły skrawania w funkcji kąta obrotu głowicy frezowej. Parametry obróbki: dla $v_c=80\text{ m/min}$, $a_p=1\text{ mm}$, $f=0,15\text{ mm/z}$



Rys. 7. Przebieg średniej temperatury skrawania w funkcji kąta obrotu głowicy frezowej dla dwóch modeli konstytutywnych

Zaobserwowano, że dynamika sygnału temperatury jest większa dla modelu PL, głównie dla $f=0,1$ mm/z. Dla obu przypadków posuwu średnie wartości temperatury są dla JC niższe niż dla PL. Należy podkreślić, że w symulacji MES dla modelu JC zdefiniowano odpowiednie właściwości termofizyczne, głównie ciepło właściwe oraz dyfuzyjność [5], co mogło wpłynąć na otrzymane wyniki symulacji. Przykład rozkładu temperatury w strefie skrawania dla modelu PL oraz JC przedstawia rys. 8.



Rys. 8. Mapy rozkładu temperatury w strefie skrawania dla modelu PL (a) oraz JC (b).
Parametry obróbki: dla $v_c=80$ m/min, $a_p=1$ mm, $f=0,15$ mm/ząb

4. PODSUMOWANIE

Model konstytutywny materiału obrabianego ma istotny wpływ na wyniki symulacji MES, zarówno w obszarze oddziaływań mechanicznych, jak i termicznych. Na podstawie przedstawionych badań można wyciągnąć następujące wnioski szczegółowe:

- Zastosowanie modelu Johnsona-Cooka powodowało obniżenie, w odniesieniu do modelu PL, wartości poszczególnych składowych siły skrawania.
- Wykorzystując model JC uzyskano lepszą zgodność wyników eksperymentu z symulacjami MES w odniesieniu do składowej głównej siły skrawania, przy czym przeszacowanie kształtuje się, w zależności od posuwu, na poziomie 40%.
- Dużo lepszą zgodnością, dla przypadku składowych F_f oraz F_p , charakteryzują się symulacje w oparciu o model PL. W tym przypadku występuje niedoszacowanie wartości siły na podobnym poziomie 40%.
- Stwierdzono, że bardziej czułym na zmiany posuwu jest model PL. Widmo sygnału siły jak i średniej temperatury skrawania jest mniej stabilne dla małego posuwu w odniesieniu do charakterystyk uzyskanych dla modelu JC.
- Zastosowanie modelu Johnsona-Cooka spowodowało obniżenie, w odniesieniu do modelu PL, wartości średniej temperatury skrawania, co może wynikać z faktu zastosowanych zdefiniowanych właściwości termofizycznych materiału obrabianego.

Podsumowując należy stwierdzić, że wybór modelu konstytutywnego materiału obrabianego jest trudnym zagadnieniem, który wymaga szerokiej analizy głównie w kontekście dopasowania efektów symulacji MES do wyników kierunkowych badań eksperymentalnych.

PODZIĘKOWANIA

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

LITERATURA

- [1] ARRAZOLA P.J., OZEL T., UMBRELLO D., DAVIES M., JAWAHIR I.S., *Recent advances in modelling of metal machining processes*, CIRP Annals - Manufacturing Technology 62 (2013) 695–718.
- [2] CHILDS T.H.C., MAEKAWA K., et al., *Metal Cutting. Theory and Applications*, Arnold, London 2000.
- [3] CHILDS T.H.C., *Numerical experiments on the influence of material and other variables on plane strain continuous chip formation in metal machining*, Int. J Mechanical Sciences 48 (2006) 307–322.
- [4] KLOCKE F., KRIEG T., *Coated Tools for Metal Cutting-Features and Applications*, Ann. CIRP, 1999, 48/2, 515-525.

- [5] NIESŁONY P., GRZESIK W., CHUDY R., LASKOWSKI P., HABRAT W., *3D FEM simulation of titanium machining*, International Conference on Advanced Manufacturing Engineering and Technologies - NEWTECH 2013, (2013) 31.
- [6] NIESŁONY P., GRZESIK W., LASKOWSKI P., HABRAT W., *FEM-Based Modelling of the Influence of Thermophysical Properties of Work and Cutting Tool Materials on the Process Performance*, Procedia CIRP 8, (2013) 3.
- [7] NIESŁONY P., GRZESIK W., LASKOWSKI P., SIENIAWSKI J., *Numerical and experimental analysis of residual stresses generated in the machining of Ti6Al4V titanium alloy*, Procedia CIRP Vol. 13, (2014), 78–83.
- [8] NIESŁONY P., *Modelowanie MES oddziaływań cieplnych w procesie toczenia dla zdefiniowanych właściwości termofizycznych materiałów narzędziowych*, Szkoła Obróbki Skrawaniem SOS 5, Opole (2011), 210-217.
- [9] ÖZEL T., KARPAT Y., *Identification of Constitutive Material Model Parameters for High-Strain Rate Metal Cutting Conditions Using Evolutionary Computational Algorithms*, Int. J. Materials and Manufacturing Processes, 22/5 (2007) 659-667.
- [10] PUJANA J., ARRAZOLA P.J., M'SAOUBI R.M., et al., *Analysis of the Inverse Identification of Constitutive Equations applied in Orthogonal Cutting Process*, Int. J. Mach. Tools Manuf., 47(2007), 2153-2161.
- [11] Third Wave AdvantEdge User's Manual, 2014, Version 6.1, Minneapolis, USA.
- [12] UMBRELLO D., M'SAOUBI R., OUTEIRO J.C., *The influence of Johnson–Cook material constants on finite element simulation of machining of AISI 316L steel*, Int. J. Mach. Tools Manuf., 47 (2007) 462–470.

ANALIZA WPLYWU BŁĘDÓW ZAMOCOWANIA OSTRZY W KORPUSIE GŁOWICY FREZOWEJ NA PRZEBIEG PROCESU SKRAWANIA

Łukasz NOWAKOWSKI¹, Edward MIKO¹

1. WSTĘP

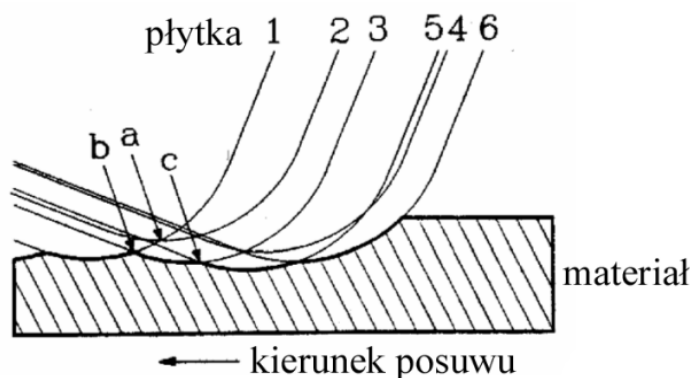
Głowice frezowe należą do najbardziej wydajnych narzędzi skrawających i wyposażone są w kilka lub kilkadziesiąt ostrzy skrawających. Najczęściej budowane są, jako narzędzia składane z wymiennymi ostrzami, które wykonane są z drogich pokrywanych powłokami materiałów narzędziowych. Korpusy najczęściej wykonywane są z tańszych materiałów konstrukcyjnych [2]. Zaletami takiego rozwiązania jest to, że w przypadku zużycia krawędzi skrawającej nie musimy ponownie ostrzyć narzędzia, tylko wymieniamy płytki skrawające na nowe. Zjawiskiem niekorzystnym wynikającym z technologii produkcji korpusu głowicy frezowej i płytek skrawających jest występowanie osiowego i promieniowego bicia płytek skrawających [8]. Osiowe błędy zamocowania płytek skrawających w korpusie narzędzia wpływają na parametr głębokości skrawania i chropowatość powierzchni, natomiast błędy promieniowe wpływają na wartość posuwu na ostrze oraz także na chropowatość powierzchni, na którą wpływa prędkość posuwu [3-7].

Przyczyną bicia ostrzy głowicy frezowej mogą być :

- błędy szlifowania (ostrzenia),
- błędy wykonania gniazda w korpusie głowicy frezowej,
- błędy wykonania płytki skrawającej,
- błędy zamocowania,
- okresowo zmienna sztywność układu OUPN w czasie pracy (szczególnie zmienna sztywność oprawki).

¹ Politechnika Świętokrzyska, Katedra Technologii Mechanicznej i Metrologii, Aleja Tysiąclecia Państwa Polskiego 7, 25314 Kielce

Na rys. 1 pokazano wpływ błędów ustawienia płytek skrawających w korpusie narzędzia na proces usuwania materiału obrabianego, co bezpośrednio przekłada się na chropowatość powierzchni. Przeprowadzone badania dotyczyły płytek skrawających, których geometria nie posiadała tzw. krawędzi dogładzającej.



Rys. 1. Przebieg usuwania materiału przez narzędzie wielostrzowe z uwzględnieniem bicia osiowego i promieniowego ostrzy skrawających wg [5]

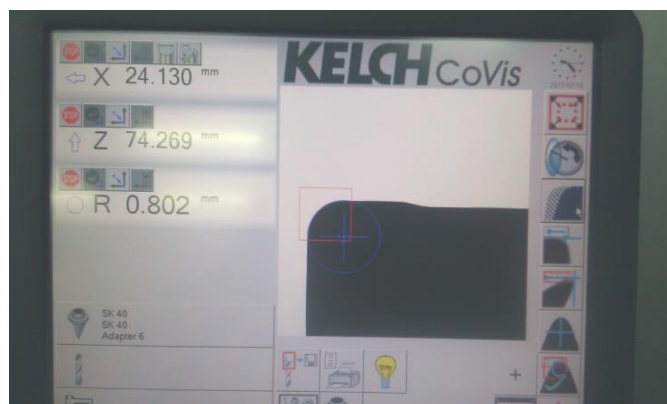
Obecnie powszechnie stosowane podczas frezowania czołowego są płytki o geometrii, która posiada krawędź dogładzającą, a w przypadku narzędzi firmy SANDVIK COROMANT stosowane są również specjalne płytki dogładzające, których celem jest zminimalizowanie wpływu zaprezentowanych powyżej zjawisk na chropowatość powierzchni.

W prowadzonej pracy badawczej wykorzystywano głowicę frezową CoroMill 490-050Q22-08M, której wszystkie płytki typu 490-08T308M-PL-1030 posiadały krawędź dogładzającą $b_s=1,2$ mm, co wymagało opracowania własnego modelu graficznego narzędzia uwzględniającego błędy zamocowania płytek skrawających w korpusie narzędzia.

2. MODEL GRAFICZNY GŁOWICY FREZOWEJ

Pierwszym etapem budowy modelu graficznego głowicy frezowej CoroMill 490 był pomiar geometrii płytki skrawającej w układzie technologicznym oraz błędów jej zamocowania w korpusie narzędzia. Do wyznaczenia geometrii wykorzystano urządzenie do pomiaru narzędzi Kalimat-C firmy KELCH (rys. 2).

Następnie dokonano automatycznego pomiaru błędów ustawienia poszczególnych płytek za pomocą obrabiarkowej sondy narzędziowej TT 120 firmy HEIDENHAIN (rys. 3, 4).



Rys. 2. Widok przykładowego pomiaru geometrii płytki skrawającej za pomocą zewnętrznego ustawiaika narzędzi Kalimat-C firmy KELCH [12]

Wykonano 50 pomiarów ustawienia każdej płytki wyznaczając średni błąd ustawienia osiowego i promieniowego (tabela 1). Dla uproszczenia i bardziej przejrzystego przedstawienia wyników przyjęto, że długość narzędzia dla najbardziej wysuniętej osiowo i promieniowo płytki wynosi 0 mm, dlatego kolejne wartości w tabeli 1 mają wartości ujemne.



Rys. 3. Sonda narzędziowa TT 120 [11]



Rys. 4. Widok przykładowego pomiaru narzędzia za pomocą sondy narzędziowej TT 120 firmy HEIDENHAIN

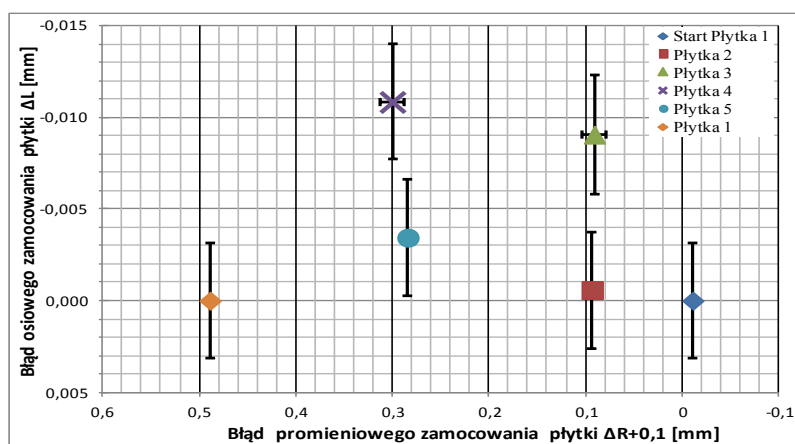
Tabela 1. Wyniki pomiarów głowicy frezowej

z	Błędy zamocowania płytek w korpusie głowicy, μm				
	1	2	3	4	5
ΔL	0	-0,72	-9,51	-11,04	-3,25
$2\sigma - \Delta L$	6,31	6,36	6,45	6,30	6,30
ΔR	-11,33	-4,46	-111,18	0	-117,98
$2\sigma - \Delta R$	1,16	1,33	23,91	1,31	24,16

Płytką pierwszą dla błędu ΔL osiowego zamocowania ostrzy była referencyjną, ponieważ była ona najdalej wysunięta z korpusu narzędzia i dla sterownika obrabiarki definiowała długość narzędzia. Pozostałe płytki były osadzone głębiej i wyliczone wartości błędu ΔL miały wartości ujemne. Analogiczna sytuacja miała miejsce dla błędu ΔR promieniowego zamocowania płytek skrawających. W tym przypadku płytką referencyjną najdalej wysuniętą w kierunku po promieniu była płytka w gnieździe 4. Na wykresach przedstawiono przedziały ufności $\pm 2\sigma$ obejmujące swoim zasięgiem około 95% wyników pomiaru [1].

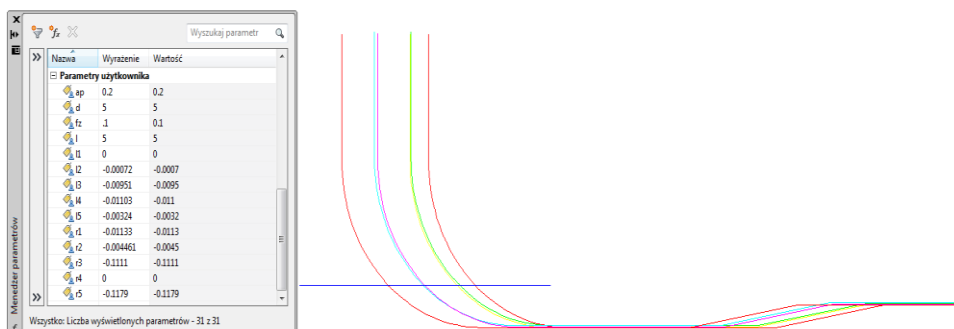
Wykres na rys. 5 jest graficznym zestawieniem wyników zamieszczonych w tabeli 1, przedstawia on położenie wierzchołków ostrzy skrawających dla 1 obrotu narzędzia z posuwem deklarowanym 0,1 mm/ostrze z uwzględnieniem błędów ich zamocowania w korpusie narzędzia. Analizując dane na wykresie zaobserwowano, że błąd osiowego zamocowania ΔL płytek skrawających zmienia długość narzędzia dla poszczególnych gniazd w głowicy frezowej, co oddziałuje na chwilową zmianę głębokości skrawania a_p .

Chwilowe zmiany głębokości skrawania mogą mieć niekorzystny wpływ na wibrostabilność procesu skrawania. Różnica między maksymalną a minimalną długością narzędzia wyniosła 11,04 μm . Błąd promieniowego zamocowania płytek skrawających ΔR wpływa na zmianę posuwu na ostrze. Największy błąd zamocowania płytki skrawającej zmierzono dla płytki zamocowanej w gnieździe nr 5, wyniósł on -117,98 μm co przy założonym posuwie 0,1 mm/ostrze powoduje, że płytka 5 ma posuw ujemny wynoszący -17,98 μm .



Rys. 5. Położenie wierzchołków ostrzy skrawających dla 1 obrotu narzędzia z posuwem deklarowanym 0,1 mm/ostrze z uwzględnieniem błędów ich zamocowania w korpusie narzędzia

Do zbudowania modelu geometrycznego rys. 6 wykorzystano program typu CAD, gdzie wprowadzono zmierzoną geometrię płytki, sparametryzowane wartości posuwu na ostrze i błędy ustawienia płytek skrawających.



Rys. 6. Model graficzny głowicy frezowej CoroMill 490. Warunki skrawania: $f_z=0,1$ mm/ostrze, $a_p=0,2$ mm. Błędy zamocowania płytek tabela 1

3. ANALIZA WPŁYWU BŁĘDÓW ZAMOCOWANIA OSTRZY W KORPUSIE GŁOWICY FREZOWEJ NA PRZEBIEG PROCESU SKRAWANIA

Sparametryzowany model narzędzia skrawającego umożliwił przeprowadzenie badań symulacyjnych oraz ocenę, jaka liczba ostrzy głowicy frezowej dla danej wartości posuwu na ostrze jest zaangażowanych w proces generowania struktury geometrycznej powierzchni. Za pomocą stworzonego modelu można oszacować obciążenie poszczególnych płytek skrawających, wartości rzeczywistych posuwów na ostrze, chwilowe głębokości skrawania oraz obliczyć pole przekroju usuwanego materiału dla każdej z płytek (tabela 2).

Tabela 2. Wartości pól przekroju nadatku obróbkowego usuwanego przez poszczególne płytki

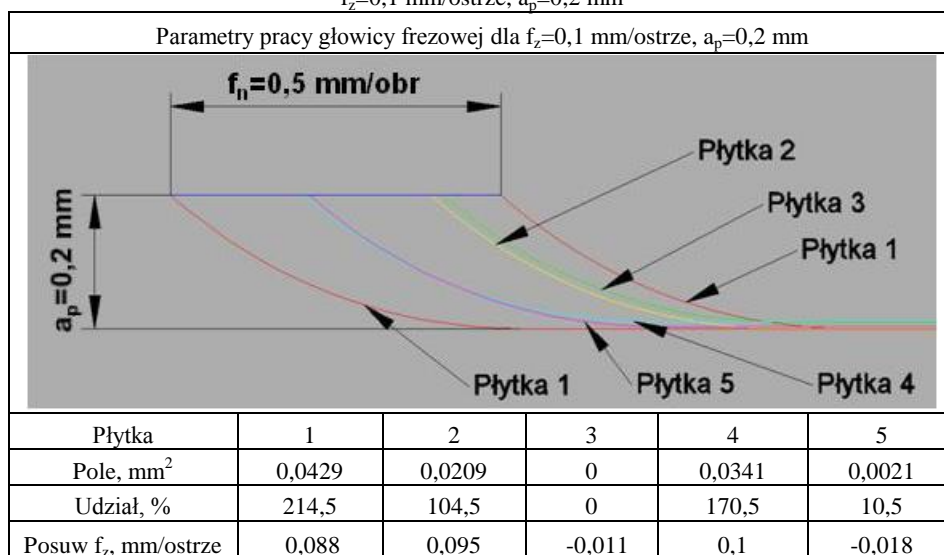
Posuw f_z , mm/ostrze	Pole przekroju warstwy skrawania poszczególnych płytek, mm ²					
	Wartość teoretyczna,	Wartość wyznaczona za pomocą modelu				
		1	2	3	4	5
0,02	0,004	0,0108	0,005	0	0,0042	0
0,04	0,008	0,0195	0,009	0	0,0115	0
0,06	0,012	0,0276	0,013	0	0,019	0,0004
0,08	0,016	0,0355	0,0169	0	0,0266	0,001
0,1	0,02	0,0429	0,0209	0	0,0341	0,0021
0,12	0,024	0,0478	0,0249	0,0001	0,0416	0,0056
0,14	0,028	0,052	0,0289	0,0028	0,0464	0,0099
0,16	0,032	0,0562	0,0329	0,0064	0,0504	0,0141
0,18	0,036	0,0604	0,0369	0,0101	0,0543	0,0183
0,2	0,04	0,0646	0,0409	0,0139	0,058	0,0226
0,22	0,044	0,0688	0,0448	0,0177	0,0619	0,0268

Analizując wyniki zamieszczone w tabeli 2 stwierdzono, że błędy zamocowania płytek w korpusie narzędzia i posuw na ostrze mają duży wpływ na przebieg procesu usuwania materiału, dla posuwu $f_z < 0,04$ mm/ostrze w proces skrawania zaangażowane są tylko 3 płytki z 5. Dopiero po przekroczeniu wartości posuwu 0,12 mm/ostrze w procesie usuwania materiału biorą udział wszystkie ostrza. Z tabeli 2 można również wywnioskować, że najmniej obciążone pracą jest gniazdo nr 3, a najwięcej materiału usuwa płytka nr 1.

W tabeli 3 zaprezentowano wyniki analizy parametrów pracy poszczególnych płytek skrawających zamocowanych w korpusie głowicy frezowej. Analizę przeprowadzono z wykorzystaniem opracowanego modelu dla następujących warunków skrawania: $f_z = 0,1$ mm/ostrze, $a_p = 0,2$ mm. Grafika przedstawiona w tabeli 3 prezentuje położenia krawędzi skrawających płytek podczas 1 pełnego obrotu narzędzia z posuwem deklarowanym 0,1 mm/ostrze z uwzględnieniem błędów ich zamocowania w korpusie głowicy CoroMill 490. Analizując prezentację graficzną (tab. 3) widać, że płytka w gnieździe 2 nie bierze udziału w procesie generowania struktury geometrycznej powierzchni.

W wyniku analizy parametrów pracy narzędzia wyznaczono rzeczywiste wartości posuwu na ostrze będące różnicą pomiędzy wartością teoretycznego posuwu na ostrze f_z a promieniowym błędem zamocowania płytki skrawającej w korpusie narzędzia ΔR . Dla płytek 3 i 4 uzyskano ujemne posuwy na ostrze, ponieważ został spełniony warunek $f_z < \Delta R$, co powoduje, że płytka skrawająca zamiast przesunąć się do przodu jest cofnięta, nie biorąc udziału w procesie skrawania.

Tabela 3. Parametry pracy płytek skrawających w głowicy frezowej. Warunki skrawania: $f_z = 0,1$ mm/ostrze, $a_p = 0,2$ mm



4. BUDŻET NIEPEWNOŚCI POMIARU

W realizowanej pracy badawczej przeprowadzono szacowanie niepewności pomiarów w oparciu o wytyczne umieszczone w polskich normach PN-EN ISO 14253-2:2011E [10] oraz przewodniku wydanym przez GUM [9]. Szacowanie niepewności pomiaru przeprowadzono w oparciu o metodę typu A dla, której wykonano 50 niezależnych pomiarów narzędzia w warunkach powtarzalności pomiaru. Metodą typu B na drodze analizy naukowej opartej na specyfikacji obrabiarkowej sondy narzędziowej TT 120 określono granicę zmienności „a”, powiązaną z deklarowaną przez producenta dokładnością pomiaru. Wyniki przeprowadzonej analizy budżetu niepewności przedstawiono w tabeli 4.

Tabela. 4. Budżet niepewności pomiaru narzędzia z wykorzystaniem obrabiarkowej sondy narzędziowej TT 120 firmy HEIDENHAIN

Nazwa składowej	Typ oszacowania	Typ rozkładu	Liczba pomiarów	Granica zmienności „a” (jednostki wielkości wpływającej)	Granica zmienności „a” μm	Wsp. korelacji	Mnożnik rozkładu	Składowa niepewności U_{xx} μm
Dokładność	B	prostokątny	-	7,5 μm	7,5	0	0,6	4,5
Powtarzalność pom. dług. L	A		50			0	-	1,3
Powtarzalność pom. prom. R	A		50			0	-	0,3
Niepewność standardowa złożona								4,6
Niepewność rozszerzona ($k = 2$)								9,2

5. WNIOSKI

Na podstawie opracowanego modelu graficznego narzędzia przeprowadzono badania symulacyjne jego pracy, które pozwoliły sformułować następujące wnioski, dotyczące pracy głowicy frezowej CoroMill 490.

1. Dobranie zbyt małej wartości posuwu może powodować asymetrię procesu usuwania materiału, co może bezpośrednio przekładać się na strukturę geometryczną powierzchni i trwałość narzędzia.
2. Analizując model graficzny narzędzia stwierdzono również, że stosowanie posuwu na ostrze poniżej wartości 1,2 mm/ostrze minimalizuje błąd osiowego zamocowania płytki w korpusie narzędzia, dzięki zastosowaniu krawędzi dogładających na każdej płytce.
3. Błąd osiowego zamocowania płytek skrawających zmienia długość narzędzia dla poszczególnych gniazd w głowicy frezowej, co oddziałuje na chwilową zmianę głębokości skrawania a_p . Chwilowe zmiany głębokości skrawania mogą mieć niekorzystny wpływ na wibrostabilność procesu skrawania.
4. Błąd promieniowego zamocowania płytek skrawających wpływa na zmianę posuwu na ostrze.

5. Dla posuwu $f_z \leq 0,04$ mm/ostrze w proces skrawania zaangażowane są tylko 3 płytki z 5. Dopiero po przekroczeniu wartości posuwu 0,12 mm/ostrze w procesie usuwania materiału biorą udział wszystkie ostrza.
6. Na podstawie badań symulacyjnych stwierdzono, że najmniej obciążone pracą jest gniazdo nr 3, a najwięcej materiału usuwa płytka nr 1.
7. Stworzony model geometryczny narzędzia umożliwia oszacowanie: obciążenia poszczególnych płytek skrawających, wartości rzeczywistych posuwów na ostrze, wyznaczenie chwilowych głębokości skrawania oraz wyliczenie pola przekroju usuwanego materiału dla każdej z płytek.

LITERATURA

- [1] ADAMCZAK S., *Pomiary Geometryczne Powierzchni. Zarysy Kształtu, Falistość i Chropowatość*. Warszawa. WNT 2009.
- [2] CICHOSZ P., *Narzędzia skrawające*. Warszawa, WNT, 2006.
- [3] CIELOSZYK J., *Badanie wpływu wybranych czynników geometrycznych i kinematycznych na stan obrobionej powierzchni w procesie frezowania czółowego*. Rozprawa doktorska. Szczecin 1992.
- [4] DAE K.B., TAE J.K., HEE S.K., *A dynamic surface roughness model for face milling*. Precision Engineering, Vol. 20, No. 3. New York 1997, s. 171-178.
- [5] DAE K. B., TAE J. K., HEE S. K., *Optimization of feedrate in a face milling operation using a surface roughness model*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 41 2001, s. 451–462.
- [6] FRANCO P., ESTREMS M., F. FAURA., *Influence of radial and axial runouts on surface roughness in face milling with round insert cutting tools*. International Journal of Machine Tools and Manufacture vol. 44 2004, s. 1555–1565.
- [7] GRZESIK W. *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych*. Warszawa, WNT, 2010.
- [8] KUNSTETTER S., *Narzędzia skrawające do metali. Konstrukcja*. Warszawa, WNT, 1973.
- [9] *Wyrażanie niepewności pomiaru. Przewodnik*. Główny Urząd Miar, 1999.
- [10] *PN-EN ISO 14253-2:2011E, Specyfikacje geometrii wyrobów (GPS) - Kontrola wyrobów i sprzętu pomiarowego za pomocą pomiarów - Część 2: Wytyczne szacowania niepewności pomiarów w GPS, przy wzorcowaniu sprzętu pomiarowego i sprawdzaniu wyrobów*.
- [11] HEIDENHAIN, *Podręcznik obsługi dla użytkownika. Programowanie cykli iTNC530*.
- [12] *Instrukcja obsługi ustawiaika narzędzi KALIMAT C*.

WPLYW NIELINIOWOŚCI W UKŁADZIE SKRAWANIA NA SKUTECZNOŚĆ REDUKCJI DRGAŃ SAMOWZBUDNYCH

Rafał RUSINEK¹, Andrzej WEREMCZUK¹, Jerzy WARMIŃSKI¹

1. WPROWADZENIE

Frezowanie jest jedną z najpopularniejszych metod wytwarzania, w związku z tym wydajność procesu oraz jakość produktu końcowego jest nadal ważnym aspektem w praktyce inżynierskiej. Istotnym problemem w skrawaniu są drgania samowzbudne typu „chatter”, które mogą destabilizować proces. Drgania samowzbudne powstają wskutek dwóch głównych mechanizmów, regeneracji śladu i tarcia. Występują wtedy, gdy podatne narzędzie skrawające lub przedmiot obrabiany zaczyna drgać z powodu regeneracji powierzchni przedmiotu. Ślad powstający na detalu powoduje różnice w grubości warstwy skrawanej, co z kolei wpływa na zmiany siły skrawania i w konsekwencji prowadzi do szkodliwych drgań regeneracyjnych zwanych „chatterem”.

W celu przezwyciężenia trudności związanych z drganiami typu „chatter” można wymienić kilka metod eliminacji lub tłumienia głównie drgań regeneracyjnych, np. narzędzia z aktywną eliminacją drgań realizowaną z wykorzystaniem elementów piezoelektrycznych [1], zmianę fazy pomiędzy zewnętrzną i wewnętrzną modulacją w regenerowanym śladzie, zmianę właściwości dynamicznych poprzez zastosowanie tłumików lub dynamicznym eliminatorów [2]. W przypadku frezowania zmiana fazy odbywa się zwykle za pomocą modulacji prędkości obrotowej lub poprzez zastosowanie nierównych ostępów pomiędzy ostrzami narzędzia [2, 3]. Idea zmiennej prędkości obrotowej (SSV z ang. Spindle Speed Variation) i jej odmiany znane, jako sinusoidalne zmiany prędkości obrotowej wrzeciona zaproponowali Stöferle i Grab [4]. Istnieje wiele prac badawczych weryfikujących skuteczność metody na podstawie symulacji numerycznych i eksperymentów dla przypadku toczenia i frezowania. Altintas i Chan [5] zaprojektowali system SSV dla frezowania, dzięki któremu można

¹ Politechnika Lubelska, ul. Nadbystrzycka 36, 20-816 Lublin

zmniejszyć drgania i wykrywać „chatter” na podstawie analizy widma częstotliwości sygnałów siły skrawania. Kubica, Ismail [6], a także Soliman, Ismail [7] zastosowali regulator logiki rozmytej, który w sposób adaptacyjny wybiera wartości amplitudy i częstotliwości. Mimo wysiłków badaczy, technika ta nie została powszechnie zastosowana w przemyśle, ponieważ brak jest prostego sposobu uzyskania parametrów SSV. Wszystkie przedstawione powyżej rozwiązania dotyczą liniowych modeli procesu skrawania. Nieliniowe podejście zostało przedstawione w [8], gdzie pokazano gruntowną analizę stabilności z wykorzystaniem techniki SSV bazując na modelu Hanna i Tobias.

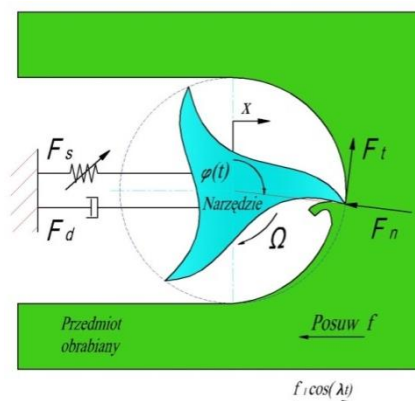
Powyżej przedstawiono tradycyjne podejście do tłumienia drgań podczas obróbki skrawaniem. Jednak niektóre opracowania przedstawiają możliwość użycia specjalnych uchwytów obróbkowych w celu kontroli niekorzystnych drgań. Taki aktywny system, który wykorzystuje siłowniki piezoelektryczne do dynamicznego sterowania siłą skrawania przedstawiono w pracy [9]. Aktywny uchwyt obróbkowy sterowany jest za pomocą adaptacyjnego algorytmu filtrowania X-LMS. Badania doświadczalne wykazały zmniejszenie siły dynamicznej i poziomu drgań. Podobną metodę poprawy warunków frezowania elementów podatnych zaproponowano w [10]. W celu redukcji szkodliwych drgań autorzy wykorzystali uchwyt obróbkowy z regulowaną sztywnością. Ma i inni zaproponowali tłumienie drgań samowzbudnych typu „chatter” w procesie toczenia poprzez dodanie drgań ultradźwiękowych narzędzia [11]. Niestety, metoda ta jest trudna do realizowania w przypadku frezowania ze względu na ruch obrotowy narzędzia. Dlatego naukowcy wciąż poszukują nowych koncepcji dedykowanych do frezowania. Jedną z nich przedstawiono w [12], gdzie tłumik cierny wciśnięto w dopasowany osiowy otwór wewnątrz narzędzia. W wyniku badań analitycznych i numerycznych otrzymano wzrost krytycznej głębokości skrawania. W przypadku frezowania możliwe jest zamontowanie tłumika drgań do przedmiotu obrabianego [13] lub poprzez dodanie tłumika masowego do głównej konstrukcji obrabiarki [14].

W niniejszej pracy zaproponowano zastosowanie systemu kontroli drgań samowzbudnych z wykorzystaniem wzbudzenia przedmiotu obrabianego sygnałem harmonicznym. Podobny pomysł został przedstawiony w pracy [15], ale tylko dla przypadku skrawania ortogonalnego. Zaproponowane rozwiązanie z dodatkowym wzbudzeniem przedmiotu obrabianego może być użyte w przypadku frezowania.

2. MODEL FREZOWANIA

Modele procesu frezowania nie są ciągłe z natury, ponieważ narzędzie skrawające posiada kilka ostrzy skrawających, które stykają się z obrabianym przedmiotem podczas obróbki w pewnych odstępach czasu. Przez resztę czasu, ostrza narzędzia nie stykają się z przedmiotem obrabianym. To powoduje trudności w symulacjach numerycznych jak również rozwiązaniach analitycznych. W związku z tym,

modelowanie procesu frezowania jest bardzo ważne, ale również skomplikowane z technicznego punktu widzenia. W trakcie frezowania materiał jest usuwany z przedmiotu obrabianego za pomocą narzędzia skrawającego, które obraca się z prędkością Ω (obr/min). Na rys.1 przedstawiono schematycznie model frezowania pełnego o jednym stopniu swobody.



Rys. 1. Schemat frezowania pełnego

Narzędzie skrawające przedstawiono, jako element zawieszony na sprężysto-tłumiących elementach o właściwościach określonych w postaci liniowej siły tłumienia F_d oraz nieliniowej siły sprężystości F_s . Siła skrawania F_j działająca na j -te ostrze ($j = 1, 2, \dots, z$) w kierunku x zależy od kąтового położenia ostrza φ_j . Można ją przedstawić za pomocą składowej stycznej F_{ij} i normalnej F_{nj} (rys. 1).

$$F_j = (-F_{ij} \cos \varphi_j - F_{nj} \sin \varphi_j) g_j, \quad (1)$$

gdzie z oznacza liczbę ostrzy narzędzia, natomiast funkcja g_j definiuje, kiedy j -te ostrze jest aktywne. Składowa styczna i normalna siły skrawania jest proporcjonalna do głębokości skrawania a_p oraz grubości warstwy skrawanej zgodnie z równaniami:

$$F_{ij} = K_t a_p h_j^\kappa(t), \quad F_{nj} = K_n a_p h_j^\kappa(t), \quad (2)$$

K_t oraz K_n są współczynnikami oporu skrawania i zależą od właściwości materiału obrabianego. Typowa zależność pomiędzy współczynnikami K_t i K_n dla klasycznych materiałów wynosi $K_n = 0,36 K_t$. Współczynnik κ również zależy od materiału obrabianego i zazwyczaj zawiera się w przedziale od 0,75 do 1 [16-19].

Grubość warstwy skrawanej $h_j(t)$ jest funkcją posuwu na ostrze f , aktualnych drgań

narzędzia $x(t)$ oraz drgań z poprzedniego przejścia narzędzia $x(t-\tau)$ (efekt regeneracyjny). Dodatkowo, w celu kontroli drgań wynikających z efektu regeneracyjnego dodano wymuszenie harmoniczne przedmiotu obrabianego $f_1 \cos \lambda t$. Gdzie, f_1 i λ oznaczają amplitudę i częstość układu kontroli drgań typu "chatter". W praktyce w systemie tym można zastosować elementy piezoelektryczne.

Teoretycznie grubość warstwy skrawanej h_j może być dodatnia lub ujemna, jednak tylko dodatnia wartość ma znaczenie praktyczne. Dlatego też, h_j jest zdefiniowane przy pomocy skokowej funkcji Heaviside'a w następujący sposób:

$$h_j = [f + x(t) - x(t-\tau) - f_1 \cos(\lambda t)] \sin \varphi_j H(h_j) \quad (3)$$

Gdzie, $\tau = 60/z\Omega$ jest opóźnieniem czasowym, a Ω prędkością obrotową narzędzia. Kluczowe znaczenie ze względu na symulację numeryczną ma funkcja g_j , która określa, kiedy narzędzie skrawa:

$$g_j(\varphi_j) = \begin{cases} 1, & \varphi_s \leq \varphi_j \leq \varphi_e \text{ and } h_j > 0 \\ 0 & \text{elsewhere} \end{cases} \quad (4)$$

Zwykle warunki opisane zależnością (4) są realizowane poprzez nieciągłą funkcję Heaviside'a $H(h_j)$, jednak niekiedy lepiej jest zamienić funkcję $H(h_j)$ na inną - gładką. W celu wyznaczenia całkowitej siły frezowania musi być znana liczba ostrzy narzędzia z , szerokość skrawania a_e oraz średnica narzędzia d . Wtedy kąt wejścia φ_s i wyjścia φ_e ostrzy narzędzia (dla obróbki pełną szerokością freza) jest zdefiniowany zależnościami:

$$\varphi_s = 0, \quad \varphi_e = \pi / 2 \quad (5)$$

Równanie ruchu dla modelu o jednym stopniu swobody można zapisać w postaci:

$$m\ddot{x} + F_d + F_s = a_p \sum_{j=1}^z h_j(t)^k (-K_t \cos \varphi_j - K_n \sin \varphi_j) g_j H(h_j) \quad (6)$$

Gdzie, m jest masą narzędzia. Siła wynikająca ze sztywności F_s oraz tłumienia F_d układu jest zapisana w postaci:

$$\begin{aligned} F_d &= c\dot{x} \\ F_s &= kx + \gamma x^3 \end{aligned} \quad (7)$$

c jest współczynnikiem tłumienia wiskotycznego, k jest liniowym i γ nieliniowym współczynnikiem sztywności. Parametry użyte w analizie numerycznej zaczerpnięto z [20]. Ostatecznie równanie ruchu przyjmuje postać:

$$\ddot{x} + 2\xi\omega_n\dot{x} + \omega_n^2x + \frac{\gamma}{m}x^3 = \frac{a_p}{m} \sum_{j=1}^z h_j(t)^\kappa (-K_t \cos \varphi_j - K_n \sin \varphi_j) g_j H(h_j) \quad (8)$$

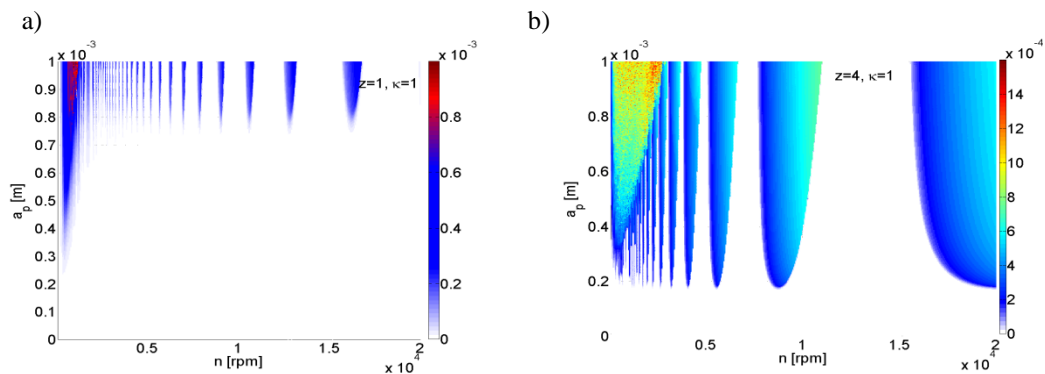
Jak wspomniano wcześniej, w celu ułatwienia obliczeń numerycznych nieciągłą funkcję Heaviside'a $H(h_j)$ wygładzono stosując jej przybliżenie w postaci:

$$H(x) = \frac{1}{1 + e^{-\sigma x}}, \quad (9)$$

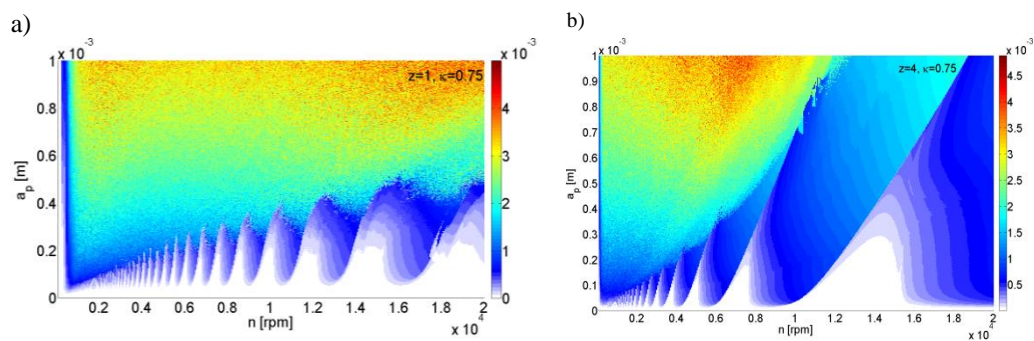
W obliczeniach numerycznych przyjęto $\sigma = 1e6$ i wykorzystano oprogramowanie MATLAB z wbudowany algorytmem *ode45* i tolerancją obliczeń *1e-6*.

3. DRGANIA SAMOWZBUDNE

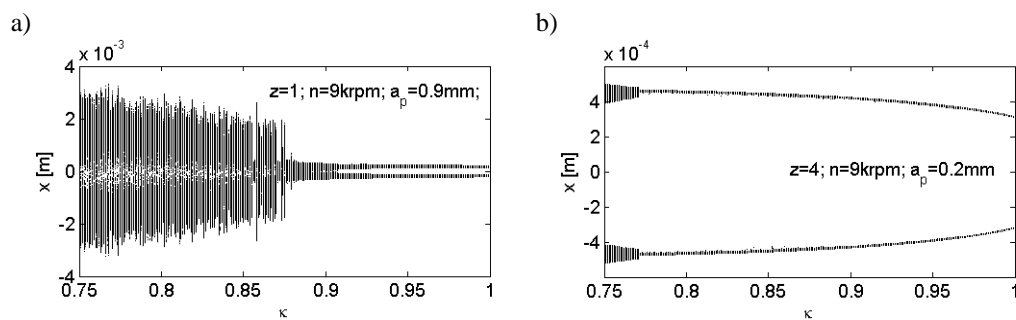
Na podstawie powyżej przedstawionego nieliniowego modelu wykonano symulacje numeryczne wykorzystując następujące parametry: $f=0,01$ mm, $\omega_n=6324,55$ rad/s, $m=0,02$ kg, $\xi=0,01$, $\gamma=2e12$ N/m³ oraz warunki początkowe $x_0=0,01$ mm, $v_0=0$. Z praktycznego punktu widzenia bardzo ważne jest określenie parametrów stabilnego skrawania, tj. prędkości obrotowej (n) i głębokości skrawania (a_p). Do tego celu służą diagramy stabilności, tzw. krzywe workowe, przedstawione na rys. 2 i 3 dla narzędzia jedno i cztero-ostrzowego. Kolor wykresu obrazuje amplitudę drgań (w mm). Rys. 2 sporządzono dla przypadku gdy $\kappa=1$ (liniowa zależność siły od grubości warstwy skrawanej), zaś rys. 3 gdy $\kappa=0,75$ (nieliniowa zależność). Współczynnik κ istotnie zmienia obszary niestabilnego skrawania, jak również charakter drgań, co można zaobserwować na wykresach bifurkacyjnych pokazanych na rys.4. Regularne drgania występują dla $\kappa>0,9$ w przypadku 1 ostrza i dla $\kappa>0,77$ przy 4 ostrzach.



Rys. 2. Krzywe workowe dla $\kappa=1$; a) $z=1$; b) $z=4$



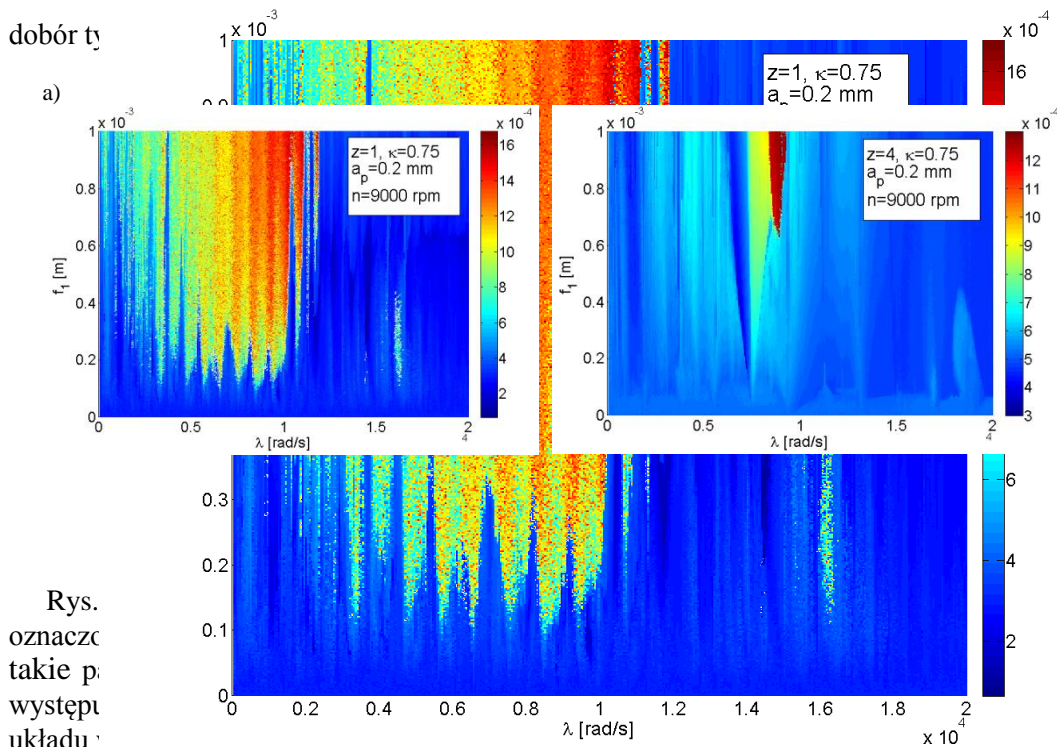
Rys. 3. Krzywe workowe dla $\kappa=0,75$; a) $z=1$; b) $z=4$



Rys. 4. Wykres bifurkacyjny dla $\kappa=0,75$; a) $z=1$; b) $z=4$

4. REDUKCJA DRGAŃ SAMOWZBUDNYCH

Idea redukcji drgań samowzbudnych opiera się na dodatkowym wzbudzeniu przedmiotu obrabianego z częstotliwością λ i amplitudą f_l . Kluczowym elementem jest



Rys.
oznacz
takie p
wystę
układu

5. WNIOSKI

Nieliniowość siły skrawania, ze względu na grubość warstwy skrawanej, znacząco zawęża obszary obróbki stabilnej. Jednak zaproponowany układ do redukcji drgań regeneracyjnych typu „chatter” otwiera nowe możliwości sterowania takimi nieliniowymi układami skrawającymi. Trudności mogą wystąpić przy doborze parametrów układu wzbudzenia, który wymaga wysokich częstotliwości wymuszenia. Lepszym rozwiązaniem powinno być sterowanie w pętli zamkniętej przy pomocy regulatora PD lub PID.

PODZIĘKOWANIA

Praca jest finansowana przez Narodowe Centrum Nauki w ramach projektu „Bifurkacje i chaos w matematycznych modelach procesów skrawania”, zgodnie z decyzją nr. DEC-2011/01/B/ST8/07504. Część badań numerycznych wykonano 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.

LITERATURA

- [1] NEUGEBAUER R., DENKENA B., WEGENER K., *Mechatronic Systems for Machine Tools*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2007, 56:657-686.
- [2] PARUS A., PAJOR M., HOFFMANN M., *Suppression of Self-Excited Vibration in Cutting Process Using Piezoelectric and Electromagnetic Actuators*. Advances in Manufacturing Science and Technology, 2009, 33:35-50.
- [3] AL-REGIB E., NI J., *Chatter Detection in Machining Using Nonlinear Energy Operator*. Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, 2010, 132:034502.
- [4] JEMIELNIAK K., WIDOTA A., *Suppression Of Self-Excited Vibration By The Spindle Speed Variation Method*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 1984, 24:207-214.
- [5] ALTINTAS Y., CHAN P. K., *In-Process Detection And Suppression Of Chatter In Milling*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 1992, 32:329-347.
- [6] KUBICA E. G., ISMAIL F., *Active suppression of chatter in peripheral milling. Part II. Application of fuzzy control*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 1996, 12:236-245.
- [7] SOLIMAN E., ISMAIL F., *Chatter suppression by adaptive speed modulation*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 1997, 37:355-369.
- [8] NAMACHCHIVAYA N.S., BEDDINI R., *Spindle Speed Variation for the Suppression of Regenerative Chatter*. Journal of Nonlinear Science, 2003, 13:265-288.
- [9] RASHID A., MIHAI NICOLESCU C., *Active vibration control in palletised workholding system for milling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2006, 46:1626-1636.
- [10] KALIŃSKI K.J., CHODNICKI M., MAZUR M.R., GALEWSKI M.A., *Vibration surveillance system with variable stiffness holder for milling flexible details*. 12-th Conference on Dynamical Systems Theory and Applications, 2013, Łódź.
- [11] MAC., MA J., SHAMOTO E., MORIWAKI T., *Analysis of regenerative chatter suppression with adding the ultrasonic elliptical vibration on the cutting tool*. Precision Engineering-Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology, 2011, 35:329-338.
- [12] MADOLIAT R., HAYATI S., GHALEBAHMAN A.G., *Investigation of chatter suppression in slender endmill via a frictional damper*. Scientia Iranica, 2011, 18:1069-1077.
- [13] SIMS N.D., *Vibration absorbers for chatter suppression: A new analytical tuning methodology*. Journal of Sound and Vibration, 2007, 301:592-607.
- [14] WANG M., *Feasibility study of nonlinear tuned mass damper for machining chatter suppression*. Journal of Sound and Vibration, 2011, 330:1917-1930.
- [15] YAO Z., MEI D., CHEN Z., *Chatter suppression by parametric excitation: Model and experiments*. Journal of Sound and Vibration, 2011, 330:2995-3005.
- [16] INSPERGER T., STEPAN G., BAYLY P.V., MANN B.P., *Multiple chatter frequencies in milling processes*. Journal of Sound and Vibration, 2003, 262:333-345.
- [17] INSPERGER T., MANN B.P., STEPAN G., BAYLY P.V., *Stability of up-milling and down-milling, part 1: alternative analytical methods*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2003, 43:25-34.
- [18] KĘCIK K., RUSINEK R., WARMIŃSKI J., WEREMCZUK A., *Chatter control in the milling process of composite materials*. Journal of Physics: Conference Series, 2012, 382:012012.
- [19] SZALAI R., STEPAN G., HOGAN S.J., *Global dynamics of low immersion high-speed milling*. Chaos, 2004, 14:1069-1077.
- [20] YOUNG S.M., *Dynamics of Low Immersion Milling*. PhD thesis, 2008, University of Maryland.

EFEKTYWNOŚĆ PRACY ŁAMACZY WIÓRÓW SM I MF PRZY TOCZENIU STALI AISI 416

Bogdan SŁODKI¹, Wojciech ZĘBALA¹, Grzegorz STRUZIKIEWICZ¹

1. WSTĘP

Procedura doboru warunków obróbki jest procesem złożonym [2, 4, 6, 8]. Większość przedstawianych prac, koncentrując się na doborze parametrów skrawania nie brała pod uwagę procesu formowania i łamania wióra.

Autorzy w [3] przedstawili krótką analizą dotychczasowych badań na temat analitycznych, numerycznych i empirycznych metod modelowania 2D i 3D tworzenia się wióra, obejmujących uniwersalny model linii poślizgu, modelowanie w oparciu o metodę elementów skończonych oraz modele hybrydowe. Ale wszystkie modele teoretyczne powinny być zweryfikowane w praktyce, dlatego ważne jest, aby przeprowadzić próby skrawaniem w warunkach rzeczywistych.

Autorzy w [5] przedstawili eksperymentalne wyniki badań dotyczące modelowania procesu formowania i spływania wióra stosując różne geometrie płytek skrawających. Badano efektywność pracy łamacza wiórów dla różnych zakresów parametrów skrawania przy toczeniu wykończeniowym stali. Jednakże autorzy, nie używali narzędzi dostępnych komercyjnie, dlatego uzyskane wyniki mają ograniczone zastosowanie w praktyce.

Projektanci procesów często opierają się na poradnikach do obróbki i zaleceniach katalogowych, nie biorąc pod uwagę lokalnych warunków obróbki.

Praktyka przemysłowa pokazuje, że nie można bezkrytycznie polegać tylko na zaleceniach katalogowych producentów narzędzi skrawających. Takie podejście powoduje konieczność przeprowadzenia prób weryfikacyjnych, aby potwierdzić prawidłowość doboru parametrów skrawania. Badania doświadczalne mogą być pomocne w określeniu wpływu lokalnych warunków obróbki (narzędzie - obrabiarka -

¹ Politechnika Krakowska, Wydział Mechaniczny, Instytut Technologii Maszyn i Automatykacji Produkcji, al. Jana Pawła II 37, 37-864 Kraków

przedmiot) na np. okres trwałości ostrza lub skuteczność łamania wiórów. Przykład dotyczący problemów wpływu lokalnych warunków obróbki na trwałość ostrza opisano w pracy [7]. Autorzy jednak nie wzięli pod uwagę wpływu tych warunków na postać wiórów, co wykazał autor w [11].

Kryteria optymalizacji parametrów skrawania mogą być zróżnicowane, np. minimalny koszt produkcji, żądany okres trwałości ostrza, maksymalizacja wydajności usuwania materiału lub jakość powierzchni. Niezależnie od wyboru kryterium, korzystna lub akceptowalna forma wiórów powinna być brana pod uwagę w każdym przypadku.

Powierzchnia natarcia płytki jest często ukształtowana w łamacz lub zwijacz wiórów, według terminologii stosowanej przez różnych producentów. Jej zakres zastosowania jest niezbędny dla prawidłowego doboru parametrów skrawania. Jest to szczególnie istotne w przypadku skrawania materiałów trudnoskrawalnych takich jak stal nierdzewna.

Rozwój metalurgii spowodował poprawę wielu właściwości stopów, ale jednocześnie stopy te niekiedy są znacznie trudniejsze do obróbki.

Jedną z grup materiałów trudnoskrawalnych są stale nierdzewne. Duże siły skrawania i wysoki poziom ciepła wytworzonego w procesie skrawania prowadzą do szybkiego zużycia ostrza. Stal nierdzewna austenityczna jest najbardziej wymagająca dla obróbki skrawaniem. Stal ta charakteryzuje się wysokim wskaźnikiem umocnienia przez zgniot i niską przewodnością cieplną. Może spajać się z krawędzią skrawającą co może spowodować nieprzewidywalne działanie narzędzia [9]. Obróbkę stali ferrytycznej można porównać z obróbką stali niskowęglowej. Stal martenzytyczna zawiera więcej węgla niż stal ferrytyczna i jest przede wszystkim obrabiana w stanie wyżarzonym. Testowana stal (grupy AISI 416) jest szeroko stosowana do produkcji narzędzi chirurgicznych, noży, form, części do silników w przemyśle lotniczym i różnych zbiorników. Podstawowy skład chemiczny stali 416 to: 0,15% C, 1,25% Mn, 1% Si, 12–14% Cr.

Celem badań była weryfikacja efektywności pracy łamaczy wiórów SM i MF zastosowanych na wieloostrowych płytkach skrawających firmy Sandvik Coromant przeznaczonych do toczenia stali nierdzewnych. Przeprowadzono obserwację formy i sposobu łamania powstających wiórów.

Stopień i poprawność wypełnienia rowka wiórowego sprawdzono za pomocą symulacji komputerowej, a poprawność symulacji zweryfikowano poprzez pomiar sił skrawania.

2. STANOWISKO BADAWCZE

Do pomiaru składowych siły skrawania zbudowano stanowisko badawcze na bazie siłomierza firmy KISTLER 5257. Do obserwacji formowania się i łamania wióra zastosowano system rejestracji obrazów szybkozmiennych wykorzystujący kamerę

firmy Vision Research, Phantom V 5.2.

Próby skrawaniem przeprowadzono dla prędkości 240 m/min, jednakowej dla obu łamaczy wióra. Zastosowano zakresy posuwu f dla łamacza SM i MF odpowiednio (0,1–0,3) mm/obr oraz (0,1–0,4) mm/obr. Głębokości skrawania a_p wynosiły odpowiednio (0,5–2,0) mm oraz (0,5–1,5) mm. W obydwu przypadkach są one zlokalizowane w zakresie zaleceń producenta narzędzi.

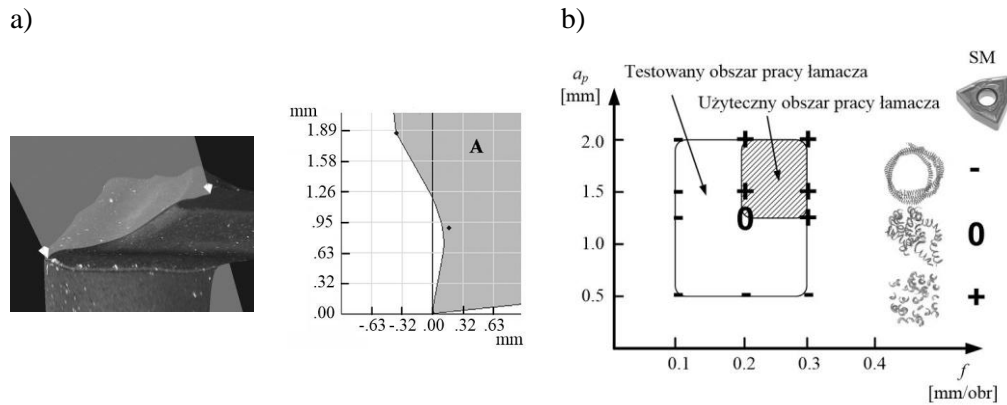
Wszystkie próby toczeniem przeprowadzono bez cieczy obróbkowej na tokarce Masterturn 400; 7,5 kW mocy i maksymalnej prędkości obrotowej wrzeciona 3000 obr/min.

W badaniach składowych siły skrawania zastosowano plan statystyczny zdeterminowany kompletny (PS/DK-3ⁱ) dla dwóch zmiennych.

Próby toczeniem umożliwiły ocenę formy powstających wiórów. Wiór korzystny powinien być krótki i opuszczać strefę obróbki w określonym kierunku. Teoretycznie zjawisko takie powinno mieć miejsce w zakresie zaleceń parametrów skrawania producenta narzędzi. W praktyce tylko część powstających wiórów może być tak zdefiniowana. Często wióry krótkie (w różnej formie) opuszczają strefę skrawania w różnych, nieprzewidywalnych kierunkach. Są to wióry akceptowalne i do tej grupy należy większość praktycznie obserwowanych. Długie wstęgowe lub spiralne wióry są niekorzystne i mogą spowodować m.in. uszkodzenia obrobionej powierzchni.

3. TOCZENIE PŁYTKĄ Z ŁAMACZEM TYP SM

Pierwszy przykład (rys. 1) dotyczy płytki firmy Sandvik Coromant o oznaczeniu WNMG080408, gatunku GC 1115 z łamaczem SM [10]. Zastosowano oprawkę PWLNR 2020K 08. Geometrię łamacza (przekrój w przybliżeniu 1,5 mm od naroża; oznaczenie A na rys. 1a) oraz część zalecanego obszaru parametrów skrawania wykorzystanego w próbach toczeniem ($a_p=0,5-2,0$ mm, $f=0,1-0,3$ mm/obr) pokazuje rys. 1b. Na rysunku zaznaczono wióry, które uznano, jako korzystne – „+”, akceptowalne – „0” i niekorzystne – „-”.



Rys. 1. Geometria powierzchni natarcia płytki z łamaczem SM (a), klasyfikacja otrzymanych wiórów na tle testowanego obszaru parametrów skrawania oraz faktyczny, użyteczny obszar parametrów skrawania w lokalnych warunkach obróbki (b)

Rys. 2 prezentuje różne formy wiórów uzyskanych w toczeniu płytką z łamaczem typ SM.

$a_p \sqrt{f}$	0.1	0.2	0.3
2.0			
1.5			
1.25			
0.5			

Rys. 2. Przykłady różnych form wiórów uzyskanych w toczeniu płytką z łamaczem typ SM, $v_c=240$ m/min

Efektywność badanego łamacza można określić na 50% biorąc po uwagę liczbę przeprowadzonych prób. Najbardziej niekorzystne formy wióra zaobserwowano dla małego posuwu (0,1 mm/obr) i niewielkiej głębokości skrawania (0,5 mm). Rys. 3

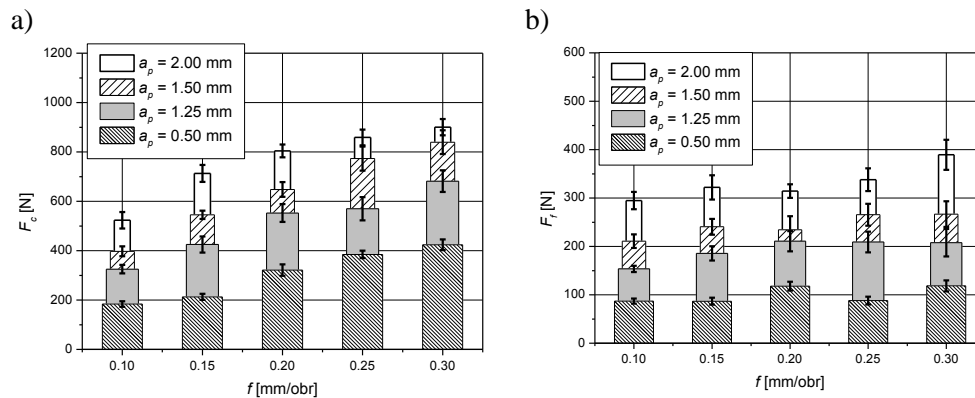
przedstawia zmierzone wartości składowych (F_c , F_f) siły skrawania w badanym obszarze. Linie ciągłe przedstawiają zależność tych składowych opisanych równaniami (1) i (2) od posuwu.

Równanie (1) przedstawia funkcję celu dla składowej siły skrawania F_c dla łamacza SM:

$$F_c = -224.33 + 197.33 \cdot a_p + 3168.33 \cdot f + 457.78 \cdot a_p \cdot f - 5294.44 \cdot f^2 \quad (1)$$

Równanie (2) dla składowej F_f :

$$F_f = 71.33 + 41.89 \cdot a_p^2 + 229.86 \cdot a_p \cdot f \quad (2)$$

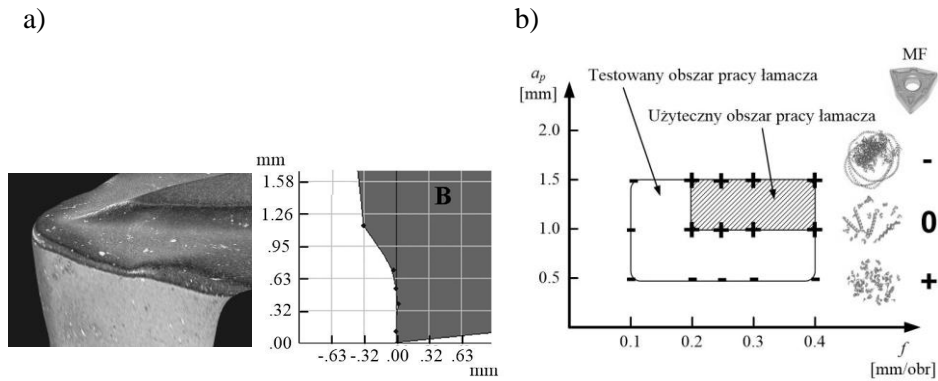


Rys. 3. Składowe całkowitej siły skrawania dla łamacza SM: a) F_c , b) F_f

4. TOCZENIE PŁYTKĄ Z ŁAMACZEM TYP MF

Drugi przykład (rys. 4) dotyczy płytki firmy Sandvik Coromant o oznaczeniu WNMG080408, gatunku GC 2015 z łamaczem MF [10]. Geometrię łamacza (przekrój w przybliżeniu 1,5 mm od naroża; oznaczenie B na rys.4a) oraz część zalecanego obszaru parametrów skrawania wykorzystanego w próbach toczeniem ($a_p=0,5-1,5$ mm, $f=0,1-0,4$ mm/obr) pokazuje rys. 4b. Zastosowano również oprawkę PWLNR 2020K 08.

Rys. 5 prezentuje różne formy uzyskanych wiórów przy toczeniu stali nierdzewnej z wykorzystaniem łamacza typ MF. Klasyfikację wiórów i porównanie użytecznego obszaru pracy łamacza z proponowanym przez producenta narzędzia pokazano na rys. 4b.



Rys. 4. Geometria powierzchni natarcia płytki z łamaczem MF (a), klasyfikacja otrzymanych wiórów na tle testowanego obszaru parametrów skrawania oraz faktyczny, użyteczny obszar parametrów skrawania w lokalnych warunkach obróbki (b)

W opisywanym przypadku uzyskano około 53% wiórów, które można sklasyfikować, jako korzystne. Małe wartości posuwu niezależnie od głębokości skrawania powodowały powstanie niekorzystnych form wióra. Lepsze wyniki uzyskano dla posuwu z zakresu 0,2 – 0,4 mm/obr.

$a_p \sqrt{f}$	0.1	0.2	0.25	0.3	0.4
1.5					
1.0					
0.5					

Rys. 5. Przykłady różnych form wiórów uzyskanych w toczeniu płytką z łamaczem typ MF, $v_c=240$ m/min

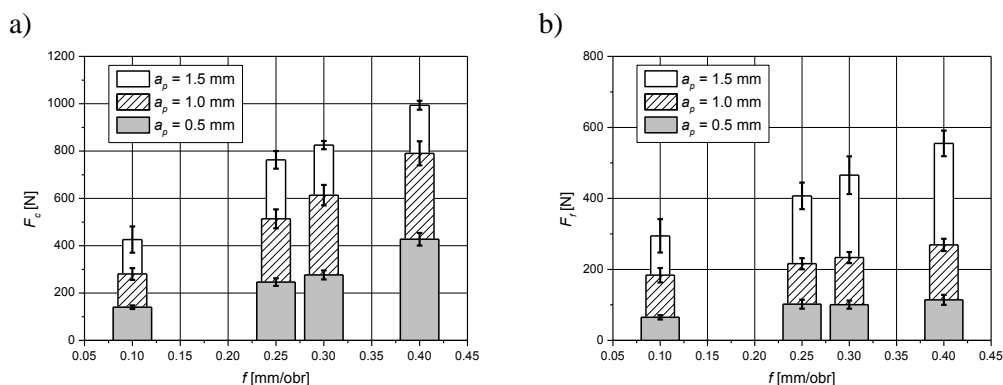
Rys. 6 przedstawia przebieg składowych siły skrawania w funkcji posuwu dla łamacza typu MF obliczonych na podstawie równań (3) i (4).

Równanie (3) przedstawia funkcję celu dla składowej siły skrawania F_c dla łamacza MF:

$$F_c = -102.35 + 219.72 \cdot a_p + 607.77 \cdot f + 943.33 \cdot a_p \cdot f \quad (3)$$

Równanie (4) dla składowej F_f :

$$F_f = 4.94 + 104.06 \cdot a_p^2 + 472.81 \cdot a_p \cdot f \quad (4)$$



Rys. 6. Składowe całkowitej siły skrawania dla łamacza MF: a) F_c , b) F_f

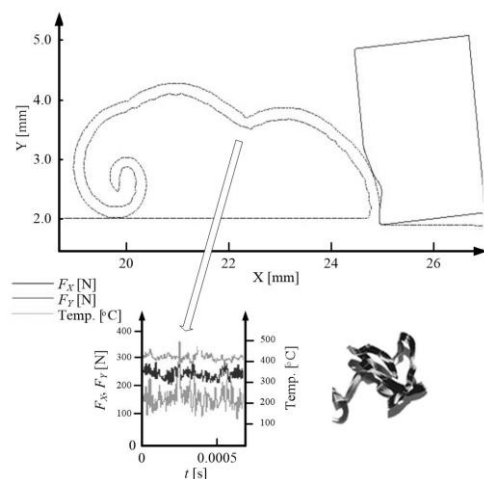
5. PROCEDURA SYMULACYJNA

W ramach symulacji procesu skrawania przeprowadzono obliczenia numeryczne metodą elementów skończonych w oparciu o równania Lagrange'a [13]. Model materiałowy został opisany za pomocą równania konstytutywnego, opierającego się na krzywych opisujących umocnienie materiału w wyniku odkształcenia, wrażliwość na prędkość odkształcenia oraz obniżenie twardości w wyniku wzrostu temperatury. Podstawowe fizyczne i mechaniczne właściwości stali AISI 416 i węglików spiekanych w temperaturze pokojowej, na podstawie dostępnej literatury [1, 9], użyte w symulacji komputerowej przedstawia tabela 1.

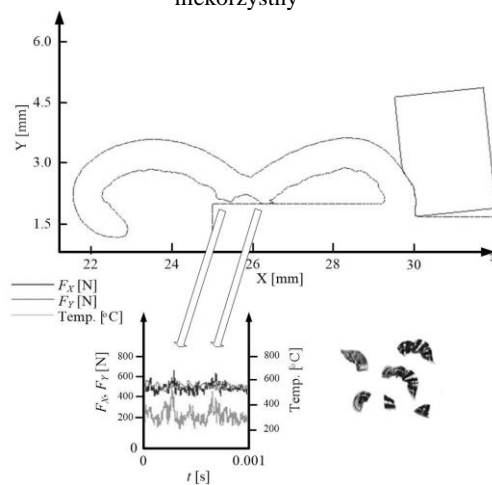
Tabela 1. Właściwości stali AISI 416 i węglików spiekanych w temperaturze pokojowej

				Stal AISI 416	Węglik spiekane
1.	Gęstość	ρ	kg/dm ³	7,7	12,9
2.	Przewodność cieplna	λ	W/m·K	30	45
3.	Moduł sprężystości	E	GPa	215	520
4.	Ciepło właściwe	c	J/kg·K	460	398
5.	Twardość	-	-	200 HB	1550 HV
6.	Wsp. Poissona	ν	-	0,27–0,3	0,22

Przykładowe wyniki obliczeń symulacyjnych w postaci obrysu kształtu wióra z zaznaczonymi miejscami jego pęknięcia dla łamacza typ MF oraz przebiegu składowych całkowitej siły skrawania w momencie zapoczątkowania łamania wióra przedstawiono na rys. 7 i 8.



Rys. 7. Forma wióra uzyskana z symulacji dla łamacza typ MF oraz $f=0,1$ mm/obr, $a_p=1$ mm – wiór niekorzystny

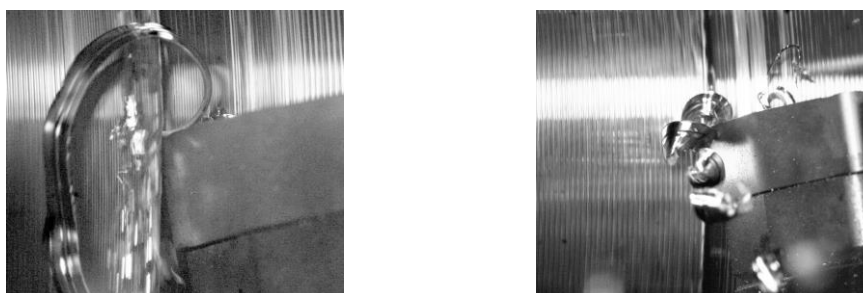


Rys. 8. Forma wióra uzyskana z symulacji dla łamacza typ MF oraz $f=0,3$ mm/obr, $a_p=1$ mm – wiór korzystny

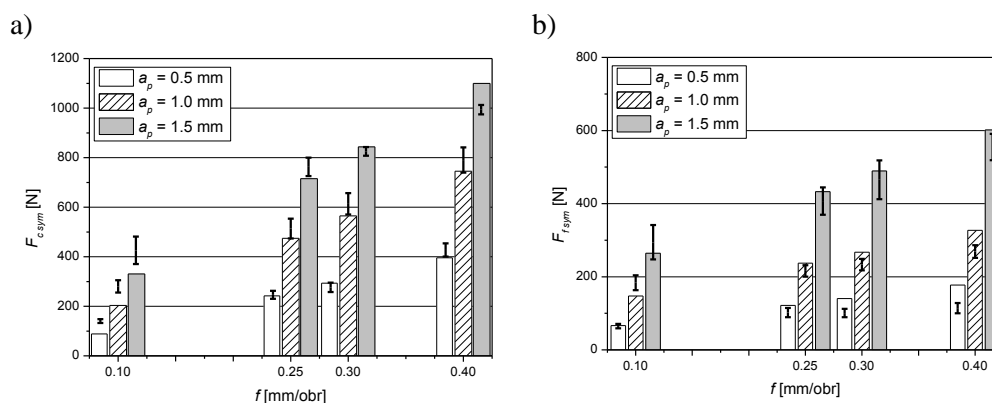
Można zaobserwować, że w przypadku małego posuwu (0,1 mm/obr) wyraźny wzrost składowej posuwowej siły skrawania (na rys. 7 oznaczonej symbolem F_x) występuje w jednym miejscu w pewnym oddaleniu od powierzchni natarcia. W przypadku większego posuwu (0,3 mm/obr) wiór łamie się w dwóch oddzielnych

miejscach, co jest widoczne na wykresie sił pod rys. 8 w postaci dwóch „pików” wartości siły posuwowej. W tym przypadku wiór przyjmuje korzystną formę.

Zdjęcia wiórów, otrzymane z rejestracji procesu skrawania kamerą szybkoeklatkową (1600 klatek/s) przedstawiono na rys. 9. Dla obu wartości posuwu obliczenia symulacyjne, pozwalające na określenie formy wióra są zgodne z obserwacjami. Na rys. 10 przedstawiono zakresy wartości składowych całkowitej siły skrawania (F_c oraz F_f) uzyskane z pomiarów (dane z rys. 6) na tle wykresów słupkowych odnoszących się do wartości obliczonych w procedurze symulacyjnej.



Rys. 9. Przykłady formy wiórów dla łamacza typ MF, $v_c=240$ m/min, $a_p=1,0$ mm, nagranie 1600 klatek/s: a) niekorzystna forma wióra, $f=0,1$ mm/obr, b) wiór korzystny posuw $f=0,3$ mm/obr



Rys. 10. Wartości składowych sił skrawania z symulacji (słupki) oraz zakresy wartości z pomiarów: a) F_c , b) F_f dla badanego obszaru łamacza wióra typ MF

6. WNIOSKI

Przebadano dwa typy płytek z węglików spiekanych przeznaczonych do obróbki toceniem stali nierdzewnej. W każdym przypadku producent narzędzia podaje zalecany obszar posuwu i głębokości skrawania, który powinien zostać zastosowany, aby uzyskać korzystną postać wióra. Stwierdzono, że istnieją zestawy parametrów

skrawania, w których uzyskano korzystną lub akceptowalną postać wióra, jednakże ogólna efektywność łamacza typu SM wynosząca 50% oraz łamacza typu MF wynosząca 53% nie są wystarczające. Obydwa typy łamaczy okazały się bezużyteczne w zakresie niewielkich posuwów. Wskazuje to na celowość budowy algorytmu doboru parametrów obróbki z założeniem zwiększenia wartości posuwu, jeżeli jest to możliwe w danej operacji. Symulacja komputerowa wykazała w tym przypadku dobre wypełnienie rowka wiórowego łamacza, co prowadzi do nadania korzystnego kierunku ruchu wióra, prowadzącego do jego uderzenia w powierzchnie przyłożenia narzędzia i w konsekwencji złamania. Można wykazać, że nawet niewielkie zmiany posuwu mogą mieć decydujący wpływ na formę wióra [12].

Symulacja pozwala na lepsze poznanie procesu formowania wióra bez ponoszenia kosztów, jakimi są obciążone próby skrawaniem. Przy wyborze parametrów obróbki zaleca się przeprowadzenie wstępnych prób skrawaniem, monitorowanie formy wióra i jeżeli jest to konieczne korektę parametrów skrawania.

LITERATURA

- [1] AL-ZKERI I., RECH, J., ALTAN T., HAMDİ H., VALIORGUE, F., *Optimization of the cutting edge geometry of coated carbide tools in dry turning of steels using a finite element analysis*. Machining Science and Technology 13, 2009, s. 36–51.
- [2] BROŽEK M., *Cutting conditions optimization when turning overlays*. Journal of Materials Processing Technology 168, 2005, s. 488–495.
- [3] JAWAHIR I.S., WANG X., *Development of hybrid predictive models and optimization techniques for machining operations*. Journal of Materials Processing Technology 185 (1–3), 2007, s. 46–59.
- [4] KIM S.S., KIM I.H., MANI V., KIM H.J., *Real-coded genetic algorithm for machining condition optimization*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 38 (9–10), 2007, s. 884–895.
- [5] KIM J.D., KWEUN O.B., *A chip-breaking system for mild steel in turning*. International Journal of Machine Tools Manufacture 37 (5), 1997, s. 607–617.
- [6] MANIRAJ J., SELLADURAI V., SIVASHANMUGAM N., VENDAN S.A., MYILSWAMY S., *Hard finish turning parameters optimization for machining of high temperature stainless steel*. High Temperature Materials and Processes 31 (6), 2012, s. 679–689.
- [7] PRZYBYLSKI L., SŁODKI B., *The influence of local operating features on cutting parameters in turning*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 13, 1997, s. 233 – 236.
- [8] RAFAI N.H., ISLAM M.N., *An investigation into dimensional accuracy and surface finish achievable in dry turning*. Machining Science and Technology 13 (4), 2009, s. 571–589.
- [9] Sandvik Coromant., *Application Guide: Stainless Steel Turning*, 1997.
- [10] Sandvik-Coromant., *Turning tools catalogues*, 2000 – 2011.
- [11] SŁODKI B., *Fizyczne i technologiczne aspekty zwijania i łamania wióra w obróbce superstopów na bazie niklu*, Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej, monografia nr 408, seria mechanika, 2012.
- [12] SŁODKI B., ZĘBALA W.: *The analysis of selected chipbreakers efficiency in difficult-to-cut materials turning in local operating features*. Wydawnictwo Chmielnickiego Narodowego Uniwersytetu, Ukraina, Nr. 4, 2007, s. 179 – 188.
- [13] User's Manual of AdvantEdge v5.6 machining g simulation software, Minneapolis, MN, 2010.

KONCEPCJA AKTYWNEJ ELIMINACJI DRGAŃ W PROCESIE FREZOWANIA

Andrzej WEREMCZUK¹, Rafał RUSINEK², Jerzy WARMIŃSKI³

1. WSTĘP

Obróbka skrawaniem jest jedną z najbardziej rozpowszechnionych metod kształtowania części maszyn. Wiele zjawisk występujących podczas obróbki skrawaniem wpływa niekorzystnie na przebieg procesu. Główną ich przyczyną są drgania samowzbudne wywołane efektem regeneracyjnym. Drgania samowzbudne mogą powodować przyspieszone zużycie narzędzia i pogorszenie jakości obrabianych powierzchni. Praca [19] dała początek poszukiwaniom przyczyn powstawania drgań samowzbudnych w obróbce skrawaniem, które zostały określone mianem „chatteru”. W modelowaniu tego zjawiska stosuje się równania różniczkowe, w których występuje człon z przesuniętym argumentem [15, 21]. Opóźnienie czasowe może wynikać z naturalnych zjawisk zachodzących w danym procesie, jak ma to miejsce między innymi w przypadku obróbki skrawaniem [22]. Może być też wprowadzane do układu w celu sterowania procesem [8, 13, 14, 17]. Bogaty opis najważniejszych zjawisk występujących podczas frezowania oraz sposoby ich modelowania przedstawiono w obszernych opracowaniach [1, 16] oraz artykułach [2, 3, 6, 20].

Redukcję drgań uzyskuje się poprzez zastosowanie systemów aktywnej eliminacji drgań opartych na zjawisku antyrezonansu. Koncepcję redukcji drgań typu chatter w obróbce toczeniem przedstawiono w artykule [12]. Zastosowano układ dwuosiowej aktywnej kontroli drgań pod nazwą „VPI Smart Tool”. Doświadczalnie potwierdzono redukcję drgań z wykorzystaniem zbudowanego układu. Obszerny przegląd metod aktywnej eliminacji drgań podczas obróbki skrawaniem zawarto w artykule [9]. Zastosowanie tłumików drgań przy obróbce frezowaniem omówiono w pracy [5, 18].

¹ Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny, a.weremczuk@pollub.pl

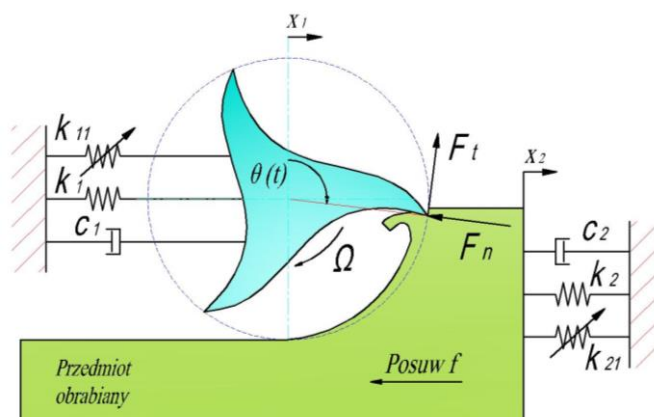
² r.rusinek@pollub.pl

³ j.warminski@pollub.pl

W opracowaniu [4] zawarto wyniki badań doświadczalnych procesu frezowania, w którym zastosowano elementy aktywne w celu eliminacji drgań samowzbudnych. W artykułach [10, 11] opisano sposób aktywnej eliminacji drgań w trakcie obróbki skrawaniem. Dokonano optymalizacji układu sterowania elektromagnetycznym eliminatorem drgań. Autorzy pracy [7] zaprezentowali sposób modelowania procesu frezowania kompozytu. Zaproponowano użycie zewnętrznego wzbudzenia przedmiotu obrabianego sygnałem okresowym. Otrzymane rezultaty potwierdzają możliwość wykorzystania wzbudzenia przedmiotu obrabianego w celu eliminacji drgań samowzbudnych typu „chatter”.

2. MODEL FREZOWANIA O DWÓCH STOPNIACH SWOBODY

Do opisu procesu frezowania zaproponowano model o dwóch stopniach swobody, który przedstawiono na rys.1. Uwzględniono w nim podatność narzędzia i podatność materiału obrabianego w tym samym kierunku oraz uwzględniono występujące zjawiska nieliniowe. Dodatkowo do modelu wprowadzono wymuszenie zewnętrzne oddziałujące na przedmiot obrabiany w celu zwiększenia obszarów stabilnego skrawania.



Rys. 1. Nieliniowy model frezowania o dwóch stopniach swobody
($f_1 \cos(\lambda t)$ - wymuszenie zewnętrzne)

Równania różniczkowe opisujące dynamikę układu opisano zależnością:

$$\begin{aligned} m_1 \ddot{x}_1(t) + c_1 \dot{x}_1(t) + k_1 x_1(t) + k_{11} x_1(t)^3 &= \sum_{i=1}^z F_x(t) \\ m_2 \ddot{x}_2(t) + c_2 \dot{x}_2(t) + k_2 x_2(t) + k_{21} x_2(t)^3 &= - \sum_{i=1}^z F_x(t) \end{aligned} \quad (1)$$

gdzie:

m_1 - masa zastępcza narzędzia,

c_1 - tłumienie narzędzia,

k_1, k_{11} - liniowa oraz nieliniowa sztywność narzędzia,

m_2 - masa zastępcza przedmiotu obrabianego,

c_2 - tłumienie przedmiotu obrabianego,

k_2, k_{21} - liniowa oraz nieliniowa sztywność przedmiotu obrabianego.

Następnie przekształcając równania otrzymano:

$$\begin{aligned} \ddot{x}_1(t) + 2\zeta_1 \omega_{n1} \dot{x}_1(t) + \omega_{n1}^2 x_1(t) + \gamma_1 x_1(t)^3 &= \frac{1}{m_1} \sum_{i=1}^z F_x(t) \\ \ddot{x}_2(t) + 2\zeta_2 \omega_{n2} \dot{x}_2(t) + \omega_{n2}^2 x_2(t) + \gamma_2 x_2(t)^3 &= - \frac{1}{m_2} \sum_{i=1}^z F_x(t) \end{aligned} \quad (2)$$

gdzie:

ζ_1 - współczynnik tłumienia narzędzia,

ω_{n1} - częstość drgań własnych narzędzia,

γ_1 - nieliniowy współczynnik sztywności narzędzia,

ζ_2 - współczynnik tłumienia przedmiotu obrabianego,

ω_{n2} - częstość drgań własnych przedmiotu obrabianego,

γ_2 - nieliniowy współczynnik sztywności przedmiotu obrabianego.

Po prawej stronie równania różniczkowego występuje wypadkowa siła skrawania opisana równaniem:

$$F_x(t) = g_p(t) \left[-F_{tp}(t) \cos \theta_p(t) - F_{np}(t) \sin \theta_p(t) \right] \quad (3)$$

$$F_{tp}(t) = K_t b w_p(t)^\kappa \quad (4)$$

$$F_{np}(t) = K_n b w_p(t)^\kappa \quad (5)$$

gdzie:

$F_p(t)$, $F_{np}(t)$ - składowa styczna i normalna wypadkowej siły skrawania,

$\theta_p(t)$ - położenie kątowe określone ostrza p ,

$g_p(t)$ - funkcja przyjmująca wartość 1 w przypadku, kiedy dane ostrze p skrawa (w przeciwnym przypadku przyjmuje wartość 0),

K_t , K_n - opór skrawania na kierunku stycznym i normalnym,

b - głębokość skrawania,

$w_p(t)$ - zmienna w czasie szerokość warstwy skrawanej,

κ - współczynnik zależny od rodzaju materiału (przyjmuje wartości od 0,75 do 1).

Szerokość warstwy skrawanej opisana jest zależnością:

$$w_p(t) = [f + (x_1(t) - x_2(t)) - (x_1(t - \tau) - x_2(t - \tau)) - f_1 \cos(\lambda t)] \sin \theta_p(t) \quad (6)$$

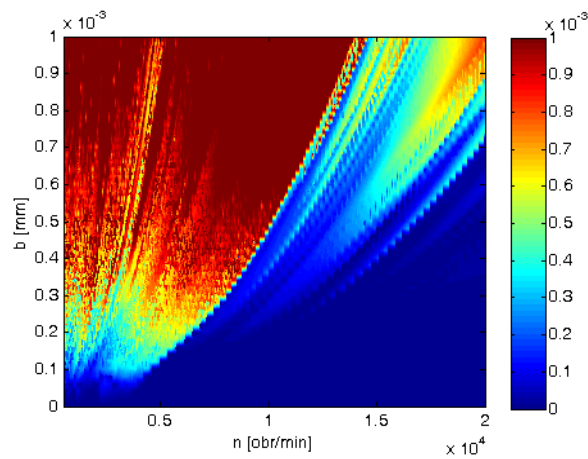
Szerokość warstwy skrawanej jest funkcją posuwu na ostrze f , aktualnego położenia narzędzia $x_1(t)$ i przedmiotu obrabianego $x_2(t)$ oraz położenia narzędzia $x_1(t - \tau)$ i przedmiotu obrabianego $x_2(t - \tau)$ wywołanego przez poprzednie ostrze skrawające (efekt regeneracyjny). Dodatkowo w celu kontroli procesu wprowadzono człon wymuszenia zewnętrznego $f_1 \cos(\lambda t)$, gdzie f_1 określa jego amplitudę przemieszczenia a λ częstość wymuszenia zewnętrznego. Wartość opóźnienia czasowego τ jest ściśle związana z prędkością obrotową narzędzia n , zależnością $\tau = 60 / zn$ gdzie z jest liczbą ostrzy narzędzia.

3. SYMULACJA NUMERYCZNA

Bazując na równaniach różniczkowych (2) wykonano symulacje numeryczne w środowisku Malab-Simulink z wykorzystaniem metody Rungego-Kutty czwartego rzędu ze zmiennym krokiem całkowania. Wartości parametrów użytych w symulacji przedstawiono w tabeli 1. W wyniku badań numerycznych otrzymano wykres stabilności procesu frezowania przedstawiony na rys. 2. Kolorem oznaczono wartość amplitudy drgań. Znajomość krzywych stabilności ma znaczenie praktyczne, ponieważ możliwe jest oszacowanie poziomu drgań dla wybranej głębokości skrawania b oraz prędkości obrotowej n . W ten sposób możliwe jest uniknięcie drgań samowzbudnych typu „chatter”.

Tabela 1. Parametry nieliniowego modelu frezowania o dwóch stopniach swobody

Parametr	Wartość	Parametr	Wartość
m_1	0,1824 [kg]	γ_2	$2e12$ [N/m ³]
ω_{n1}	865,43 [rad/s]	K_n	160 [MPa]
ζ_1	0,0406 [-]	K_t	450 [MPa]
γ_1	$2e12$ [N/m ³]	f	0,01 [mm/ostrze]
m_2	3,02 [kg]	a	10 [mm]
ω_{n2}	318,93 [rad/s]	D	10 [mm]
ζ_2	0,0396 [-]	z	4 [-]

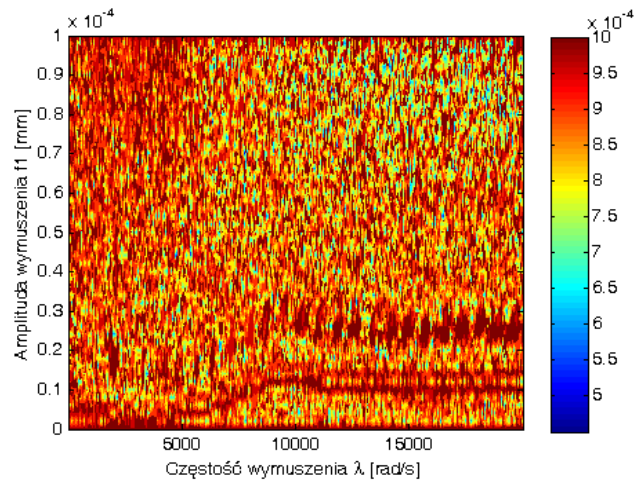


Rys. 2. Wykres stabilności procesu frezowania dla $\kappa = 0,75$, $f_1 \cos(\lambda t) = 0$ i warunków początkowych $x(0) = 0, \dot{x}(0) = 0$

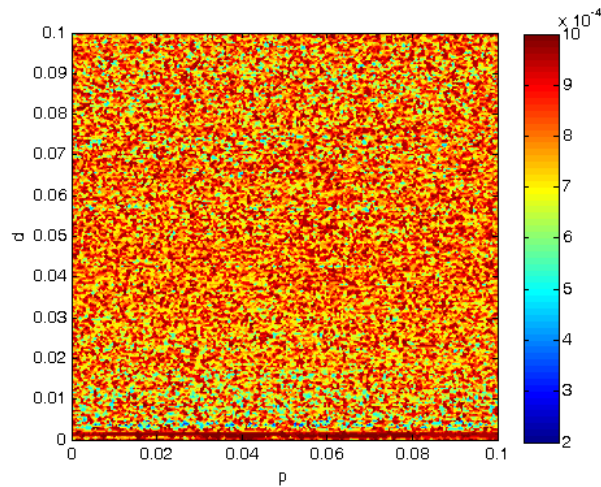
4. KONCEPCJA AKTYWNEJ ELIMINACJI DRGAŃ

W tym celu aktywnej eliminacji drgań w obróbce frezowaniem wykorzystano człon wymuszenia zewnętrznego, który wprowadza do układu dodatkowe drgania. Odpowiednio dobrane parametry tych drgań oddziałujące na przedmiot obrabiany mogą zredukować amplitudę niekorzystnych drgania typu „chatter”. W praktyce do tego celu można wykorzystać elementy piezo aktywne. Przeprowadzono badania numeryczne oceniające możliwości zastosowania zaproponowanego rozwiązania.

W badaniach wykorzystano sterowanie w pętli otwartej i zamkniętej.



Rys. 3. Wpływ parametrów wymuszenia zewnętrznego na amplitudę drgań dla $b=0,5 \text{ mm}$ i $n=3000 \text{ obr/min}$ i warunków początkowych $x(0)=0, \dot{x}(0)=0$



Rys. 4. Wpływ nastaw regulatora PD na amplitudę drgań dla $b=0,5 \text{ mm}$ i $n=3000 \text{ obr/min}$ i warunków początkowych $x(0)=0, \dot{x}(0)=0$

Na rys. 3 przedstawiono wpływ parametrów wymuszenia zewnętrznego (λ i f_1) na amplitudę drgań z wykorzystaniem sterowania w pętli otwartej dla głębokości skrawania $b=0,5 \text{ mm}$ i prędkości $n=3000 \text{ obr/min}$. Takie parametry skrawania odpowiadają obróbce niestabilnej. Odpowiedni dobór amplitudy i częstości drgań

wymuszenia zewnętrznego umożliwiła obniżenie poziomu drgań. Jeszcze lepszych rezultatów spodziewano się stosując sterowanie w pętli zamkniętej z wykorzystaniem regulatora PD (proporcjonalno-całkującego). Wpływ nastaw regulatora PD na amplitudę drgań przedstawiono na rys. 4. Zastosowanie regulatora PD pozwoliło również zredukować drgania układu.

4. PODSUMOWANIE I WNIOSKI KOŃCOWE

W pracy przedstawiono zastosowanie wymuszenia zewnętrznego do sterowania procesem frezowania. Przeprowadzono badania numeryczne, w których wykorzystano nieliniowy model frezowania o dwóch stopniach swobody. Wyznaczono krzywe stabilności, a następnie zbadano wpływ wymuszenia zewnętrznego dla $b=0,5 \text{ mm}$ i $n=3000 \text{ obr/min}$. W badaniach wykorzystano sterowanie w pętli otwartej oraz zamkniętej z wykorzystaniem regulatora PD. W obu przypadkach dzięki zastosowaniu wymuszenia zewnętrznego zaobserwowano obniżenie poziomu drgań. Istotne znaczenie ma tutaj dobór właściwych parametrów dodatkowego wymuszenia, co w przypadku sterowania w pętli otwartej może być bardzo kłopotliwe.

PODZIĘKOWANIA

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 (POIG). Projekt współfinansowany przez Unię Europejską ze środków Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego oraz częściowo w ramach Projektu Narodowego Centrum Nauki, zgodnie z decyzją nr. DEC-2013/09/N/ST8/01202.

LITERATURA

- [1] ALTINTAS Y., *Manufacturing Automation*. Cambridge University Press, 2000.
- [2] BALACHANDRAN B., *Nonlinear Dynamics of Milling Processes*. Philosophical Transactions of The Royal Society A, 2001, vol.359, no.793.
- [3] BOBRĚNKOV O.A., KHASAWNEH F.A., BUTCHER E.A., MANN B.P., *Analysis of Milling Dynamics for Simultaneously Engaged Cutting Teeth*. Journal of Sound and Vibration, 2010, vol.329, no.585.
- [4] DOHNER J.L., LAUFFER J.P., HINNERICHS T.D., SHANKAR N., REGELBRUGGE M., KWAN C.M., XU R., WINTERBAUER B., BRIDGER K., *Mitigation of Chatter Instabilities in Milling by Active Structural Control*. Journal of Sound and Vibration, 2004, vol.269, no.197-211.
- [5] GANGULI A., DERAEMAEKER A., PREUMONT A., *Regenerative Chatter Reduction by Active Damping Control*. Journal of Sound and Vibration, 2007, vol.300, no.847.
- [6] GRADISEK J., GOVEKAR E., GRABEC I., *Chatter Onset in Non-Regenerative Cutting: A Numerical Study*. Journal of Sound and Vibration, 2001, vol.242, no.829.
- [7] KĘCIK K., RUSINEK R., WARMIŃSKI J., WEREMCZUK A., *Chatter Control in the Milling Process of Composite Materials*. Journal of Physics: Conference Series, 2012, no.382.
- [8] NATH C., RAHMAN M., *Effect of Machining Parameters in Ultrasonic Vibration Cutting*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2008, vol.48, no.965.

- [9] 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 and Manufacture, 2007, vol.47, no.2189-2206.
- [10] PARUS A., MARCHELEK K., DOMEK S., HOFFMANN M., *Podniesienie wibrostanbilności w procesie skrawania z zastosowaniem eliminatora piezoelektrycznego*. Modelowanie Inżynierskie, 2010, 39, s.159.
- [11] PARUS A., HOFFMANN M., BODNAR A., *Zastosowanie aktywnych układów eliminacji drgań w procesie skrawania*. Inżynieria Maszyn, 2011, r.16, z.1-2.
- [12] PRATT J.R., NAYFEH A.H., *Design and Modeling for Chatter Control*. Nonlinear Dynamics, 1999, vol.19, no.49.
- [13] RASHID A., NICOLESCU C.M., *Active Vibration Control in Palletised Workholding System for Milling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2006, vol.46, no.1626-1636.
- [14] RICHTER H., MISAWA E.A., LUCCA D.A., LU H., *Modeling Nonlinear Behavior in a Piezoelectric Actuator*. Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology, 2001, vol.25, no.128.
- [15] RUSINEK R., WEREMCZUK A., WARMIŃSKI J., *Regenerative Model of Cutting Process with Nonlinear Duffing Oscillator*. Mechanics and Mechanical Engineering, 2011, vol.15 no.4.
- [16] SCHMITZ T.L., SMITH K.S., *Machining Dynamics. Frequency Response to Improved Productivity*. Springer, 2009.
- [17] SIMS N.D., BAYLY P.V., YOUNG K.A., *Piezoelectric Sensors and Actuators for Milling Tool Stability Lobes*. Journal of Sound and Vibration, 2005, vol.281, no.743.
- [18] SIMS N.D., *Vibration Absorber for Chatter Suppression: A New Analytical Turning Methodology*. Journal of Sound and Vibration, 2007, vol.301, no.592.
- [19] TŁUSTY J., *Dynamics of High Speed Milling*. Journal of Engineering Industry, 1986, vol.108, no.59.
- [20] WARMIŃSKI J., LITAK G., CARTMELL M.P., KHANIN R., WIERCIGROCH M., *Approximate Analytical Solutions for Primary Chatter in the Non-Linear Metal Cutting Model*. Journal of Sound and Vibration, 2003, vol.259, no.917.
- [21] WEREMCZUK A., KĘCIK K., RUSINEK R., WARMIŃSKI J., *The Dynamics of the Cutting Process with Duffing Nonlinearity*. Maintenance and Reliability, 2013, vol.15, no.3.
- [22] WIERCIGROCH M., BUDAK E., *Sources of Nonlinearities, Chatter Generation and Suppression in Metal Cutting*. Philosophical Transactions of the Royal Society, 2001, vol.359, no.663.

2. ZUŻYCIE I TRWAŁOŚĆ OSTRZY SKRAWAJĄCYCH

POWŁOKI NA OSTRZA NARZĘDZI Z WĘGLIKÓW SPIEKANYCH I STALI SZYBKOTNĄCYCH

Kazimierz CZECHOWSKI¹, Iwona WRONSKA¹, Daniel TOBOŁA¹

1. WSTĘP

Nanoszenie powłok na narzędzia skrawające stanowi ważną dziedzinę inżynierii powierzchni, która podlega dynamicznemu rozwojowi. Powłoki stosowane na częściach roboczych narzędzi ogólnie można podzielić na powłoki nanoszone metodami: CVD (*Chemical Vapor Deposition*) i PVD (*Physical Vapor Deposition*).

Metoda CVD polega na reakcji chemicznej gazowych składników atmosfery prowadzącej do wytworzenia cienkiej twardej warstwy na powierzchni narzędzia. Proces ten odbywa się pod ciśnieniem atmosferycznym w temperaturze 900÷1100°C (APCVD – *Atmosferic Pressure*); poprzez stosowanie reagentów można obniżyć temperaturę procesu do 800÷850°C (MTCVD – *Medium Temperature*) lub ciśnienie do 1÷5 kPa (LPCVD – *Low Pressure*). Poprzez aktywację elektryczną gazowych reagentów za pomocą wyładowania jarzeniowego lub prądów wysokiej częstotliwości można obniżyć temperaturę procesu do 400÷600°C (PACVD – *Plasma Assisted*) [1].

Metoda PVD polega na nanoszeniu cienkich warstw poprzez fizyczne ich osadzanie z fazy gazowej. Proces ten odbywa się przy znacznie obniżonym ciśnieniu rzędu 0,1÷1 Pa w temperaturze 300÷700°C. Istnieje szereg odmian metody PVD, w prostszych przypadkach różniących się sposobem doprowadzenia ciepła potrzebnego do odparowania osadzanego materiału (nagrzewanie oporowe, indukcyjne, laserowe, bombardowanie wiązką elektronów), a w bardziej złożonych sposobem otrzymywania fazy gazowej zjonizowanej tj. plazmy (PAPVD – *Plasma Assisted*; w odróżnieniu od procesów, w których nanoszenie warstw następuje z fazy gazowej niezjonizowanej czyli naporowywania próżniowego). Jednym ze sposobów otrzymywania plazmy jest termiczne odparowywanie (tzw. metody nanoszenia jonowego – *Ion Plating*). Plazma może być otrzymywana także poprzez odparowanie

¹ Instytut Zaawansowanych Technologii Wytwarzania, 30-011 Kraków, ul. Wrocławska 37A

metal i jonizowanie jego par przez katodowy łuk w miejscu ich powstawania (tzw. łukowo-plazmowa metoda PVD – *Arc Deposition*). Inna z metod polega na wybijaniu z katody cząstek osadzanego materiału wskutek bombardowania jonami o dużej energii (tzw. metody rozpylania jonowego – *Sputter Deposition*), np. na skutek wytworzenia odpowiednio ukształtowanego pola magnetycznego (tzw. metoda magnetronowa) [1].

2. RODZAJE POWŁOK NA NARZĘDZIA SKRAWAJĄCE

Powłoki nanoszone na ostrza narzędzi można podzielić z uwagi na budowę na: jednowarstwowe (monolityczne, kompozytowe, gradientowe) i wielowarstwowe (w skali mikro, w skali nano, nadstruktury); powłoki te mogą być w postaci azotków, węglików, węglikoazotków, tlenków i wieloskładnikowej. Wielowarstwowość powłoki daje korzystniejszy rozkład naprężeń i lepszą odporność na pęknięcie; energia pęknięcia rozpraszana jest przez jego odchylenie i rozgałęzienia. Powłoki wielowarstwowe składają się z kilku, kilkunastu, kilkudziesięciu, a nawet z kilku tysięcy warstw (wówczas o grubości kilku nm) [1-4].

Złożone powłoki nanoszone metodą PVD, wielowarstwowe w skali mikro, składają się z kilku warstw funkcjonalnych (w kolejności od podłoża), np. [5]: z metalicznej warstwy adhezyjnej (np. Ti, Cr, Mo, Zr), z podstawowej warstwy o wysokiej twardości i o możliwie niskim poziomie naprężeń (np. TiN, CrN, ZrN, TiCN), z warstwy blokującej przepływ ciepła (np. TiAlN, TiZrN), z warstwy o niskim współczynniku tarcia (np. Cr, CrN, TiN).

Powłoki nanoszone metodą PVD wykonywane są coraz częściej jako wielowarstwowe w skali nano i zapewniają narzędziom skrawającym, m.in. [6]: optymalny stosunek twardości do naprężeń własnych (co z kolei zapewnia dużą stabilność geometrii ostrzy i ich równomierne zużywanie się), wyższą odporność termiczną i chemiczną (co daje możliwość obróbki na sucho z większymi prędkościami, mniejsze zużycie żłobkowe), lepsze właściwości ślizgowe (co powoduje lepsze formowanie się wióra, wyższą jakość obrobionej powierzchni), większą odporność na zużycie (co wpływa na zmniejszenie kosztów narzędziowych).

Nowoczesne powłoki na ostrza narzędzi skrawających rozwijane są w wielu ośrodkach naukowych i w takich firmach jak: Oerlikon Balzers, Ionbond, Platit, CemeCon, Hauzer Techno Coating, SHM i inne.

Najczęściej na narzędzia skrawające stosowane są następujące powłoki [7]:

- TiN, uniwersalna; m.in. na narzędzia ze stali szybko tnących do obróbki stali węglowych i stopowych oraz z węglików spiekanych do obróbki ww. stali i miedzi (zwłaszcza do gwintowania),
- AlCrN (monowarstwowa), posiadająca wysoką odporność na utlenianie i dobrą twardość na gorąco; zalecana m.in. do frezowania stali i żeliwa oraz stopów

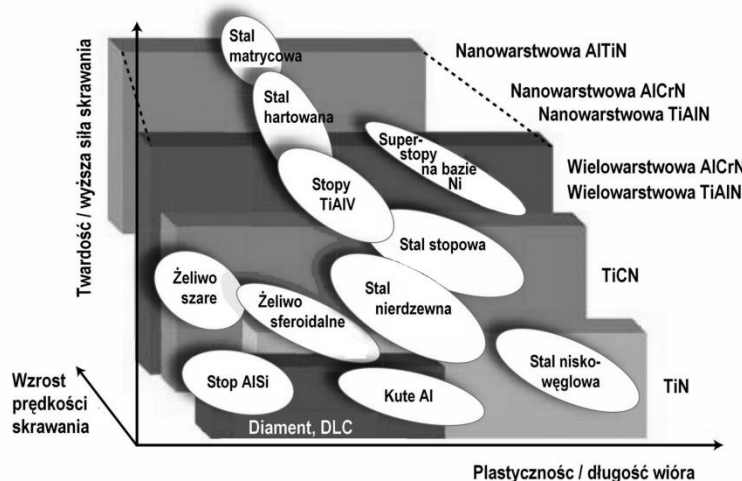
- niklu i tytanu narzędziami ze stali szybko tnącej i węglików spiekanych (także na narzędzia do obróbki kół zębatych),
- AlCrN (wielowarstwowa), o wysokiej odporności na utlenianie i wysokiej twardości na gorąco; zalecana m.in. w procesach wiercenia lub rozwiercania stali (w tym nierdzewnej), żeliwa, stopów aluminium i tytanu, brązu, mosiądzu i miedzi, narzędziami ze stali szybko tnących i węglików spiekanych,
 - TiCN, mająca wysoką twardość i dobrą wytrzymałość mechaniczną; znajdująca zastosowanie m.in. w procesach gwintowania stali (za wyjątkiem utwardzonych powyżej 52 HRC), w tym nierdzewnych, stopów niklu, mosiądzu i brązu, za pomocą narzędzi ze stali szybko tnących i z węglików spiekanych. Może być stosowana do frezowania z chłodzeniem np. w obróbce stalowych kół zębatych,
 - TiAlN, o wysokiej twardości na gorąco i wysokiej odporności na utlenianie; o szerokim zastosowaniu, m.in. na ostrza ze stali szybko tnącej i węglików spiekanych do toczenia, frezowania, wiercenia i gwintowania stali węglowych i stopowych o twardości do 52 HRC, stali nierdzewnych, żeliwa, stopów niklu, tytanu i aluminium, mosiądzu, brązu i miedzi oraz wiercenia stali hartowanych ostrzami z węgla spiekane go. Powłoka stosowana także na narzędzia ze stali szybko tnących i z węglików spiekanych do obróbki kół zębatych ze stali o twardości do 52 HRC (w tym nierdzewnych) i żeliwa oraz na narzędzia ze stali szybko tnących do obróbki kół zębatych z mosiądzu i brązu,
 - AlTiN, o bardzo wysokiej twardości na gorąco i bardzo wysokiej odporności na utlenianie; zalecana w zasadzie tylko na ostrza z węglików spiekanych, np. do toczenia i frezowania stali o wysokiej wytrzymałości (w tym utwardzonych powyżej 52 HRC) i nierdzewnych oraz stopów tytanu i niklu. W przypadku wiercenia zalecana głównie do stopów niklu, a w przypadku gwintowania głównie do stali utwardzonych powyżej 52 HRC, zaś w obróbce kół zębatych do stali węglowej i stopowej o twardości do 52 HRC,
 - TiAlN + WC/C, mająca wysoką twardość i dużą odporność na działanie podwyższonej temperatury oraz korzystne właściwości smarne i ślizgowe. Narzędzia z węglików spiekanych z tą powłoką mogą być stosowane do toczenia stopów aluminium, mosiądzu, miedzi i brązu; zaś przy frezowaniu i gwintowaniu ostrzami ze stali szybko tnących i węglików spiekanych do obróbki stopów aluminium, mosiądzu i brązu. Powłoka ta może być stosowana w obróbce narzędziami ze stali szybko tnącej kół zębatych z mosiądzu i brązu.
 - WC/C, przy relatywnie niskiej twardości ok. 1500 HV_{0,05} posiadająca bardzo niski współczynnik tarcia (dobre właściwości ślizgowe); stosowana na narzędzia ze stali szybko tnącej i węglików spiekanych, głównie do obróbki aluminium i jego stopów o zawartości krzemu poniżej 6%.
 - diament, o super wysokiej twardości (8000–10000 HV_{0,05}) i dużej stabilności chemicznej; stosowany na narzędzia z węglików spiekanych do toczenia, frezowania, wiercenia i gwintowania grafitu, a także do mikroobróbki (np.

frezowaniem). Odmiana tej powłoki o strukturze nanokrystalicznej stosowana jest w obróbce materiałów kompozytowych umocnionych włóknem węglowym lub szklanym, aluminium i jego stopów zawierających krzem.

Coraz częściej na ostrza narzędzi skrawających nanoszone są nowoczesne powłoki, takie jak m.in. [4]:

- powłoki wielowarstwowe w skali mikro i nano oraz powłoki nadstrukturalne, na bazie azotków i węglików metali grup przejściowych Ti, Cr, Zr, Mo, W oraz innych pierwiastków B, Si i Al,
- powłoki nanokompozytowe złożone z faz nanokrystalicznych i amorficznych w układach (Ti-B-N, Ti-B-C) oraz (Ti-Al-Si-N),
- powłoki wielowarstwowe lub kompozytowe azotków i siarczków na bazie np. TiN/MoS₂ lub TiN-MoS₂,
- powłoki supertwarde: DLC, diamentowe, cBN, C_xN_y.

Zasadą stał się dobór rodzaju i budowy powłoki na ostrza narzędzi skrawających w aspekcie przewidywanego zastosowania danego narzędzia w procesie produkcyjnym. Wybór powłoki w wielu przypadkach zależy od właściwości materiałów obrabianych i ich skrawalności (rys. 1) [7, 8].



Rys. 1. Wybór powłoki (bloki) w zależności od rodzaju i właściwości materiałów obrabianych (pola owalne) [7, 8]

Przedstawiony przez Cselle [9] podział powłok na generacje (stosowany przez firmę PLATIT) w dużym stopniu oddaje charakter zmian zachodzących w powłokach na przestrzeni lat od pierwszych powłok jednowarstwowych TiN, a później również jednowarstwowych powłok złożonych z azotków CrN, ZrN itp. (pierwsza generacja), poprzez powłoki dwuwarstwowe np. AlTiN, AlCrN (druga generacja) oraz

wielowarstwowe w skali mikro i nano np. AlCrN, AlTiCrN (trzecia generacja), aż do powłok złożonych wielowarstwowych w skali nano, gradientowych i nanokompozytowych – np. AlCrTiN (czwarta generacja).

Ważną właściwością nanostrukturalnych powłok nanoszonych metodą PVD jest wysoka twardość. Jednak dla minimalizacji zużycia ważne jest także uzyskanie powłoki o odpowiednim poziomie sprężystości i tolerancji na odkształcenie, czyli potrzebne jest optymalizowanie zarówno twardości (H) – im większa tym lepiej – jak i modułu sprężystości Younga (E), który powinien mieć stosunkowo niską wartość; sprowadza się to do uzyskania powłoki posiadającej wysoką wartość ilorazu H i E [10].

Powłoki nanoszone metodą PVD gradientowe lub złożone, gradientowe i wielowarstwowe nanostrukturalne, pozwalają na kształtowanie zróżnicowanych właściwości powłok na ich powierzchni i grubości oraz na granicy faz podłożepowłoka. Do tworzenia tego rodzaju powłok nadają się głównie układy Ti-Al-B-N, w których tytan może być zastąpiony przez chrom, a bor przez krzem, co prowadzi do tworzenia powszechnie już stosowanych powłok typu CrAlN, TiSiN, TiCrAlN i TiAlSiN, czy też typu TiAlN [10]. Oprócz ww. układów stosowane są także układy, w których wykorzystywane są azotki bądź węgliki cyrkonu i azotki niobu [11, 12].

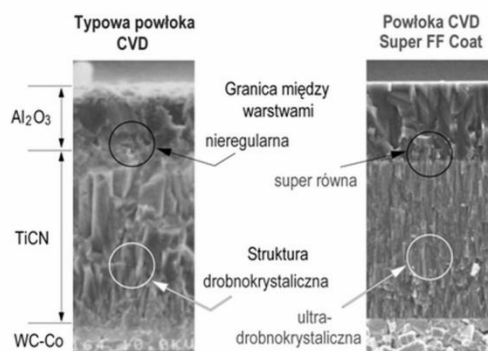
Bardzo korzystne właściwości wykazują powłoki nadstrukturalne („superlattice coatings” – „SL coatings”), mające budowę wielowarstwową w postaci ułożonych naprzemiennie bardzo cienkich warstw rzędu kilku nanometrów. W przypadku takich struktur azotkowych obserwuje się wysoki wzrost twardości (nawet do 300%) w stosunku do twardości poszczególnych azotków tworzących warstwy; utwardzenie to wynika z działania dyslokacji i może do niego dojść wtedy, gdy warstwy składowe różnią się modułem sprężystości poprzecznej (tzw. modułem Kirchhoffa) [13].

Przykładem nowoczesnych powłok firmy Oerlikon Balzers do obróbki materiałów trudnoobrabialnych jest powłoka *Balinit Aldura*, odpowiednia do frezowania ostrzami z węglików spiekanych stali na matryce o twardości ok. 60 HRC, jak i stopów tytanu i magnezu. Składa się ona z warstwy TiAlN o bardzo dobrej adhezji do podłoża i dużej wytrzymałości oraz zewnętrznej funkcjonalnej warstwy azotku AlCrN o strukturze nanokrystalicznej, o wysokiej twardości 3300 HV_{0,05} (również na gorąco), dużej odporności na utlenienie, wysokiej temperaturze pracy 1100°C [7].

Do obróbki wiórowej stopów tytanu i aluminium, w szczególności stopów Al-Si, firma CemeCon opracowała powłoki CC AluSpeed®, bazujące na borku tytanu TiB₂ nanoszonym metodą PVD na ostrza z węglików spiekanych. Powłoki te posiadają wysoką twardość 4000 HV_{0,05} i odporność na temperaturę 1100°C; dzięki odpowiedniej technologii wytwarzania mają bardzo gładką i równą powierzchnię, co zmniejsza skłonność materiału obrabianego do przylegania do ostrza narzędzia [14].

W wielu zastosowaniach, np. w obróbce stali nierdzewnych austenicznych oraz żeliw sferoidalnych o podwyższonej wytrzymałości, wykorzystywane są powłoki nanoszone metodą CVD, które są coraz to wyższej jakości dzięki doskonaleniu ich

metod wytwarzania. W firmie Sumitomo opracowano powłokę nanoszoną metodą CVD (rys. 2), która zawiera obok zewnętrznej warstwy Al_2O_3 , warstwę TiCN o twardości powyżej 30 GPa, o ultra-drobnokrystalicznej strukturze, z super równą granicą między warstwami [15].



Rys. 2. Porównanie powłoki Super FF Coat z typową powłoką CVD – na podstawie lit. [15]

Stosowane w wysokowydajnej obróbce żeliwa sferoidalnego utwardzanego izotermicznie ADI 900 nowe monolityczne powłoki azotkowo-tlenkowe w systemach Al-Cr-O-N i Zr-O-N naniesione łukową metodą PVD na narzędzia z węglików spiekanych mają przewagę nad powłokami azotkowymi na bazie TiAlN; przy stosowaniu powłok Al-Cr-O-N (o twardości ok. 55 GPa i bardzo dobrej adhezji do podłoża), w procesie wiercenia uzyskano wzrost trwałości ostrza o 300% [16].

Nowe powłoki kompozytowe wielowarstwowe w skali nano uzyskane zmodyfikowaną metodą łukową PVD zapewniają bardzo wysokie trwałości ostrzy płytek wielostrzowych z węglików spiekanych w różnych procesach obróbki; powłoki Ti-AlN/CrN-Ti_{1-x}Cr_xAl_yN – w toczeniu stali o twardości 200HB i stopów niklu, zaś powłoki Zr-AlN/CrN-ZrCrAlN – we frezowaniu stopów tytanu [17].

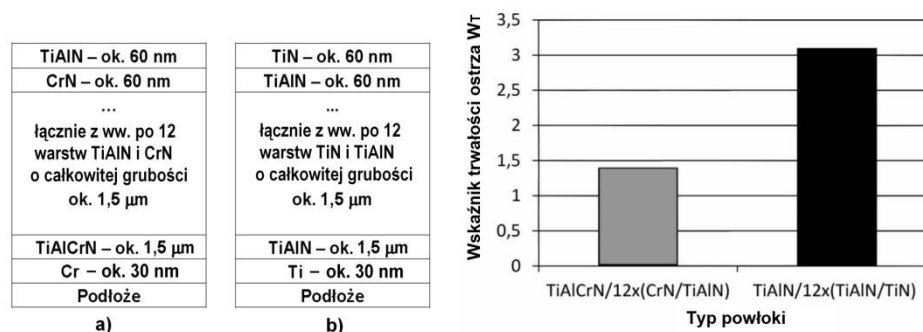
Zastosowanie monolitycznych powłok AlCrN i AlTiN o bardzo zwartej strukturze, dobrej adhezji i dużej gładkości, naniesionych metodą PVD na narzędzia z węglików spiekanych za pomocą nowego rodzaju cylindrycznego magnetronu prądu stałego wysokiej mocy, umożliwia uzyskanie w procesach wiercenia głębokich otworów w stalach konstrukcyjnych stopowych, jak też frezowania, znaczne zwiększenie trwałości narzędzi w porównaniu z dotychczas wytwarzanymi przez firmę SHM wysokiej jakości powłokami [18].

3. WYBRANE WYNIKI BADAŃ WŁASNYCH

W Instytucie Zaawansowanych Technologii Wytwarzania w Krakowie (IZTW) były prowadzone prace badawcze i rozwojowe dotyczące narzędzi skrawających, zwłaszcza przeznaczonych do obróbki materiałów trudnoobrabialnych, w których uwzględniono rozwój narzędzi skrawających z różnych rodzajów materiałów z naniesionymi powłokami. Celem przeprowadzonych badań było m.in. opracowanie nowoczesnych powłok nanostrukturalnych, w tym wielowarstwowych w skali mikro i nano, głównie w aspekcie zastosowania ich na ostrzach narzędzi specjalnych dla przemysłu (np. frezów ślimakowych i płytek wieloostrowych do obróbki szybkościowej). Do nanoszenia powłok w IZTW stosowana była metoda łukowo-plazmowa PVD; wykorzystywano urządzenie NNW-6.6, ze zmodernizowanym układem pomp próżniowych, wyposażone w trzy katody mogące pracować równocześnie oraz w stół obrotowy z napędem i mechanizmem umożliwiającym planetarny obrót przedmiotów powlekanych.

Powłoki zawierające cienkie warstwy CrN i TiAlN (rys. 3a) oraz bazujące na cienkich warstwach TiN i TiAlN (rys. 3b) wykonano w IZTW na płytkach skrawających z węglików spiekanych jako nadstrukturalne. Twardość powłok określano na zglądach metalograficznych skośnych za pomocą cyfrowego miernika mikrotwardości typu FM-7 (firmy Future-Tech Corp.) metodą Vickersa przy obciążeniu 0,2452 N. Wskaźniki trwałości ostrzy W_T stanowiące iloraz trwałości ostrza z powłoką i bez powłoki określano w próbach toczenia wzdłużnego wałków o średnicy ok. 85 mm i długości ok. 650 mm ze stali narzędziowej stopowej 145Cr6 o twardości ok. 50 HRC; próby te przeprowadzono na tokarce typu TZC-32N Uniwersal o mocy silnika 50 kW, przy prędkości skrawania $v_c=120$ m/min, posuwie $f=0,07$ mm/obr oraz głębokości skrawania $a_p=0,5$ mm. Płytki mocowano w korpusie noża tokarskiego składanego typu CSRPL 2525-12 (firmy Pafana), który zapewniał kąty ostrza: natarcia $\gamma_o=+5^\circ$, pochylenia krawędzi skrawającej $\lambda_s=0^\circ$.

Osiągnięto pozytywne rezultaty polegające na uzyskaniu bardzo dużej twardości powłok (rzędu 3000–3500 HV_{0,025}) i znacznie podwyższonej trwałości ostrzy z tymi powłokami (rys. 3) – wskaźnik trwałości ostrzy W_T wynosił od 1,4 do 3,1.



Rys. 3. Budowa przykładowych powłok nanostrukturalnych nanoszonych w IZTW łukowo-plazmową metodą PVD na podłoża z węglików spiekanych oraz wskaźniki trwałości ostrzy z powłokami W_T

Na ostrza frezów ślimakowych ze stali szybko tnących o modułach $m=10$ mm naniesiono metodą PVD powłoki nanostrukturalne wielowarstwowe $11x(\text{TiN}/\text{ZrN})$ oraz $\text{Ti-Zr-N}/10x(\text{TiN}/\text{ZrN})$, zbudowane od strony powierzchni z naprzemiennych bardzo cienkich warstw TiN i ZrN (o grubości $100\div 150$ nm). Również mikrowarstwa Ti-Zr-N o grubości ok. $2,5$ μm wchodząca w skład drugiej z ww. powłok posiada budowę nanostrukturalną, co wynika z technologii jej wykonania polegającej na wykorzystaniu do nanoszenia warstw naprzeciwległych katod Ti i Zr oraz obrotowego stołu planetarnego; mikrowarstwa ta składa się z bardzo wielu nanowarstw TiN i ZrN, o grubości zależnej od parametrów procesu PVD – rzędu kilku nm.

Uzyskano twardość ww. powłok wielowarstwowych ok. $3000 \text{ HV}_{0,025}$ (o ok. 25% większą od twardości naniesionej na frezy ślimakowe powłoki TiN wynoszącej ok. $2400 \text{ HV}_{0,025}$). Dla porównania właściwości skrawnych frezów z różnymi powłokami obróbkę obwiedniową prowadzono z prędkością skrawania $v_c = 40$ m/min i posuwami $f_o = 0,63\text{--}1,25$ mm/obr przedmiotu. Z uwagi na duże gabaryty kół zębatych i stosunkowo niedużą różnicę w trwałości ostrzy nie było możliwe podanie wyników w postaci różnicy w liczbie wykonanych kół zębatych. Przyjęte do oceny zużycia ostrzy frezów wartości starcia VB na powierzchni przyłożenia tych ostrzy były przy stosowaniu frezów z ww. powłokami wielowarstwowymi mniejsze o ok. 15% w stosunku do uzyskanych dla frezów z powłoką TiN po wykonaniu tej samej liczby kół zębatych (czyli po tym samym czasie obróbki). Wynik porównania wartości starcia VB dla frezów z różnymi powłokami określono w wartościach względnych ze względu na zróżnicowanie liczby zębów kół i parametrów obróbki.

4. PODSUMOWANIE

Z dokonanego przeglądu nowoczesnych powłok stosowanych na ostrza skrawające narzędzi z węglików spiekanych i stali szybko tnących wynika, że ma miejsce ciągły rozwój powłok polegający zarówno na modyfikacjach ich składu chemicznego,

fazowego i struktury, opracowywaniu coraz to nowych układów warstw w powłokach w skali mikro i nano, jak i rozwoju metod i technik nanoszenia warstw. Szczególnie duże możliwości osiągnięcia pożądanych właściwości powłok daje wielowarstwowość i nanostruktura, umożliwiające m.in. znaczny wzrost twardości. Bardzo korzystne właściwości wykazują powłoki nadstrukturalne, mające budowę wielowarstwową w postaci ułożonych naprzemiennie bardzo cienkich warstw rzędu kilku nanometrów. Aktualnie bardzo często rodzaj powłoki i jej budowa oraz metoda jej nanoszenia dobierane są indywidualnie w zależności od właściwości materiałów obrabianych i rodzaju obróbki – jako dedykowane do określonych warunków obróbki.

Z pozytywnym wynikiem powłoki dedykowane nanoszone metodą PVD opracowywano w minionych latach także w IZTW; w przedstawionych przykładach opracowane wybrane powłoki nanostrukturalne wielowarstwowe, składające się z cienkich warstw TiN i ZrN, TiN i TiAlN oraz CrN i TiAlN (o twardości rzędu 3000 HV_{0,025}), które zastosowane na ostrza frezów ślimakowych i płytek wielostrzowych do obróbki szybkościowej, umożliwiły wzrost trwałości ostrzy tych narzędzi przeznaczonych do zastosowań przemysłowych.

LITERATURA

- [1] WYSIECKI M., *Nowoczesne materiały narzędziowe stosowane w obróbce skrawaniem*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 1997.
- [2] CZECHOWSKI K., POFELSKA-FILIP I., KRÓLICKA B., SZLOSEK P., SMUK B., WSZOŁEK J., KURLETO A., KASINA J., *Effect of nitride nano-scale multilayer coatings on functional properties of composite ceramic cutting inserts*. Bulletin of the Polish Academy of Sciences, 53 (2005) 4, 425-431.
- [3] KIM S. K., VINH P. V., LEE J. W., *Deposition of superhard nanolayered TiCrAlSiN thin films by cathodic arc plasma deposition*. Surf. Coat. Technol. 202 (2008) 202, 5395-5399.
- [4] CZECHOWSKI K., WRONSKA I., WSZOŁEK J., BEDNARSKI P., *Wielowarstwowe powłoki nanostrukturalne nanoszone na narzędzia łukowo-plazmową metodą PVD*. Magazyn Przemysłowy MM, 2009, 8-9, 40-42.
- [5] PANCKOW A.N. at al., *Application of a novel vacuum-arc ion-plating technology for the design of advanced wear resistant coatings*. Surf. Coat. Technol. 138 (2001) 1, 71-73.
- [6] BALZERS: *Przyszłość to NANO*. Materiały informacyjne. 2005.
- [7] Materiały informacyjne firmy Oerlikon Balzers; www.oerlikonbalzerscoating.com.
- [8] CZECHOWSKI K., WRONSKA I., *Rola powłok na narzędziach skrawających w obróbce materiałów trudnoobrabialnych*. Obróbka Metalu, 2013, 1, 31-36.
- [9] CSELLE T., MORSTEIN M., LÜMKEMANN A., *QuadCoatings^{4®}. New generation of PVD coatings for cutting tools*. Werkzeug Technik, 130, 15 Nov 2012, ISSN Nr. 0997-6981, www.werkzeug-technik.com.
- [10] LEYLAND A., MATTHEWS A., *Optimization of nanostructured tribological coatings in Nanostructured Coatings*, ed. CAVALEIRO A., DE HOSSON J.TH.M., Springer, N. York, 2006, 511–538.
- [11] HOVSEPIAN P.EH., MÜNZ W.D., *Synthesis, structure and applications of nanoscale multilayer/superlattice structured PVD coatings in Nanostructured Coatings*, ed. CAVALEIRO A., DE HOSSON J.TH.M., Springer, N.York, 2006, 555-643.

- [12] ABADIAS G. et al., *Stress, interfacial effects and mechanical properties of nanoscale multilayered coatings*. Surf. Coat. Technol. 202, 2007, 844-853.
- [13] HULTMAN L., *Synthesis, structure and properties of superhard superlattice coatings in Nanostructured Coatings*, ed. CAVALEIRO A., DE HOSSON J.TH.M., Springer, N.York, 2006, 539-554.
- [14] WEIGAND M., *Machining titanium and aluminium with CC AluSpeed®. Reducing cutting-edge build-up*. CemeCon FACTS, 37, 2012, March, 4-5.
- [15] OKUNO S. i in., *Development of New coated carbide grade Ace Coat AC405K/415K for cast iron turning*. SEI Technical Review, No. 75, October, 2012, 8-12.
- [16] BARTHELMA F., FRANK H., MAHR P., REICH S., *Oxygen-improved hard coatings for high performance cutting processes*. Procedia CIRP 1, 2012, 208-213.
- [17] VERESHCHAKA A.A. et al, *Nano-scale multilayered-composite coatings for the cutting tools*. Int. J. Manuf. Technol. 72, 2014, 303-317.
- [18] JILEK M. et al, *High deposition of AlTiN and related coatings with dense morphology by central cylindrical direct current magnetron sputtering*. Thin Solid Films, 556, 2014, 361-368.

WPLYW METODY FORMOWANIA Al_2O_3 NA WLAŚCIWOŚCI PŁYTEK SKRAWAJĄCYCH

Paweł FIGIEL¹, Lucyna JAWORSKA¹, Kazimierz CZECHOWSKI¹, Kazimierz KRZĄSTEK², Sławomir CYGAN¹

1. WSTĘP

W ostatnich latach wzrasta zapotrzebowanie na materiały narzędziowe, przeznaczone do pracy z dużymi prędkościami skrawania. Grupą materiałów, która szczególnie dobrze nadaje się do pracy z dużymi prędkościami skrawania, są ceramiczne materiały narzędziowe. Jednymi z najczęściej wykorzystywanych materiałów w tej grupie są spieki na bazie tlenku glinu [1]. Charakteryzują się dużą odpornością chemiczną i cieplną w warunkach pracy, małą gęstością wykazuje odporność na ścieranie i twardość w temperaturze pokojowej i podwyższonej. Dodatkowo surowce potrzebne do wytwarzania spieków są łatwo dostępne [1]. Jedną z głównych technik formowania materiałów ceramicznych jest prasowanie jednoosiowe [2]. Największą wadą metody prasowania jednoosiowego jest nierównomierność zagęszczenia kształtki wzdłuż kierunku przyłożonej siły prasowania. Spowodowane jest to tarciem wewnętrznym cząstek proszku o siebie oraz o ścianki matrycy i stempel [2]. Inną popularną metodą formowania materiałów ceramicznych jest wytłaczanie. Metoda ta polega na plastycznym odkształceniu masy ceramicznej pod wpływem sił zewnętrznych. Właściwości plastyczne masy ceramicznej uzyskuje się dzięki dodatkowi odpowiednich plastyfikatorów organicznych [2]. Metoda wytłaczania pozwala na uzyskanie długich pasm, które przed wypaleniem są dzielone na mniejsze części.

W pracy przedstawiono wyniki badań, które miały na celu porównanie wybranych właściwości płytek skrawających z Al_2O_3 formowanych metodą prasowania i wytłaczania.

¹ Instytut Zaawansowanych Technologii Wytwarzania, ul. Wrocławska 37a, 30-011 Kraków

² Instytut Energetyki Oddział Ceramiki CEREL, ul. Techniczna 1, 36-040 Boguchwała

2. EKSPERYMENT

Do badań użyto komercyjnych proszków tlenku glinu firmy Almatix o oznaczeniu handlowym A16SG i średniej wielkości ziarna $0,5\ \mu\text{m}$ oraz tlenku magnezu firmy Inframat i średniej wielkości ziarna ok. $30\ \text{nm}$. Z proszków wykonano dwie mieszanki o składzie $99,7\%$ mas. Al_2O_3 i $0,3\%$ mas. MgO . Dodatek tlenku magnezu ma za zadanie ułatwić spiekanie tlenku glinu i hamować rozrost jego ziaren. Do formowania proszków wybrano najbardziej popularną metodę prasowania jednoosiowego oraz metodę wyłaczania z masy plastycznej.

Próbki formowane metodą prasowania jednoosiowego przygotowano w Instytucie Zaawansowanych Technologii Wytwarzania. Proszki były mieszane na mokro z dodatkiem alkoholu izopropylowego oraz glikolu polietylenowego jako fazy ułatwiającej prasowanie. Proces prowadzono w koloidalnym młynku kulowym przez 30 godzin. Następnie mieszanki były wygrzewane w suszarce, a po wysuszeniu, granulowane na sicie o rozmiarze oczka $1\ \text{mm}$ i poddane kilkudniowemu starzeniu.

Z otrzymanych mieszanek uformowano, poprzez prasowanie jednoosiowe w stalowej matrycy, próbki w kształcie prostopadłościanów o wymiarach $16,5 \times 16,5 \times 5,6\ \text{mm}$, stosując nacisk ok. $110\ \text{MPa}$ (rys. 1).



Rys. 1. Widok stalowej matrycy do formowania metoda prasowania jednoosiowego i próbek z tlenku glinu, uformowanych tą metodą

W kolejnym etapie próbki poddano dogęszczaniu izostatycznemu, w przystawce współpracującej z prasą hydrauliczną, pod ciśnieniem $250\ \text{MPa}$. Tak wykonane próbki poddano obróbce cieplnej, w suszarce z programowaną zmianą temperatury (systematycznie zwiększano temperaturę o $0,25^\circ\text{C}/\text{min}$ do maksymalnej temperatury 250°C , z wytrzymywaniem przez godzinę, co 20°C). Ten etap miał na celu usunięcie fazy poślizgowej z materiału próbek. Tak przygotowane próbki były spiekane swobodnie z wykorzystaniem wysokotemperaturowego pieca elektrycznego typu HT16/18 firmy Nabertherm. Parametry spiekania wynosiły: temperatura 1620°C , czas

wytrzymania w maksymalnej temperaturze 1h, prędkość nagrzewania 200°C/min.

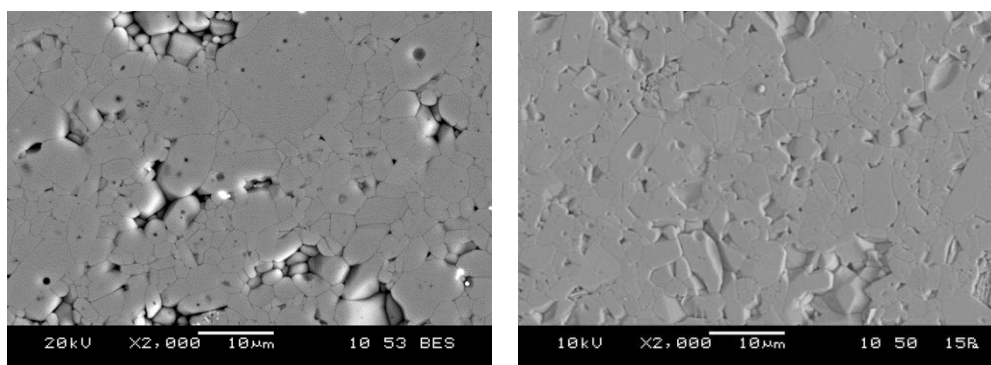
Próbki formowane metoda wytłaczania zostały wykonane w Instytucie Energetyki Oddział Ceramiki CEREL. Proszki przeznaczone do wytłaczania były mieszane na mokro, w wodzie dejonizowanej, z dodatkiem metylocelulozy oraz oleju rycynowego, w mieszadle z obrotową misą, przez 45 min. Metyloceluloza, pełniąca rolę plastyfikatora, została rozpuszczona w wodzie w temperaturze 70°C. Mieszaninę przetłoczono dwukrotnie przy pomocy ślimakowej wytłaczarki próżniowej w celu odgazowania i ujednorodnienia. Następnie używając tej samej wytłaczarki wyposażonej w zestaw formujący zaformowano pasmo o przekroju kołowym $\varnothing 26$ mm z otworem wewnętrznym o średnicy $\varnothing 6$ mm. Pasma zostało wysuszone najpierw pod przykryciem z folii (1 doba), następnie na wolnym powietrzu (3 doby) i w suszarce komorowej (1 doba). Z wysuszonego pasma ukształtowano płytki o przekroju kwadratowym metodą frezowania. Płytki wypalono w elektrycznym piecu wysokotemperaturowym w temperaturze max. 1620°C.

Otrzymany w formie półfabrykatów materiał ceramiczny na bazie Al_2O_3 poddano w IZTW obróbce kształtującej szlifowaniem, wykonując z nich płytki skrawające o kształcie zgodnym z wymaganiami normy ISO 1832:1991 typu SNGN 120412 T02020. Płytki miały przekrój kwadratowy o długości boku $l=12,7$ mm, grubości $s=4,76$ mm i promieniu zaokrąglenia krawędzi skrawającej $r=1,2$ mm. Ponadto wykonano fazki wzmacniające krawędź skrawającą, o szerokości nominalnej $b_\gamma=0,20$ mm i kącie pochylenia względem powierzchni natarcia $\gamma_n=-20^\circ$.

3. WYNIKI

Spieczone próbki zostały poddane badaniom mikrostruktury oraz właściwości fizycznych i mechanicznych: gęstości, modułu Younga i twardości Vickersa.

Badania mikrostruktur próbek przeprowadzono za pomocą skaningowego mikroskopu elektronowego. Próbki zostały wcześniej przygotowane poprzez wykonanie zglądów i trawienie termiczne w temperaturze 1450°C przez 30 min. Na rysunku nr 2 przedstawiono obrazy mikrostruktur badanych próbek. Mikrostruktury są typowe dla spieków Al_2O_3 . Daje się na nich zauważyć, że ziarna spieku mają rozmiar kilku mikrometrów co świadczy o ich rozroście w porównaniu do proszku wyjściowego. Widoczne na rysunkach ubytki w mikrostrukturze spowodowane są wrywaniem ziaren spieku w czasie szlifowania próbek.



Rys. 2. Mikrostruktury badanych próbek: a) próbka formowana metodą prasowania, b) próbka formowana metodą wylączania

Badania modułu Young'a wykonano nieniszczącą metodą ultradźwiękową. Do wyznaczania stałych sprężystości użyto defektoskopu ultradźwiękowego EPOCH-3 firmy Panamatrix, wyposażonego w specjalne szerokopasmowe głowice ultradźwiękowe do pomiaru fal podłużnych i poprzecznych. Prędkość fal ultradźwiękowych, podłużnej i poprzecznej, wyznaczono, jako iloraz zmierzonej grubości próbki oraz czasu przejścia przez nią impulsu ultradźwiękowego.

Pomiar gęstości pozornej spieczonych próbek został wykonany metodą Archimedesesa przy zastosowaniu wagi hydrostatycznej zgodnie z normą PN-EN ISO 632-2.

Badania twardości wykonano metodą Vickersa za pomocą cyfrowego miernika twardości i mikrotwardości Future-Tech FLC-50VX przy obciążeniu 9,8 N (1 kG).

Odporność na kruche pękanie K_{Ic} wyznaczono z wykorzystaniem metody wgłębnikowej. W tym przypadku obciążenie wgłębnika Vickersa wynosiło 294 N (30 kG). Obliczenia wartości współczynnika K_{Ic} przeprowadzono według wzoru Niihary, opracowanego dla modelu pęknięć Palmqvista.

Wyniki pomiarów modułu Younga, gęstości, twardości i odporności na kruche pękanie zestawiono w tabeli 1.

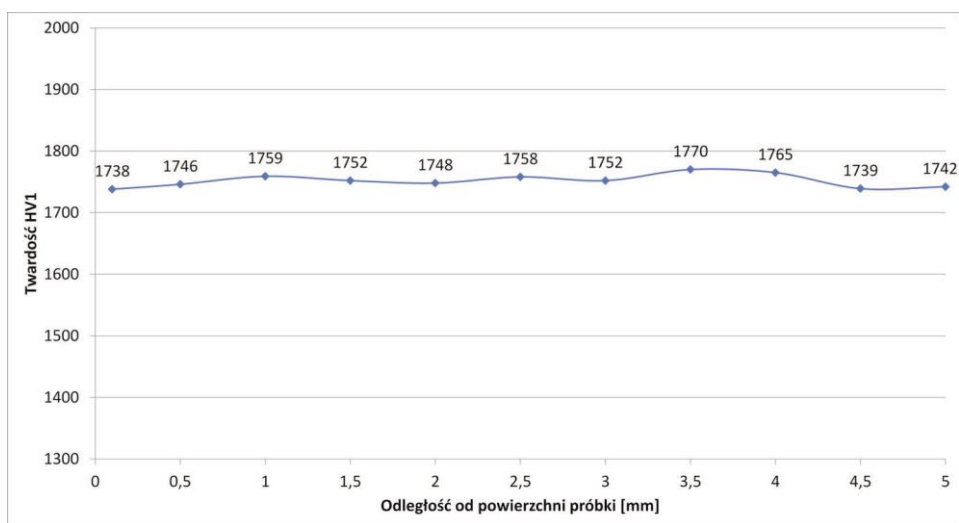
Tabela 1. Zestawienie wyników właściwości fizycznych oraz mechanicznych spieków Al_2O_3

Oznaczenie próbki	Gęstość ρ [g/cm^3]	Moduł Younga E [GPa]	Twardość HV \bar{s} r	Odporność na kruche pękanie K_{Ic} [$MPa \cdot m^{1/2}$]
Prasowana	3,93±0,01	385±0,6	1750±10	5,28
Wylączana	3,93±0,01	387±1	1690±30	5,59

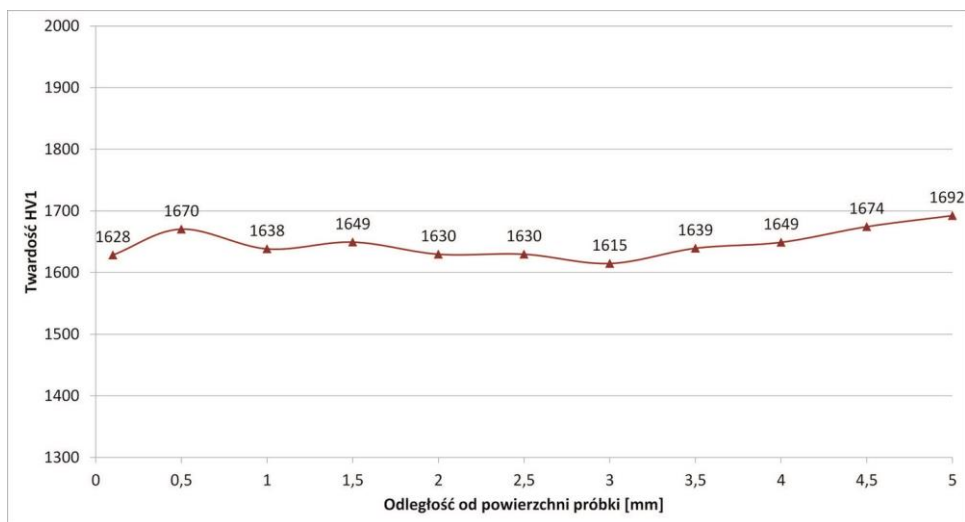
Na podstawie analizy wyników można stwierdzić, że próbki formowane metodą wylączania mają właściwości bardzo podobne do próbek prasowanych. Materiał wylączany charakteryzuje się nieco wyższym modułem Younga i odpornością na

kruche pękanie. Z kolei próbki wytworzone w IZTW mają wyższą twardość. Różnice te są jednak niewielkie i najprawdopodobniej są spowodowane różnicami w rozkładzie temperatur w obrębie komory pieca.

Na rysunkach 3 i 4 przedstawiono rozkłady twardości na przekroju poprzecznym, odpowiednio, próbki prasowanej i wytłaczanej. Brak jest zauważalnych zmian twardości na przekroju poprzecznym badanych próbek. Świadczy to o równomiernym zagęszczeniu proszku Al_2O_3 w czasie procesu formowania.



Rys. 3. Rozkład twardości zmierzonej metodą Vickersa na przekroju poprzecznym próbki prasowanej



Rys. 4. Rozkład twardości zmierzonej metodą Vickersa na przekroju poprzecznym próbki wytłaczanej

Ocenę właściwości skrawnych dokonano podczas toczenia wzdłużnego. Próbę przeprowadzono na centrum tokarsko-frezarskie typu NL2000SY (firmy Mori Seiki) o mocy silnika napędu głównego 18,5 kW. Jako materiału do toczenia użyto wałka ze stali konstrukcyjnej węglowej wyższej jakości, gatunku C45 wg PN-EN 10083-8:2008, w stanie normalizowanym, o średnicy ok. 180 mm i długości ok. 600 mm oraz twardości 167÷179 HB.

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; na tej podstawie określano trwałość ostrza jako czas jego pracy do uzyskania wartości starcia $VB_{Bmax}=0,3$ mm lub $VB_C=0,3$ mm. Mierzono także chropowatość powierzchni obrobionej (parametr Ra) za pomocą profilometru Hommel Tester T1000E.

W tabeli 2 zestawiono wyniki pomiarów średniej trwałości ostrza badanych płytek skrawających.

Tabela 2. Trwałość ostrzy T w min dla badanych płytek podczas toczenia za ich pomocą normalizowanej stali konstrukcyjnej gatunku C45 różnymi prędkościami skrawania

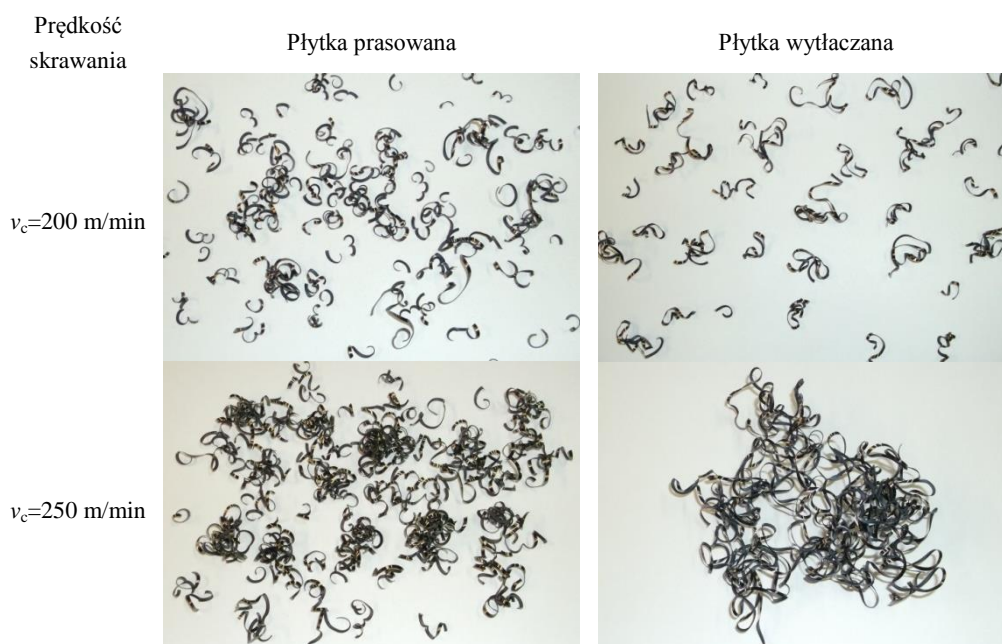
Oznaczenie próbki	Średnia trwałość ostrza T [min]	Odchylenie standardowe	Przedział ufności dla $\alpha=0,10$	Parametry skrawania
Wtlaczana	17,5	1,3	$\pm 2,3$	$v_c=150$ m/min $f=0,15$ mm/obr $a_p=1,0$ mm
Prasowana	23,5	2,9	$\pm 4,8$	
Wytłaczana	13,0	1,6	$\pm 2,6$	$v_c=200$ m/min $f=0,15$ mm/obr $a_p=1,0$ mm
Prasowana	18,1	1,5	$\pm 2,4$	
Wytłaczana	11,4	0,6	$\pm 3,6$	$v_c=250$ m/min $f=0,15$ mm/obr $a_p=1,0$ mm
Prasowana	13,4	0,1	$\pm 0,6$	

Średnia trwałość ostrzy płytek z materiału formowanego metodą wytłaczania wyniosła 17,5 min przy prędkości skrawania $v_c=150$ m/min, 13,0 min przy $v_c=200$ m/min oraz 11,4 min przy $v_c=250$ m/min. Uzyskane wartości średnie trwałości ostrzy dla płytek z materiału prasowanego były w każdym z ww. przypadków dłuższe (o ok. 18÷39%, w zależności od prędkości skrawania). Obserwowano prawidłowe zużycie

ścierne ostrzy obu badanych płytek.

Podczas obróbki płytkami z materiału formowanego metodą wytłaczania uzyskiwano zróżnicowane wartości parametru chropowatości R_a na powierzchni obrobionej, co w dużej mierze było spowodowane różnym kierunkiem spływu wióra. W przypadku spływu wióra w kierunku od przedmiotu obrabianego lub w kierunku do przedmiotu obrabianego, ale w kierunku posuwu osiągnano parametr chropowatości R_a najczęściej w zakresie $0,8\div 1,3 \mu\text{m}$; natomiast, gdy wiór spływał w kierunku do przedmiotu obrabianego i w kierunku przeciwnym do kierunku posuwu, czyli ocierał się o powierzchnię obrobioną parametr chropowatości R_a ulegał zwiększeniu do wartości $2,0 \mu\text{m}$, a nawet $2,7 \mu\text{m}$, co występowało niekiedy np. przy prędkości skrawania $v_c=150 \text{ m/min}$ i 250 m/min .

Przy głębokości skrawania $a_p=1,0 \text{ mm}$ uzyskiwano wióry najczęściej w postaci splecionej rurowe lub śrubowe otwarte (wg klasyfikacji kształtów wiórów z PN-ISO 3685:1996 typu 2.3 lub 4.3, przy tym niedługie, a niekiedy nawet krótkie typu 2.2 lub 4.2), które w wielu przypadkach nie spływały w kierunku powierzchni obrobionej.



Rys. 5. Przykłady wiórów uzyskiwanych podczas toczenia badanymi płytkami z różnymi prędkościami skrawania

4. WNIOSKI

Badaniom poddane zostały spieki tlenku glinu formowane metodą wytłaczania i prasowania jednoosiowego.

Materiały uzyskane tymi metodami mają podobną mikrostrukturę i właściwości fizyczne i mechaniczne. Próbka formowana metodą wyciskania miała nieco wyższy moduł Younga i odporność na kruche pękanie natomiast próbka prasowana miała wyższą twardość.

Badania rozkładu twardości na przekroju poprzecznym próbki wzdłuż kierunku prasowania i wyciskania wykazały równomierność zagęszczenia obu materiałów.

Uzyskana w procesie toczenia wałków z normalizowanej stali konstrukcyjnej C45 (o twardości ok. 167÷179 HB) za pomocą płytek skrawających z materiału formowanego metodą wytłaczania średnia trwałość ostrzy jest niższa od średniej trwałości ostrzy uzyskanej dla płytek z materiału formowanego metodą prasowania o ok. 18÷39%, w zależności od prędkości skrawania.

Mimo to, biorąc pod uwagę przyjęte parametry skrawania, właściwości skrawne płytek z materiału formowanego metodą wytłaczania można uznać za dobre.

Uzyskiwane przy stosowaniu płytek wytłaczanych parametry chropowatości powierzchni obrobionej Ra, najczęściej w zakresie 0,8÷1,3 μm (a w niektórych przypadkach ulegające zwiększeniu do wartości 2,0÷2,7 μm), można uznać za porównywalne z osiąganymi przy stosowaniu płytek prasowanych.

LITERATURA

- [1] DOBRZAŃSKI L.A., *Podstawy nauki o materiałach i metaloznawstwo*. Warszawa, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 2002, 926–929.
- [2] OCZOŚ K.E., *Kształowanie ceramicznych materiałów technicznych*, Rzeszów, Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, 1996, 111, 113–115, 121–122.

BADANIE WPŁYWU ZUŻYCIA WIERTEL ZE STALI HS 2-5-1 NA SIŁĘ POOSIOWĄ I MOMENT SKRAWANIA PRZY WIERCENIU STALI KONSTRUKCYJNEJ

Jan JAWORSKI¹, Rafał KLUZ¹

1. WPROWADZENIE

Przy organizacji procesów skrawania w systemie wytwarzania najbardziej złożone problemy pojawiają się przy ocenie wydajności i niezawodności obróbki. Wysokie wymagania jakości obrabianych części determinują uszkodzenia technologiczne będące głównym obiektem badań w teorii niezawodności systemu technologicznego [8, 9]. Podczas eksploatacji system technologiczny podlega oddziaływaniom cieplnym i mechanicznym, które powodują uszkodzenia i zmieniają wartości parametrów jego stanu wyjściowego. Przy eksploatacji narzędzi, na równi z ogólnymi zasadami zużycia, pojawiają się i szczególne, często prowadzące do ich uszkodzenia. W poradnikach podane są wprawdzie dopuszczalne wielkości zużycia, przy których należy dokonać wymiany narzędzia, lecz mogą się one zasadniczo różnić od tych, przy których następuje pełne wykorzystanie jego możliwości skrawnych [6, 14].

Dominującym czynnikiem mającym wpływ na optymalne warunki eksploatacji narzędzia są uszkodzenia spowodowane zużyciem jego powierzchni skrawających. W związku z tym, jako kryterium wyjściowe do jego oceny powinien być wybrany taki wskaźnik zużycia, który będzie [3, 8, 13, 15]:

- jednoznacznie, w każdej sytuacji, przedstawiał zmianę geometrii i właściwości materiału narzędzia wynikłe ze zużywania się ostrza,
- monotonicznie wzrastał w strefie 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

¹ Katedra Technologii Maszyn i Inżynierii Produkcji Politechniki Rzeszowskiej, ul. W. Pola 2

eksploatacji i określenia, który wskaźnik może służyć za kryterium jego oceny [3, 11].

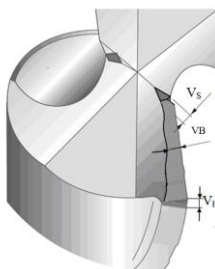
2. CEL BADAŃ

Ogólne zależności zużycia wiertel przy obróbce otworów w próbkach ze stali konstrukcyjnej C45 wiertłami ze stali szybko tnącej HS 2-5-1 opisano w pracy [5]. Obserwacje zużycia prowadzono na wszystkich elementach części skrawającej wiertła. Ocenę stopnia zużycia dokonywano według maksymalnych liniowych wielkości na rozpatrywanych powierzchniach. Wykazano, że podczas eksploatacji wiertel z różnymi parametrami skrawania, żadne z kontrolowanych miejsc zużycia nie może być przyjęte jako kryterium zużycia, ponieważ nie spełnia stawianych mu wymagań tzn.:

- 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 katastrofального zużycia wiertła powodującego utratę jego skrawności. Przeprowadzone badania wykazały, że stan zużycia wiertła przy wierceniu stali konstrukcyjnej można oceniać według wielkości zużycia na powierzchniach przyłożenia, ale katastrofalne zużycie następuje na pomocniczych powierzchniach przyłożenia (łysinkach) (rys. 1). Zużycie łysinek V_L nie odzwierciedla zużycia wiertła w okresie normalnego zużycia, 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 zużycia wiertła, aż do utraty jego skrawności (katastrofalne zużycie). Jak jednak wiadomo siły skrawania zależą bezpośrednio od wielkości zużycia narzędzia, dlatego celem badań było określenie czy siłę osiową F_f i moment skrawania M_c można wykorzystać jako kryterium diagnostyczne zużycia wiertła.

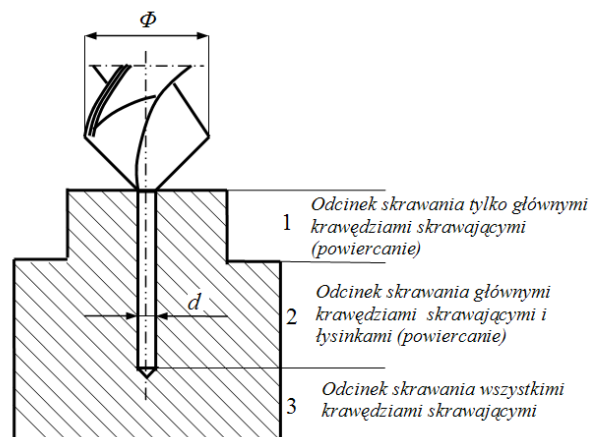
Na rysunku 1 przedstawiono miejsca zużycia wiertła kontrolowane podczas badań przy obróbce stali C45.



Rys. 1. Miejsca zużycia kontrolowane podczas prowadzonych badań

3. METODYKA BADAŃ

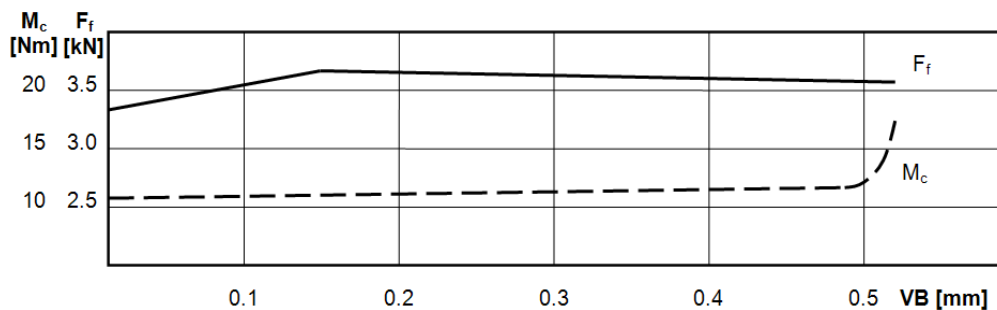
W celu określenia zużycia wiertel podczas ich eksploatacji przeprowadzono serię badań trwałościowych wiertel $\Phi 10$ wykonanych ze stali szybko tnącej HS 2-5-1, przy stałych parametrach skrawania, w czasie jednego przyjętego okresu trwałości. Badania prowadzono podczas obróbki otworów na próbkach ze stali C45 o $R_m=600$ MPa. Badania trwałości przeprowadzono na wiertarce kolumnowej PK 203, 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 wiertel, co pozwoliło uzyskać statystyczne zależności wartości oczekiwanych dla kontrolowanych parametrów zużycia wiertel. Siłę osiową i moment skrawania w zależności od wielkości zużycia poszczególnych elementów skrawających wiertła mierzono przy pomocy dynamometru firmy Kistler 9123 CQ 05 na specjalnie przygotowanych próbkach pokazanych na rys. 2.



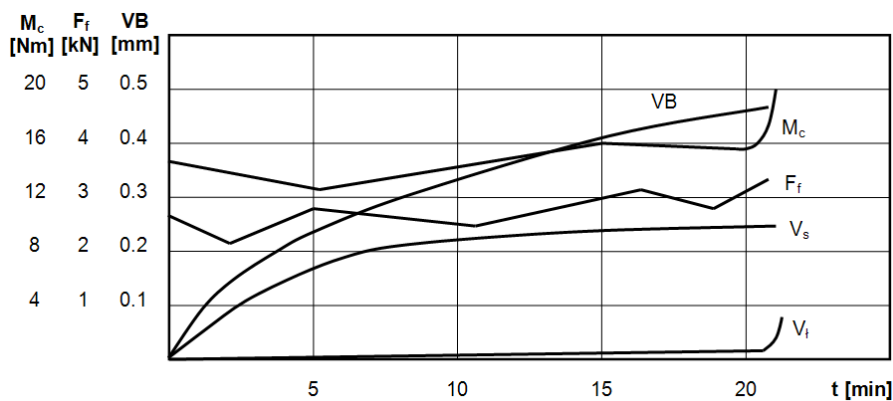
Rys. 2. Próбка do pomiarów oporów cząstkowych

4. WYNIKI BADAŃ I ICH ANALIZA

Zmianę siły osiowej F_f i momentu skrawania M_c w zależności od wielkości zużycia przedstawiono na rys. 3. Należy zauważyć, że chociaż na osi rzędnej zaznaczono jedynie wielość zużycia głównych powierzchni przyłożenia wiertła VB jako determinujących jego stan aktualny, to siła osiowa i moment skrawania przedstawiają sumaryczny wpływ wszystkich miejsc zużycia. Na rysunku 4. pokazano ponadto zależność siły osiowej i momentu skrawania w funkcji zużycia głównych powierzchni przyłożenia. Dla przejrzystości porównano te przebiegi z wielkością i dynamiką zużycia wiertła.



Rys. 3. Zależność siły osiowej F_f i momentu skrawania M_c od wielkości zużycia na głównej powierzchni przyłożenia VB

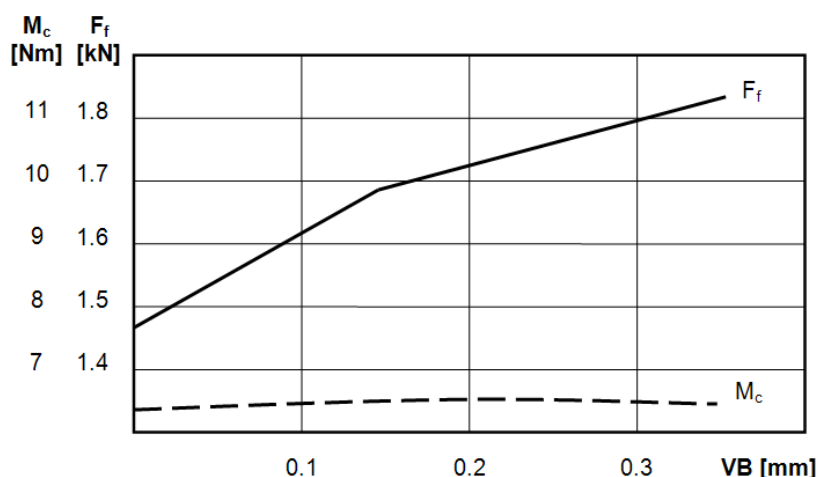


Rys. 4. Zależność siły osiowej F_f , momentu skrawania M_c i miejsc zużycia przy obróbce stali C45

W rezultacie przeprowadzonych badań ustalono, że przy katastrofalnym zużyciu wiertła obserwuje się intensywny wzrost momentu skrawania (rys. 3, 4) z czego wynika, że parametr ten można wykorzystać dla określenia czasu, w którym następuje katastrofalne zużycie wiertła. Pomimo zaobserwowanej ogólnej tendencji do wzrostu siły osiowej F_f i momentu skrawania M_c wraz z upływem czasu pracy wiertła, to do momentu wystąpienia jego katastrofalnego zużycia siła osiowa i moment skrawania zmieniają się niejednakowo. Brak jednoznacznej zależności między wielkością zużycia wiertła na głównych powierzchniach przyłożenia VB oraz siłą osiową i momentem skrawania można uzasadnić tym, że wiertło zużywa się nie tylko na głównych powierzchniach przyłożenia, ale również na powierzchniach przylegających do ścina i na łysinkach. Ponadto jak wykazano w pracy [6] w procesie wiercenia ma miejsce zużycie nie tylko powierzchni przylegających do przejściowej krawędzi skrawającej, ale i ona sama. Dla potwierdzenia tego konieczne jest zbadanie wpływu każdego miejsca zużycia powstającego w procesie skrawania na siłę i moment

skrawania. W tym celu badania przeprowadzono na specjalnych próbkach (rys. 2) umożliwiających rozdzielenie siły osiowej i momentu skrawania według elementów skrawających wiertła. Wyniki badań przedstawiono na rysunku 5.

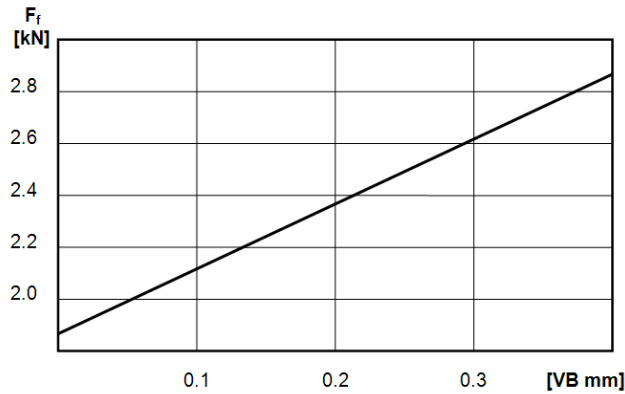
W rezultacie przeprowadzonych badań ustalono, że zwiększenie zużycia na głównych powierzchniach przyłożenia VB prowadzi do liniowego wzrostu siły osiowej F_f przypadającej na główne krawędzie skrawające.



Rys. 5. Zależność zmiany siły osiowej i momentu skrawania w funkcji zużycia głównej powierzchni przyłożenia przy skrawaniu tylko głównymi krawędziami skrawającymi

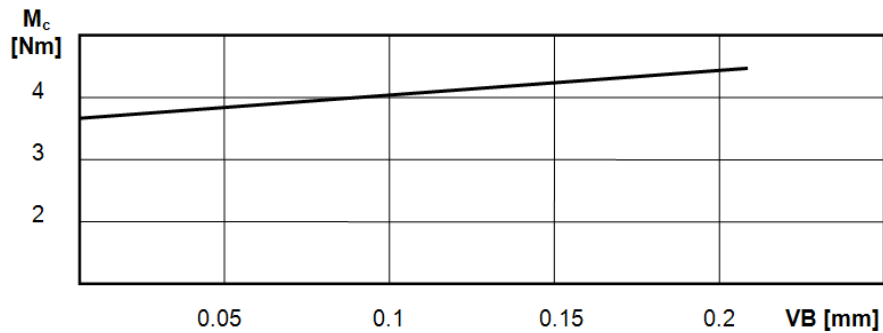
W badaniach nie udało się jednak ustalić zależności między siłą osiową przypadającą na przejściową krawędź skrawającą (ścina) a zużyciem powierzchni przylegających do ścina. Związane było to z tym, że przy osiągnięciu określonej wielkości zużycia na tych powierzchniach następuje zmiana kształtu przejściowej krawędzi skrawającej (ścina). Ustalono, że zużycie na łysinkach wiertła nie wpływa dostatecznie zauważalnie na zmianę siły osiowej. Ponadto wzrost wielkości zużycia na łysinkach rozpoczyna się tylko przy katastrofalnym jego zużyciu.

Analiza przeprowadzonych badań dla ustalenia charakteru wpływu miejsc zużycia na sumaryczną siłę osiową wykazała, że zmniejszenie stopienia wpływu zużycia powierzchni przylegających do przejściowej krawędzi skrawającej na sumaryczną siłę osiową powinno prowadzić do jej liniowej zmiany wraz ze wzrostem zużycia na głównych powierzchniach przyłożenia. Wyniki tych badań przedstawiono na rysunku 6.



Rys. 6. Zależność siły osiowej F_f od zużycia na głównej powierzchni przyłożenia VB dla wiertel ze skorygowanym ścinem

Z analizy rysunku 6 wynika, że siła osiowa rośnie linowo ze wzrostem zużycia na głównych powierzchniach przyłożenia, ponadto badania wykazały nieznaczną zmianę momentu skrawania przypadającą na główną i przejściową krawędź skrawającą w miarę wzrostu zużycia przylegających do nich powierzchni. Ustalono także, że pomimo nieznacznego zwiększenia z upływem czasu pracy wiertła zużycia na łysinkach znacznie wzrasta wielość momentu skrawania przypadająca na pomocnicze powierzchnie przyłożenia (rys. 7).



Rys. 7. Wartość momentu skrawania przypadającego na łysinki przy różnych wielkościach zużycia na głównych powierzchniach przyłożenia

Na rysunku 7 na osi rzędnej czas pracy wiertła zamieniono na odpowiadającą mu wielkość zużycia VB . Daje to możliwość przedstawienia zależności momentu skrawania w funkcji zużycia głównej powierzchni przyłożenia.

Tak znaczący wpływ nieznaczącej zmiany wpływu zużycia na łysinkach na moment skrawania wywołuje zastrzeżenia, ponieważ jest sprzeczny ze znanymi danymi o wpływie zużycia na zmianę siły skrawania [9]. Zgadza się on jednak z wynikami

badan przedstawionymi w pracy [5] dotyczącymi przyczyn katastrofalnego zużycia wiertła przy obróbce stali konstrukcyjnych. W miarę zużycia wiertła rośnie ilość ciepła wydzielającego się w strefie skrawania i odpowiednio z tym rosną deformacje cieplne obrabianej części, które prowadzą do wzrostu nacisku powierzchni otworu na pomocnicze powierzchnie przyłożenia (łysinki). Powinien więc wzrastać również moment skrawania (rys. 4, 7) przypadający na łysinki (nie patrząc na nieznaczną zmianę zużycia łysinek).

Dla wiertła przy ustalonej specyfice zużycia, temperatura może wzrastać tylko wskutek wzrostu mocy źródła ciepła na głównych powierzchniach przyłożenia. Od tych źródeł ciepła na etapie ustalonego zużywania nagrzewa się część skrawająca wiertła, w tym i strefy pomocnicze powierzchni przyłożenia (łysinki). W produkcyjnych i laboratoryjnych warunkach przyjmuje się za początek katastrofalnego zużycia wiertła charakterystyczny sygnał (skrzywienie) [1, 2, 5, 10].

Wielkość momentu skrawania przypadającą na łysinki wiertła określono jako różnicę między wielkością momentu zarejestrowaną na odcinku 2 i 1. Na odcinku 1 w skrawaniu bierze udział tylko główna krawędź skrawająca a na odcinku 2 główna i pomocnicza krawędź skrawająca. Wielkości zużycia na łysinkach wiertła są wprawdzie nieznaczne, przejściowa krawędź skrawająca w wierceniu nie uczestniczy, a więc wzrost momentu skrawania przypadający na łysinki jest spowodowany zużyciem na głównych powierzchniach przyłożenia.

5. PODSUMOWANIE

W rezultacie przeprowadzonych badań ustalono, że przy katastrofalnym zużyciu wiertła obserwuje się intensywny wzrost momentu skrawania (rys. 3, 4) z czego wynika, że moment skrawania można wykorzystać jako kryterium diagnostyczne dla określenia czasu, w którym następuje początek jego katastrofalnego zużycia (wiertło jeszcze nie ulega zniszczeniu). Pomimo ogólnej tendencji do wzrostu siły osiowej F_f i momentu skrawania M_c z upływem czasu pracy wiertła, to do czasu wystąpienia katastrofalnego zużycia siła osiowa i moment skrawania zmieniają się niejednakowo.

Utrata skrawności wiertel ze stali szybkotnących jest związana ze wzrostem temperatury w części skrawającej, powodującej utratę jej twardości. Ze wzrostem zużycia wzrasta również cieplna deformacja obrabianego otworu, przy czym wykonywane otwory ulegają deformacji w taki sposób, że ich średnica zmniejsza się. Kiedy wielkość deformacji otworu przekroczy wartość luzu powstającego w rezultacie odwrotnej stożkowatości wiertła, powierzchnia obrabianego otworu może wywołać na łysinki naciski wzrastające ze wzrostem ich zużycia. Spowoduje to niepożądaną zmianę w procesie styku ostrza wiertła na łysinkach i obrabianego otworu i w konsekwencji katastrofalne zużycie wiertła.

LITERATURA

- [1] GÓMEZ M. P., HEY A. M., RUZZANTE J. E., D'ATELLIS C. E., *Tool wear evaluation in drilling by acoustic emission*, Physics Procedia, vol. 3, Issue 1, 2010, pp. 819-825.
- [2] HUANG B.W., KUANG J.H., YU P.P., *Effect of crack on drilling vibration*, Journal of Sound and Vibration, vol.322, Issues 4–5, 2009, pp. 1100-1116.
- [3] 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).
- [4] JAWORSKI J., *Development tendency of cutting tool materials*, Przegląd Mechaniczny , nr 11, 2005 (In Polish).
- [5] JAWORSKI J., KLUZ R., *Badanie zużycia wiertel ze stali HS 2-5-1 przy wierceniu stali konstrukcyjnych*, Mechanik, nr 8-9, 2013.
- [6] JAWORSKI J., KLUZ R.: *Badanie zużycia wiertel z niskostopowej stali szybkotnącej HS 2-5-1 w zautomatyzowanym systemie wytwarzania*. Mechanik, nr 8-9, 2012.
- [7] JAWORSKI J., *Management quality of tools in the planned housing casting*. Archives of Foundry vol.6, No.19, 2006, 413-424 (in Polish).
- [8] JAWORSKI J., *Tendencje rozwoju materiałów narzędzi skrawających*, Przegląd Mechaniczny, nr 11 2005.
- [9] JEMIELNIAK K., *Automatyczna diagnostyka stanu narzędzia i procesu skrawania*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa 2002.
- [10] MILLER S.F., BLAU P.J., SHIH A.J.: *Tool wear in friction drilling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 47, 2007, pp. 1636-1645.
- [11] SINOPALNIKOW W.A., GRIGORIEW S.N., *Reliability and diagnosis of technological systems*, MGU STANKIN, Moskwa, 2003.
- [12] STARKOW W.K. *Machining stability and quality controlling in automatized company*. Moskwa Maszynostrojenie , 1989 (in Russia).
- [13] STARKOW W.K.. *Machining. Controlling of stability and quality systems in automatized company*, Moskwa, Maszynostrojenie, 1989.
- [14] YAN J., MURAKAMI Y., DAVIM J.P.: *Tool design, tool wear and tool life* [in:] K. Cheng (ed.), Machining dynamics. Fundamentals, applications and practices, Springer-verlag, London 2009, pp. 117-149.
- [15] ZORIKTUEV V.T, NIKITIN Y.A., SIDOROV A.S.: *Monitoring and prediction of cutting-tool wear*, Russian Engineering Research, vol. 28, 2008, pp. 88-91.

WPLYW TYPU WARSTWY PRZEJŚCIOWEJ NA PRZYCZEPNOŚĆ POWŁOKI PRZECIWZUŻYCIOWEJ DO OSTRZA SKRAWAJĄCEGO

Maciej KUPCZYK¹

1. WSTĘP

Jednym z najczęściej stosowanych sposobów ograniczania zużycia jest specjalne kształtowanie warstwy wierzchniej ostrzy narzędzi skrawających oraz osadzenie na nich cienkich powłok, będących przede wszystkim związkami węgla, azotu i boru z metalami przejściowymi. Znaczna efektywność drugiego z wymienionych sposobów wynika z możliwości utworzenia złożonego systemu składającego się z twardej, trudno topliwej powłoki, o małym powinowactwie chemicznym do materiału obrabianego, osadzonej na zdolnym do przenoszenia znacznych obciążeń podłożu.

Szczególłą pozycję w zakresie wytwarzania twardych powłok uzyskała w ostatnich latach technika fizycznego osadzania z pary (PVD – *Physical Vapour Deposition*), umożliwiająca powlekanie ostrzy ze stali szybkoobrotowych bez ryzyka ich odpuszczenia.

Aby osadzona na ostrzu skrawającym powłoka przeciwzużyciowa mogła spełniać swoje zadanie, powinna charakteryzować się odpowiednią jakością użytkową determinowaną przez szereg parametrów jakości technologicznej, tj. powinna mieć właściwą strukturę i skład chemiczny, odpowiednią grubość, twardość, chropowatość powierzchni, małą wartość współczynnika tarcia o materiał obrabiany, a przede wszystkim musi posiadać dobrą przyczepność (adhezję) do podłoża. Przyczepność powłoki do podłoża zależy w głównej mierze od wytworzonej warstwy przejściowej (jej rodzaju, struktury, stanu naprężeń w tym obszarze itp.). Badania m.in. [14-16], wskazują na niezwykle istotny wpływ tego parametru na trwałość ostrza powleczonego. Powłoka o zalecanym składzie chemicznym oraz o najbardziej korzystnej strukturze, staje się bezużyteczna, jeżeli jej przyczepność do podłoża jest niewystarczająca. Szczególne wymagania co do przyczepności stawiane są powłokom

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

osadzonym na ostrzach skrawających ze względu na bardzo duże naciski jednostkowe występujące w strefie skrawania. W przypadku niewystarczającej adhezji powłoki do podłoża zostaje ona prawie natychmiast usunięta z ostrza w obszarach oddziaływania na nią wióra i przedmiotu obrabianego.

W prezentowanym artykule przedstawiono fragment przeprowadzonej analizy dotyczącej przyczepności powłok do podłoża ze szczególnym uwzględnieniem rozważań o istocie adhezji oraz rodzaju warstw przejściowych pomiędzy powłoką a podłożem.

2. DEFINICJA ADHEZJI I JEJ ISTOTA

W znacznej większości prac dotyczących przyczepności powłok do podłoża słowo adhezja jest używane jako synonim przyczepności powłoki do podłoża i w szerszym sensie jako siła przyczepności. Techniczne, fizyczne i chemiczne poradniki i encyklopedie definiują adhezję jako „*wiązanie lub siła wiązania pomiędzy dwoma ciałami, a także jako wiązanie indywidualnych cząstek do powierzchni podłoża*” [12, 13, 24]. ASTM (American Society for Testing and Materials) definiuje adhezję jako „*warunek, w którym powierzchnie są związane ze sobą przez siły walencyjne lub przez mechaniczne zakotwiczenie, ewentualnie przez obydwa naraz*” [5]. W szerszym ujęciu, siły wiązań mogą być siłami wiązań chemicznych, siłami van der Waalsa, siłami elektrostatycznymi lub też mogą stanowić kombinację tych typów wiązań [3, 9, 24, 29].

Z podanych najsilniejsze są wiązania chemiczne (0,5÷10 eV). Wymagają one, aby atomy znajdowały się w położeniach, umożliwiających uwspólnienie (przeniesienie, wymianę – w zależności od typu utworzonych wiązań chemicznych) elektronów [9, 32]. W wiązaniach kowalencyjnych (atomowych), które są wiązaniami kierunkowymi, energia wiązania jest największa i wynosi, w zależności od odległości międzyatomowych, od 418÷628 kJ·mol⁻¹ [9]. Wiązania kowalencyjno-jonowe charakteryzują się również stosunkowo dużą energią wiązań, wynoszącą 209÷418 kJ·mol⁻¹. Jej wartość zależy od wartościowości jonów i ich promieni. Im wyższa wartościowość jonów i im mniejsze ich promienie, tym silniejsze wzajemne przyciąganie [9]. Energia wiązania metalicznego ma wartość zbliżoną do energii wiązania jonowego. Energia ta jest tym większa, im większe jest upakowanie zrębów atomowych [9]. W rzeczywistości, ten jasny obraz różnych wiązań chemicznych komplikuje istnienie tzw. centrów aktywnych i pasywnych na powierzchniach. Do aktywnych centrów zalicza się granice ziaren, dyslokacje, wakanse lub ściany kryształów z różnymi energiami aktywacji chemisorpcji. Centra pasywne są obszarami powierzchni, które zostały pokryte obcymi materiałami tak, że chemisorpcja jest mała lub w ogóle nie występuje.

Wiązania van der Waalsa należy zaliczyć do jednych z istotniejszych z punktu widzenia adhezji. Wiązania te są rezultatem oddziaływań polaryzacyjnych i nie wymagają bliskiego kontaktu atomowego [9, 32]. Są jednak dużo słabsze od wiązań

chemicznych. Oddziaływania powierzchniowe typu van der Waalsa wynoszą $0,1 \div 0,4$ eV i maleją wykładniczo wraz ze wzrostem odległości od powierzchni. Praktycznie zanikają powyżej odległości $1 \div 2$ nm [9]. Dla zobrazowania wartości energii wiązania van der Waalsa, wynoszącej $0,2$ eV, obliczono [4], że energia ta jest wystarczająca do przeciwstawienia się naprężeniu w powłoce o wartości $5 \cdot 10^8$ N·m⁻². Pomimo tej, wydawać by się mogło, dużej wartości niejednokrotnie obserwuje się niewystarczającą przyczepność powłoki do podłoża. Istnieją dwa powody tego zjawiska. Po pierwsze, naprężenia własne w powłokach często są większe niż $5 \cdot 10^8$ N·m⁻² [3, 4]. Po drugie, wytrzymałość warstwy przejściowej jest w znacznym stopniu zdominowana wadami mikrostruktury. Siły adhezji mają charakter addytywny [9], stąd im większa powierzchnia przylegania powłoki do podłoża, tym silniejsze wiązanie. Dlatego rzeczywista wartość energii wiązań jest znacznie mniejsza od wartości teoretycznej.

Na siłę adhezji mają również wpływ wiązania elektrostatyczne. Są one rezultatem istnienia podwójnej warstwy elektrycznej pomiędzy powłoką a podłożem. Wiązania te niekiedy mogą mieć wytrzymałość porównywalną z wiązaniami van der Waalsa [9, 24]. Wpływ wiązań elektrostatycznych na przyczepność został opisany w tzw. elektrycznej teorii adhezji. Stwierdzono [9], opierając się na wynikach badań eksperymentalnych, że siły van der Waalsa oddziałują na odległość około 2 nm, podczas gdy przyciąganie jest obserwowane na odległość do ok. 1000 nm. Jako wyjaśnienie tego zjawiska podano, że oprócz oddziaływań międzycząsteczkowych zasadniczą rolę przy szepianiu odgrywa podwójna warstwa elektryczna, która jest wytwarzana po zetknięciu ze sobą dwóch ciał. Adsorpcyjna teoria adhezji wyjaśnia zaś przyczepność oddziaływaniem sił międzycząsteczkowych. Według [9], adsorpcyjna i elektryczna teoria adhezji nie wykluczają się nawzajem, lecz wskazują jedynie na źródła dodatkowych sił adhezji.

Oprócz powyższych, zaproponowano ponadto dyfuzyjną teorię adhezji [9]. Według tej teorii atomy lub cząsteczki szepionych ze sobą ciał stałych dyfundują w warstwy przypowierzchniowe. W ten sposób tworzy się przejściowa warstwa o składzie mieszanym, silnie spajająca obydwie ciała. Na podstawie dalszych obserwacji stwierdzono ponadto, że siła adhezji w niektórych przypadkach poprawia się z upływem czasu. Zjawisko to [24, 31], tłumaczone jest powolną wzajemną dyfuzją.

Jak wynika z powyższych rozważań, adhezja nie jest wynikiem jedynie rodzaju powstałych wiązań, lecz jest determinowana przez różne międzymolekularne i atomowe oddziaływania i interakcje.

3. TYPY WARSTW PRZEJŚCIOWYCH

Wartość siły adhezji pomiędzy powłoką a podłożem zależy w znacznym stopniu od mikrostruktury warstwy przejściowej. Tak więc przy analizie adhezji uwaga powinna być skierowana na całościową naturę obszaru przejściowego.

Do podstawowych typów warstw przejściowych zalicza się warstwy: skokowe, dyfuzyjne, pseudodyfuzyjne, mechaniczne, związkowe, przetopieniowe, epitaksjalne i złożone [3, 10, 11, 19, 24, 30].

Skokowa warstwa przejściowa, występuje w przypadku nagłego przejścia od materiału powłoki do materiału podłoża. Ta warstwa przejściowa ma grubość rzędu odległości międzyatomowej, tj. $2\div 5\cdot 10^{-7}$ mm [24]. Tworzy się, gdy pomiędzy materiałami powłoki i podłoża tylko sporadycznie zachodzą reakcje chemiczne. Powstaje również wtedy, gdy nie zachodzi dyfuzja [3] na skutek braku wzajemnej rozpuszczalności materiałów lub obecności zanieczyszczeń na powierzchni podłoża. Również zwarta i gładka powierzchnia podłoża sprzyja powstaniu skokowej warstwy przejściowej. W tego typu warstwie przejściowej występowanie naprężeń jest ograniczone do bardzo wąskiego obszaru [3].

Dyfuzyjna warstwa przejściowa powstaje głównie przy wysokiej temperaturze podłoża w czasie nanoszenia warstwy oraz przy znacznej wzajemnej rozpuszczalności materiałów powłoki i podłoża. Warstwa ta charakteryzuje się stopniową zmianą składu chemicznego, naprężeń i stałej sieci. Warstwa dyfuzyjna ma korzystną charakterystykę, gdyż powoduje m.in. zmniejszenie naprężeń, wynikających z dysproporcji pomiędzy wartościami współczynnika rozszerzalności cieplnej materiałów powłoki i podłoża. Zachodzące procesy dyfuzyjne sprzyjają również wypełnianiu luk między wzrastającymi ziarnami powłoki, co zdarza się przy małej gęstości zarodkowania [22, 27, 28].

Pseudodyfuzyjna warstwa przejściowa może powstać w wyniku implantacji wysokoenergetycznych cząstek, przez rozpylanie materiału podłoża z jednoczesną kondensacją materiału powłoki [3, 10, 24] lub w procesie powlekania detonacyjnego. Ten typ warstwy przejściowej ma podobnie jak dyfuzyjna warstwa przejściowa korzystną charakterystykę, choć w odróżnieniu od niej może powstać z materiałów, które nie dyfundują wzajemnie [24, 31].

Mechaniczna warstwa przejściowa powstaje na chropowatych i porowatych podłożach. Materiał powłoki, wypełniając pory lub inne morfologicznie korzystne miejsca podłoża, tworzy mechaniczne zakotwiczenie. W tej warstwie przejściowej zachodzą sporadycznie reakcje chemiczne. Siła wiązania zależy głównie od mechanicznego zakotwiczenia powłoki na nierównościach powierzchni podłoża oraz od właściwości mechanicznych (szczególnie wytrzymałości na ścinanie i plastyczności) przylegających do siebie materiałów.

Przetopieniowa warstwa przejściowa powstaje w wyniku wymieszania się materiałów powłoki i strefy przypowierzchniowej podłoża w procesach natapiania lub stopowania. Stopowanie może wystąpić w dwóch odmianach, tj. jako przetapianie lub wtapianie. Przetapianie polega na roztopieniu materiału powłoki (najczęściej w postaci taśm lub folii osadzonych na podłożu) wraz z jego warstwą wierzchnią. W wyniku przetopienia powstaje warstwa przejściowa będącą stopem obu materiałów [2, 14].

Epitaksjalna warstwa przejściowa jest warstwą, w której struktura krystaliczna powłoki jest przedłużeniem struktury krystalicznej podłoża. Jej powstanie jest możliwe, gdy parametry sieci materiału powłoki nie będą się różniły od parametrów sieci podłoża bardziej niż o 10÷25% [2, 14].

Związkowa warstwa przejściowa, a precyzyjnie mówiąc warstwa przejściowa związku chemicznego/nowej fazy, powstała w wyniku reakcji chemicznej materiału podłoża i powłoki, tworzy się, gdy atomy materiałów powłoki i podłoża reagują ze sobą, tworząc związki chemiczne (często tlenki) lub związki międzymetaliczne [3, 10, 24]. Związki tworzone w tej warstwie przejściowej są zwykle materiałami kruchymi. W tego typu warstwie przejściowej mogą występować nagle fizyczne i chemiczne nieciągłości związane ze skokową granicą faz. Podczas tworzenia warstwy związkowej często dochodzi do powstania naprężeń na skutek niedopasowania sieci krystalicznych oraz segregacji zanieczyszczeń na granicy faz [3, 24].

Istnieje również możliwość powstania złożonych warstw przejściowych.

4. KSZTAŁTOWANIE WARSTWY PRZEJŚCIOWEJ

Istotny wpływ na kształtowanie warstwy przejściowej ma zastosowana metoda nanoszenia powłoki. Metody PVD, pod względem czynników wpływających na przyczepność powłoki do podłoża, różnią się m.in. energią kinetyczną jonów osadzanych na podłożu oraz ciśnieniem gazu resztkowego. Uzyskanie dobrej przyczepności powłoki przy zastosowaniu niektórych metod PVD nie wymaga starannego oczyszczania powierzchni podłoża, natomiast inne metody ze względu np. na małą energię kinetyczną jonów, wymagają dokładnego oczyszczania podłoża. Jony padające na podłoże z odpowiednio dużą energią kinetyczną oczyszczają je, co sprzyja tworzeniu się warstw przejściowych [21, 25, 26]. Jony zderzając się z podłożem, przekazują mu i nanoszonej powłoce energię kinetyczną, pęd i ładunek elektryczny [26]. Rodzaje oddziaływań jon–ciało stałe w zależności od energii jonu bombardującego ciało stałe, można sprowadzić do wzrostu temperatury podłoża, adsorpcji jonów na powierzchni ciała stałego, wnikania jonów do ciała stałego i [25, 26]. W pracy [15] jako podstawową miarę przydatności poszczególnych metod PVD do powlekania narzędzi skrawających powłokami przeciwwuzyciowymi przyjęto przyczepność powłoki do podłoża wyrażoną wartością energii kinetycznej jonów nanoszonego materiału powłoki.

Występujące znaczne różnice ze względu na powyższe kryterium przedstawić można na przykładzie trzech często stosowanych metod PVD, tj. naporowywania w wysokiej próżni, rozpylania i platerowania jonowego.

W procesie naporowywania średnia energia kinetyczna nanoszonych cząstek wynosi 0,1÷0,2 eV. Mała energia naporowywanych cząsteczek sprawia, że tylko lekko zaadsorbowane cząstki zanieczyszczenia o energii adsorpcji mniejszej od 0,1 eV mogą być usunięte w tym procesie. Dlatego zarodki powłoki podczas naporowywania tworzą się często na powstałej warstwie z zaadsorbowanych zanieczyszczeń na

powierzchni podłoża, tworzących tzw. słabą warstwę [1, 24], która może stanowić warstwę adhezyjną w przypadku utworzenia wiązań chemicznych z podłożem i powłoką [24].

Podczas rozpylania katodowego energia kinetyczna cząstek materiału powłoki jest wyraźnie większa i wynosi co najmniej $1\div 10$ eV [20, 24], a niekiedy nawet do 100 eV.

Platerowanie jonowe, pozwala na osiągnięcie dużej energii cząstek, powyżej 100 eV [16]. W procesie tym kondensacja na podłożu następuje równocześnie pod wpływem jonów i wysoko energetycznych neutralnych cząsteczek w ciśnieniu od 10^{-1} do 1 Pa. Wysoko energetyczne cząsteczki pozwalają na usunięcie większości zaadsorbowanej warstwy niepożądanego materiału z powierzchni podłoża. Co więcej, szczególnie podczas platerowania jonowego, może nastąpić rozpylenie materiału powierzchni podłoża oraz implantacja cząsteczek materiału powłoki. W procesie tym często dochodzi do reakcji chemicznych między materiałem nanoszonej powłoki a podłożem, a także do dyfuzji lub pseudodyfuzji. Stąd też obserwuje się lepszą przyczepność powłok osadzonych w procesie rozpylania i platerowania jonowego niż w procesie naporowywania powłoki.

Niezwykle istotny wpływ na przyczepność powłoki do podłoża ma również ciśnienie gazu resztkowego. Zalecane jest, aby w procesie naporowywania w wysokiej próżni ciśnienie wynosiło około $10^{-3}\div 10^{-4}$ Pa [24]. Jeżeli ten warunek nie zostanie spełniony, to istnieje duże prawdopodobieństwo, że cząsteczki o małej energii będą silnie rozpraszane w gazie resztkowym. Kolizje atomów nanoszonego materiału powłoki z cząsteczkami gazu resztkowego prowadzą do zmniejszenia ich energii kinetycznej oraz do zmiany kierunku ich przemieszczania. Na podstawie badań [24] stwierdzono, że gdy ciśnienie gazu resztkowego podczas naporowywania powłoki jest większe od $1\div 10$ Pa to adhezja jest znikoma z powodu niewielkiej liczby cząstek kondensujących na podłożu. Natomiast podczas rozpylania i platerowania jonowego duża energia kinetyczna cząsteczek pozwala na osiągnięcie i kondensację na podłożu znacznej liczby cząsteczek powłoki mimo znacznej liczby kolizji występujących w podwyższonym ciśnieniu.

Temperatura podłoża zaliczana jest do niezwykle istotnego czynnika wpływającego na tworzenie warstwy przejściowej, a zatem i na adhezję powłoki do podłoża. Czynnikiem ten jest często uważany za najważniejszy. Temperatura podłoża w olbrzymim stopniu wpływa na dyfuzję i skłonność atomów do reakcji chemicznych oraz na ich ruchliwość powierzchniową. Stąd też zmiana temperatury podłoża może wpłynąć w znaczny sposób na wartość adhezji. Z pewnym uproszczeniem można przyjąć, że im jest wyższa temperatura, to występują korzystniejsze warunki do uzyskania dobrej przyczepności powłoki do podłoża. Nie jest jednak możliwe stosowanie dowolnie wysokiej temperatury podłoża. Jej zbyt duża wartość może prowadzić do pogorszenia właściwości skrawnych ostrza z powłoką przeciwzuzyciową. Do procesów prowadzących do tych niekorzystnych zmian należy

zaliczyć przede wszystkim rozrost ziaren materiału podłoża, zmiany struktury oraz migrację mikropeknięć.

5. PODSUMOWANIE

W artykule zwrócono uwagę na istotny wpływ warstwy przejściowej tworzącej się w procesach PVD na przyczepność powłoki do podłoża (ostrza skrawającego). Do podstawowych czynników wpływających na rodzaj tworzonej warstwy przejściowej zaliczono energię kinetyczną jonów osadzanych na podłożu, ciśnienie gazu resztkowego oraz temperaturę podłoża wpływającą w znacznym stopniu na dyfuzję oraz skłonność atomów powłoki i podłoża do wchodzenia w reakcje chemiczne. Wskazano, że duża energia kinetyczna cząstek nanoszonego materiału powłoki jest podstawową przyczyną znacznej przyczepności powłok wytwarzanych m.in. w procesach rozpylania i platerowania jonowego.

Procesy dyfuzji zachodzące między wzrastającymi ziarnami powłoki i duża ruchliwość powierzchniowa atomów materiału powłoki, oprócz wpływu na poprawę adhezji ma istotne znaczenie na tworzenie zwartej struktury powłoki korzystnej pod względem trwałości w procesie eksploatacji [14, 27, 28].

Do warstw przejściowych zapewniających dużą przyczepność powłoki do podłoża należy zaliczyć warstwy dyfuzyjną i pseudodyfuzyjną. Istotną rolę odgrywa również tzw. mechaniczne zakotwiczenie powłoki. Najmniej korzystną z punktu widzenia przyczepności powłoki jest skokowa warstwa przejściowa.

Przedstawione zależności i analizy zostały potwierdzone również licznymi badaniami podstawowymi i eksploatacyjnymi (m.in. [1-8, 14, 16]).

LITERATURA

- [1] Bikerman J.J., *The science of adhesive joints*. 2nd ed., New York, Academic Press 1968.
- [2] Burakowski T., Wierzchoń T., *Surface engineering of metals – principles, equipment, technologies*, CRC PRESS LLC, Catalog No. 8225, London–New York 1998.
- [3] Bunshah R.F., Blocher J., Bonifield T., Fish J., Ghate P.B., Jacobson B., Mattox D., Mc Guire G., Schwartz K., Thornton J., Tucker R., *Deposition technologies for films and coatings - developments and applications*. Noyes Publications, New Jersey, USA 1996.
- [4] Campbell D., *Nucleation test. Handbook of Thin Film Technology*. New York 1981, 149, 25.
- [5] Ertürk E., Heuvel H.-J., *Adhesion and structure of TiN arc coatings*. Thin Solid Films, 1987, 153, 135-147.
- [6] Good R.J., *ASTM definition of term relating to adhesion*. D 907-70, ASTM, Philadelphia, PA, 1970, J. Adhesion, 1976, 8, 1-9.
- [7] Greene J.E., Pestes M., *Adhesion of sputter-deposited carbide films to steel substrates*. Thin Solid Films, 1976, 37, 373-386.
- [8] Hammer B., Perry A.J., Laeng P., Steinmann P.A., *The scratch test adhesion of TiC deposited industrially by chemical vapour deposition on steel*. Proc. of the 14th Int. Conf. on Metallurgical Coatings, San Diego, CA., USA, 1982 and Thin Solid Films, 1982, 96, 45-51.
- [9] Hebda M., Wachal A., *Trybologia*. Warszawa, WNT 1980.
- [10] Hinterman H.E., *Adhesion, friction and wear of thin hard coatings*. Wear, 1984, 100, s. 381.

- [11] Hinterman H.E., *Surface treatments*. Proc. of the Conf. ICHM, Moran, Wyoming, USA, August 23-28, 1981, 18-32.
- [12] Januszajtis A., Langer J., *Fizyka. Ilustrowana encyklopedia*. Warszawa, WNT 1987.
- [13] Kunsemüller J., *Meyers Lexicon der Technik und exakten Naturwissenschaften*. B.I., Mannheim 1971.
- [14] Kupczyk M., *Wytwarzanie i eksploatacja narzędzi skrawających z powłokami przeciuzużyciowymi*, Wyd. Polit. Poznańskiej. 2009.
- [15] Kupczyk M., Analiza wpływu tworzonej warstwy przejściowej na w procesach PVD na przyczepność powłoki do podłoża. 12th Internat. Special Summer School, Koszalin 2000.
- [16] Kupczyk M., *Jakość technologiczna i użytkowa ostrzy skrawających z powłokami przeciuzużyciowymi*. Seria Rozprawy, nr 320, Wyd. Polit. Poznańskiej., Poznań 1997.
- [17] Kupczyk M., Józwiak K., *Estimation of the TiN_x-Ti layer adhesion to high-speed steel edges by the scratch test*. Processing of advanced materials, London-Oxford-New York, Chapman & Hall 1993, 3, 31-34.
- [18] Kupczyk M., Józwiak K., *Measurement of adhesion of thin films deposited by the PVD method to ceramics and cemented carbides*. Abs. of the 1st Int. Congress on Adhesion Science and Technology, Amsterdam, October 16-20, 1995, 106.
- [19] Lhermitte I., Colmet R., Naslain R., Desmaison J., Gladel G., *The adhesion between physically vapour-deposited or chemically vapour-deposited alumina and TiC-coated cemented carbides as characterized by Auger electron spectroscopy and scratch testing*. Thin Solid Films, 1986, 138, 221-236.
- [20] Mattox D.M., *Interface formation and the adhesion of deposited thin films*. Monogr. R-65852.
- [21] Michalski A., *Krystalizacja warstw wielofazowych z plazmy impulsowej*. Pr. Nauk. Polit. Warsz., Mechanika, 1987, z. 108.
- [22] Movchan B.A., Demchishin A.V., *Fizika Metallov*. 1969, 28, 653-661.
- [23] Münz W.D., *Reactive sputtering of nitrides and carbides*. Leybold-Heraeus, Special Publication, 1985, 11-SO7.2.
- [24] Pulker H.K., Perry A.J., Berger R., *Adhesion, Surface Technology*. 1981, 14, 25-30.
- [25] Sokołowska A., *Niekonwencjonalne środki syntezy materiałów*. Warszawa, PWN 1991.
- [26] Sokołowska A. Mat. VII konf. Metaloznawczej. Referaty, Puławy 1972.
- [27] Thornton J.A., *Journal of Vacuum Science and Technology*. 1974, 11, 666-674.
- [28] Thornton J.A., *Ann. Rev. Mater. Sci.*, 1977, 7, 239-248.
- [29] Van Vlack L.H., *Fizykochemiczne podstawy nauki o materiałach*. Warszawa, PWN 1964.
- [30] Wang M., Jiang X., Stricker B., *Adhesion of hydrogenated amorphous carbon films on silicon substrates and its enhancement*. Thin Solid Films, 1991, 197, 57-66.
- [31] Weaver C.: *Faraday Spec. Discuss. Chem. Soc.*, 1972, 2, 18-25.
- [32] Wyatt O.H., Dew-Hughes D., *Wprowadzenie do inżynierii materiałowej - metale, ceramika i tworzywa sztuczne*. Warszawa, WNT 1978.

POMIAR ZUŻYCIA MIKROFREZA ZA POMOCĄ METODY WIZYJNEJ

Marcin MATUSZAK^{1,2}, Michał SZYDŁOWSKI², Bartosz POWAŁKA²

1. WPROWADZENIE

Zużywanie się ostrza narzędzia może mieć negatywny wpływ na jakość obrobionej powierzchni zarówno w obróbce w skali makro jak i w skali mikro. Proces mikroskrawania różni się od skrawania w skali mikro w niektórych aspektach. Mała wartość posuwu na ostrze, która może być porównywalna z promieniem zaokrąglenia ostrza, powoduje duży udział ugniatania materiału obrabianego w procesie [3, 4]. Co więcej zużywanie się narzędzia powodujące wzrost wartości promienia zaokrąglenia ostrza, skutkuje wzrostem udziału ugniatania w procesie. Występowanie tych zjawisk powoduje, że uwzględnienie zużywania się narzędzia jest szczególnie istotne w przypadku mikroobróbki skrawaniem.

Ocena wielkości zużycia narzędzia jest mało kłopotliwa w przypadku narzędzi obrotowych z wymiennymi płytkami, możliwe jest wtedy zastosowanie takich samych metod pomiaru zużycia narzędzia jak w przypadku toczenia. Pomiar zużycia narzędzia może być kłopotliwy w przypadku narzędzi obrotowych o małej średnicy. Ze względu na małe średnice narzędzi oraz małe wartości głębokości skrawania (kilkadziesiąt μm), konieczna jest obserwacja narzędzia w dużo większym powiększeniu niż w przypadku narzędzi stosowanych do obróbki w skali makro. Co więcej powierzchnia przyłożenia ostrza mikrofreza monolitycznego nie jest płaska. Obiektywy mikroskopowe mają na tyle małą głębię ostrości, że objęcie całej zużywającej się krzywoliniowej powierzchni przyłożenia może być utrudnione. Proponuje się wykorzystanie metody rozszerzonej ostrości w celu wyeliminowania tego problemu oraz ułatwienia pomiaru. Zastosowanie złożonych metod przetwarzania obrazu oraz odpowiedniego stanowiska badawczego umożliwi pomiar zużycia w sposób

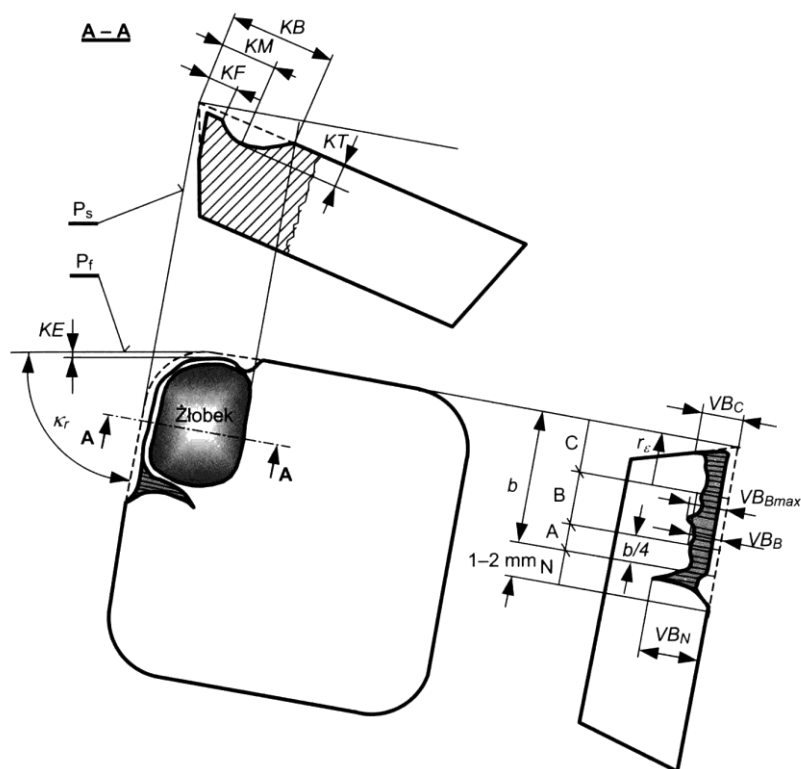
¹ Akademia Morska w Szczecinie, ul. Wały Chrobrego 1-2, 70-500 Szczecin

² Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny w Szczecinie, al. Piastów 17, 70-310 Szczecin

obiektywny i powtarzalny.

2. WSKAŹNIKI STOSOWANE DO OPISU ZUŻYCIA OSTRZA

Geometrię ostrza wraz ze wskaźnikami zużycia ostrza przedstawiono na rys. 1.



Rys. 1. Geometria i wskaźniki zużycia ostrza [2]

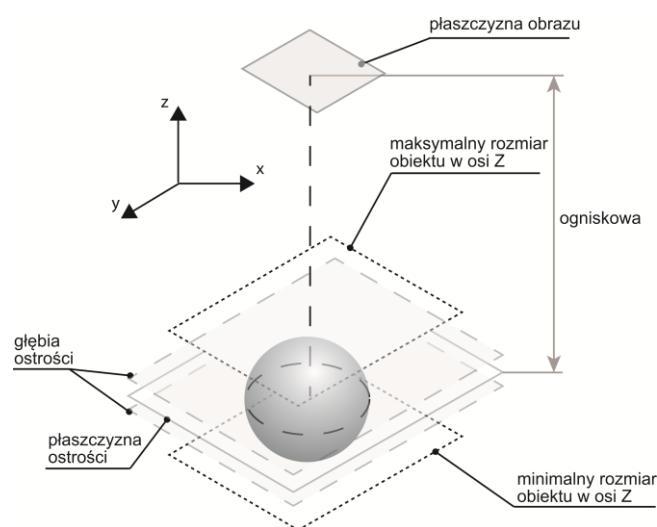
Ze względu na budowę freza pomiar wskaźników na powierzchni natarcia jest bardzo utrudniony. Co więcej bardzo małe grubości warstwy skrawanej występujące w mikrofrezowaniu powodują, że w praktyce zużycie obserwowane na powierzchni natarcia jest najmniejsze. Z tych względów zdecydowano się na wykorzystanie wskaźników z powierzchni przyłożenia.

Powszechnie stosowanym wskaźnikiem opisującym wartość zużycia narzędzia na powierzchni przyłożenia jest średnia szerokość pasma zużycia powierzchni przyłożenia (VB_B). W przypadku prostoliniowej krawędzi ostrza oraz równomiernego zużywania się ostrza, pomiar tego wskaźnika jest bardzo prosty. Komplikuje się on jednak w przypadku kiedy powierzchnia przyłożenia jest krzywoliniowa, co ma

miejsce w przypadku frezów monolitycznych. Z tego względu celowe jest zastosowanie metod przetwarzania obrazów umożliwiających eliminujących błędy człowieka oraz zwiększających powtarzalność pomiaru.

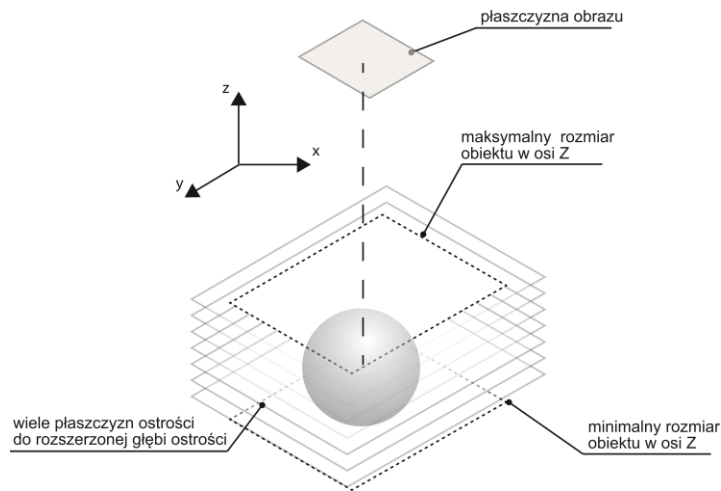
3. METODA WIZYJNEGO POMIARU ZUŻYCIA NARZĘDZIA

Każdy obiektyw ma ograniczoną głębokość ostrości (rys. 2). Oznacza to, że jeśli obserwowany obiekt ma pionowy wymiar (w kierunku osi Z) większy od głębokości ostrości, nie można jednorazowo objąć w ramach jednego obrazu całego obiektu.



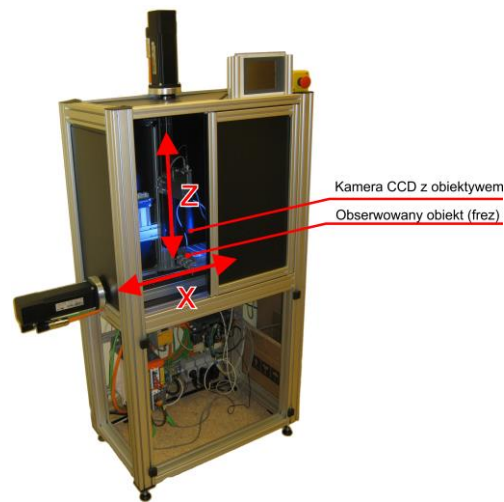
Rys. 2. Płaszczyzna ostrości oraz jej głębokość położona blisko płaszczyzny ostrości

Problem ograniczonej głębokości ostrości obiektywu można rozwiązać wykorzystując wiele obrazów obiektu wykonanych w kierunku osi Z co stałą odległość ΔZ , która musi być mniejsza od głębokości ostrości obiektywu (rys. 3).



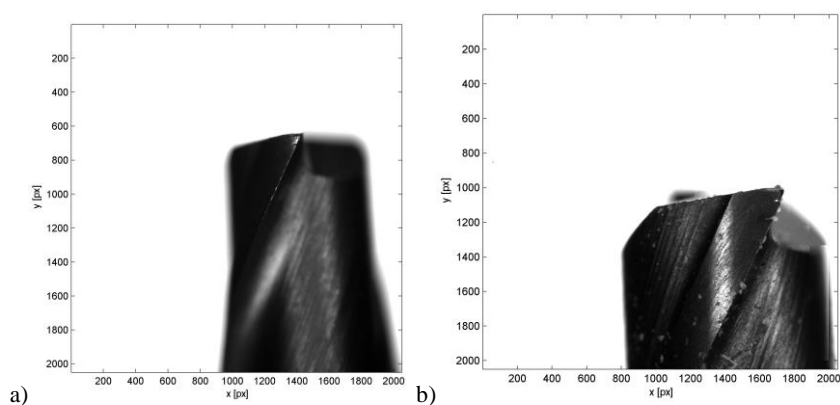
Rys. 3. Ilustracja działania rozszerzonej głębi ostrości

Wykonanie obrazu o rozszerzonej głębi ostrości wymaga stanowiska badawczego umożliwiającego zmianę położenia obiektywu o znaną wartość w kierunku osi Z. Takie stanowisko powstałe w Instytucie Technologii Mechanicznej Zachodniopomorskiego Uniwersytetu Technologicznego w Szczecinie, zostało wykorzystane podczas pomiaru zużycia ostrza narzędzia. Widok stanowiska wykorzystanego do pomiarów optycznych zużycia narzędzia przedstawiono na rys. 4.



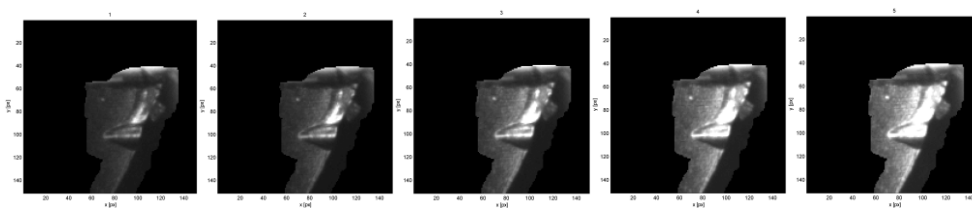
Rys. 4. Widok stanowiska pomiarowego wraz z oznaczonymi ruchomymi osiami (X, Z) oraz kamerą CCD i obserwowanym obiektem

Obiektywy mikroskopowe bardzo często cechują się małą głębią ostrości w stosunku do wymiarów obserwowanych przedmiotów. Klasyczna obserwacja takiego obiektu, jakim może być np. mikrofrez powoduje, że otrzymuje się ostry obraz tylko na bardzo małym obszarze (rys. 5a). Wykorzystanie metody rozszerzonej głębi ostrości pozwala otrzymać wyraźny obraz całego narzędzia (rys. 5b). Wykrywanie ostrych elementów na fragmentach obrazu odbywa się za pomocą obliczania lokalnej wariancji dla danego piksela z uwzględnieniem jego sąsiadów. W ramach pikseli o tych samych współrzędnych wybierane są te o maksymalnych wartościach wariancji do rekonstrukcji obrazu o poszerzonej głębi ostrości.



Rys. 5. a) Widok narzędzia, b) Widok narzędzia o rozszerzonej głębi ostrości

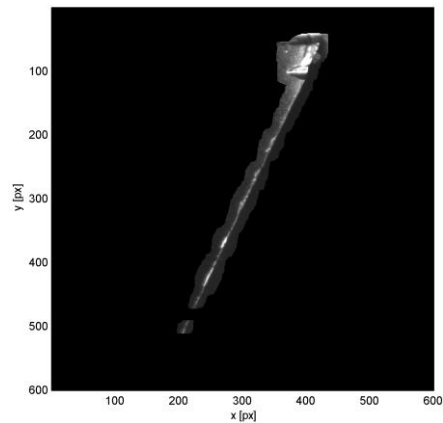
Ze względu na różne kątowe ustawienie powierzchni narzędzia odbijających światło oraz inną ich strukturę geometryczną powierzchni, powierzchnie będą odbijać światło z różną intensywnością. Z tego względu konieczne jest zastosowanie różnych poziomów intensywności oświetlenia (rys. 6) aby nie utracić istotnych szczegółów obrazu.



Rys. 6. Pięć różnych wartości intensywności oświetlenia ostrza narzędzia

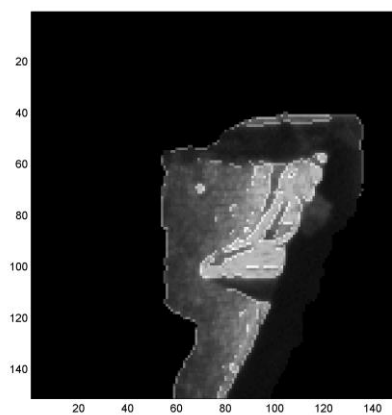
Wykorzystanie metody rozszerzonej głębi ostrości pozwala również na stworzenie mapy wysokości obiektu. Jest to szczególnie istotne przy pomiarze wartości zużycia

narzędzia. Narzędzie zostaje ustawione jest w taki sposób, że najbliżej obserwatora (kamery z obiektywem) znajduje się powierzchnia przyłożenia. Po zastosowaniu metody rozszerzonej głębi ostrości wybierana jest ostra część obrazu znajdująca się najwyżej w mapie wysokości, czyli najbliżej obserwatora (rys 7).



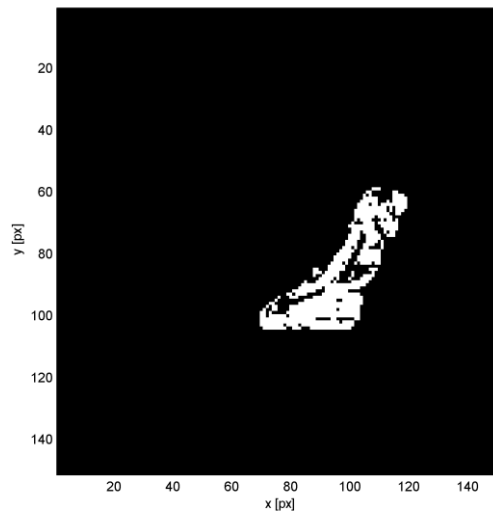
Rys. 7. Fragment obrazu wybrany na podstawie mapy wysokości biorący udział w dalszym przetwarzaniu

Na rys. 7 widać, że miejsce, gdzie widoczne jest zużycie narzędzia na największą intensywność światła (jest najjaśniejsze). Tworząc mapę zmienności oświetlenia (rys. 9) można wybrać miejsce, gdzie ta zmienność jest największa. W tym miejscu jest miejsce zużycia narzędzia, które zostanie poddane dalszej analizie.



Rys. 8. Mapa zmienności oświetlenia

Obraz z mapy zmienności jest progowany aby uzyskać obraz binarny, następnie następuje segmentacja obiektów za pomocą algorytmu flood-fill i wybierany jest obiekt o największej powierzchni (rys. 9). Wybrany obiekt o największej powierzchni to obraz zużycia ostrza narzędzia.



Rys. 9. Obraz binarny zużycia ostrza

Ubytki w obrazie ostrza widoczne na rys. 9 są wypełniane za pomocą operacji morfologicznych. Następnie z takiego obrazu można wyznaczyć jego pole powierzchni oraz średnią, maksymalną i minimalną wartość pasma zużycia na powierzchni przyłożenia. Otrzymane wyniki są w liczbie pikseli obrazu, jednak posiadając wyskalowany obiekt jest możliwe ich odniesienie do rzeczywistych rozmiarów zużycia narzędzia.

4. WYNIKI POMIARU ZUŻYCIA OSTRZA NARZĘDZIA

W celu weryfikacji zastosowanej metody oceny zużycia narzędzia wykorzystano frez *Kyocera 2FESM020-060-04* o średnicy 2 mm. Narzędzia to było wykorzystywane do obróbki wstępnej stali C45 z głębokością skrawania wynoszącą 100 μm . Prędkość obrotowa narzędzia wynosiła 8000 obr/min. Obróbkę wykonywano na prototypowej mikrofrezarce, zbudowanej w Centrum Mechatroniki Zachodniopomorskiego Uniwersytetu Technologicznego w Szczecinie [1, 5].

Wyniki pomiarów zużycia narzędzia przedstawiono w tab. 1. Zdecydowano się na pominięcie zużycia wrębowego. Wyznaczono jedynie wartości minimalną oraz

maksymalną szerokości pasma zużycia narzędzia na powierzchni przyłożenia. W opisywanym przypadku wartość maksymalna odpowiada wielkości zużycia wrębowego.

Tabela 1. Wyniki pomiarów zużycia narzędzia

Parametr	Wartość [px]	Wartość [μm]
VB_B	26,74	53,5
VB_{Bmax}	39	78
VB_{Bmin}	7	14
Pole powierzchni	1337 px ²	5348 μm^2

5. PODSUMOWANIE

Proponowana metoda umożliwia wyznaczenie wskaźników zużycia ostrza mikrofreza na powierzchni przyłożenia w sposób automatyczny, eliminujący udział człowieka. Zadaniem operatora jest jedynie umieszczenie narzędzia w uchwycie w taki sposób, aby powierzchnia przyłożenia znalazła się najbliżej obiektywu.

Dokładność zastosowanej metody zależy głównie od powiększenia zastosowanego obiektywu oraz od rozdzielczości matrycy przetwornika. W przypadku opisywanych pomiarów jeden piksel odpowiadał dwóm mikrometrom. Taka dokładność jest wystarczająca do oceny wartości zużycia freza o średnicy 2 mm, może być jednak niewystarczająca w przypadku frezów o mniejszych średnicach.

LITERATURA

- [1] BROEL-PLATER B., WASZCZUK P., KOBYŁKIEWICZ A., *System diagnostyki procesu mikroskrawania*, W: Napędy i sterowanie, nr 6/2011, 32-35
- [2] CICHOSZ P., *Narzędzia skrawające*, Warszawa, WNT, 2006, 95-96
- [3] DUCOBU F., FILIPPI E., RIVIÈRE-LORPHEVRE 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
- [4] 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
- [5] 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

ANALIZA MOŻLIWOŚCI SPIEKANIA ORAZ POPRAWY WŁAŚCIWOŚCI TECHNOLOGICZNYCH OSTRZY SKRAWAJĄCYCH Z WĘGLIKÓW SPIEKANYCH WYTWARZANYCH METODĄ SPS

Piotr SIWAK¹, Damian PRZESTACKI¹, Tadeusz CHWALCZUK¹,
Dariusz GARBIEC², Filip HEYDUK²

1. WPROWADZENIE

Rosnące wymagania eksploatacyjne maszyn i urządzeń oraz stosowanie nowoczesnych materiałów konstrukcyjnych o podwyższonych właściwościach mechanicznych (odporność na zużycie ściernie, korozję, wysoką temperaturę), prowadzi do tego, że nowe materiały konstrukcyjne sprawiają wiele poważnych problemów podczas ich obróbki. Skrawanie ich pociąga za sobą duże koszty, będące rezultatem małej wydajności obróbki oraz intensywnego zużycia narzędzi skrawających.

2. CEL BADAŃ

Badania dotyczące poprawy właściwości technologicznych ostrzy skrawających z węglików spiekanych uwzględniały współczesne tendencje stosowania nanomateriałów narzędziowych, które charakteryzują się dużo lepszymi właściwościami niż materiały konwencjonalne. Celem pracy jest analiza możliwości efektywnego zastosowania metody SPS (*Spark Plasma Sintering*) do wytwarzania ostrzy skrawających z nanowęglików spiekanych o lepszych właściwościach technologicznych niż z węglików konwencjonalnych wytwarzanych metodami klasycznymi, tj. HP (*Hot Pressing*) i HIP (*High Isostatic Pressing*).

¹ Politechnika Poznańska, Pl. Marii Skłodowskiej-Curie 5, 60-965 Poznań

² Instytut Obróbki Plastycznej, ul. Jana Pawła II nr 14, 61-139 Poznań

3. OPIS METODY

Do jednych z najnowszych i najbardziej efektywnych metod konsolidacji oraz spiekania proszków należy zaliczyć metodę SPS (*Spark Plasma Sintering*). Pozwala ona na spiekanie trudnotopliwych rodzajów ceramiki, różnego typu kompozytów, materiałów gradientowych oraz nanomateriałów w podwyższonej temperaturze (do 2673 K). Tego typu urządzenie produkcji firmy FCT Systeme GmbH, SPS HP D 25, znajduje się w Instytucie Obróbki Plastycznej w Poznaniu.

Technologia iskrowego spiekania plazmowego SPS jest stosowana do konsolidowania proszków metalicznych, ceramicznych, kompozytowych, węglików, azotków, borków, fluorków i innych. Jest to wysokotemperaturowe, krótkotrwałe spiekanie, pozwalające uzyskać różnego typu wyroby metaliczne i ceramiczne o lepszych właściwościach technologicznych aniżeli tych, wytwarzanych za pomocą procesów HP i HIP [8, 9, 10].

3.1. CHARAKTERYSTYKA URZĄDZENIA SPS HP D 25

Urządzenie do iskrowego spiekania plazmowego SPS zostało przedstawione na rys. 1. natomiast na rys. 2. przedstawiono jego schemat. Elementami budowy SPS HP D 25 są: hydrauliczny układ generujący siłę nacisku, źródło prądu impulsowego (bateria kondensatorów), układ generowania atmosfery, komora robocza, stempel górny i dolny - elektrody, matryca (najczęściej grafitowa), układ chłodzenia oraz szafa sterownicza.

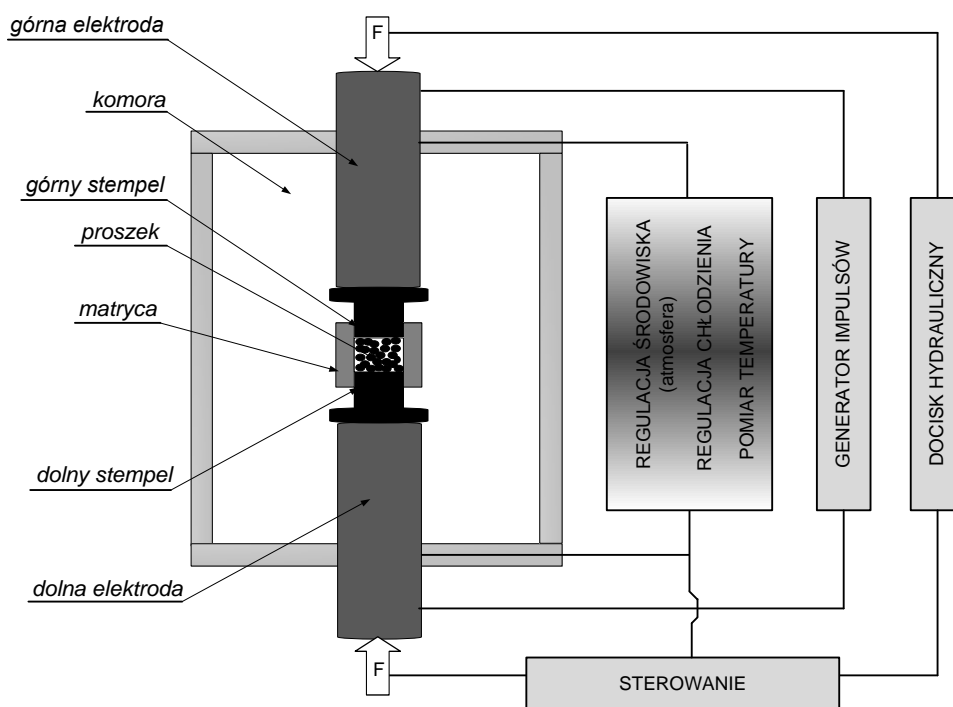


Rys. 1. Widok urządzenia SPS HP D 25 do iskrowego spiekania plazmowego

W procesie SPS do spiekanego proszku umieszczonego w matrycy dostarczane są periodycznie powtarzane impulsy prądu stałego trwające kilkaset milisekund o natężeniu dochodzącym do kilkunastu kiloamperów. Średnia temperatura spiekanego proszku nie przekracza kilkuset K [10, 12, 13]. Impulsowa postać energii służąca do konsolidacji proszku sprawia, że temperatura w czasie przepływu prądu impulsowego jest wyższa niż ustalona temperatura spiekania.

Impulsy prądu stałego przepływają przez stemple, matrycę i zagęszczony proszek, który jest nagrzewany ciepłem Joule'a, powstającym w miejscu kontaktu cząstek oraz w wyniku wyładowań łukowych w porach międzycząsteczkowych. Wyładowania te w początkowym etapie spiekania zwiększają prędkości transportu masy poprzez parowanie i kondensację, usuwają z powierzchni zanieczyszczenia w postaci różnego typu cząstek i tlenków oraz zmniejszają energię aktywacji procesów dyfuzyjnych w spiekającym proszku [6, 7, 11]. Zjawiska te powodują powierzchniowe parowanie materiału i przejście pary w stan plazmy.

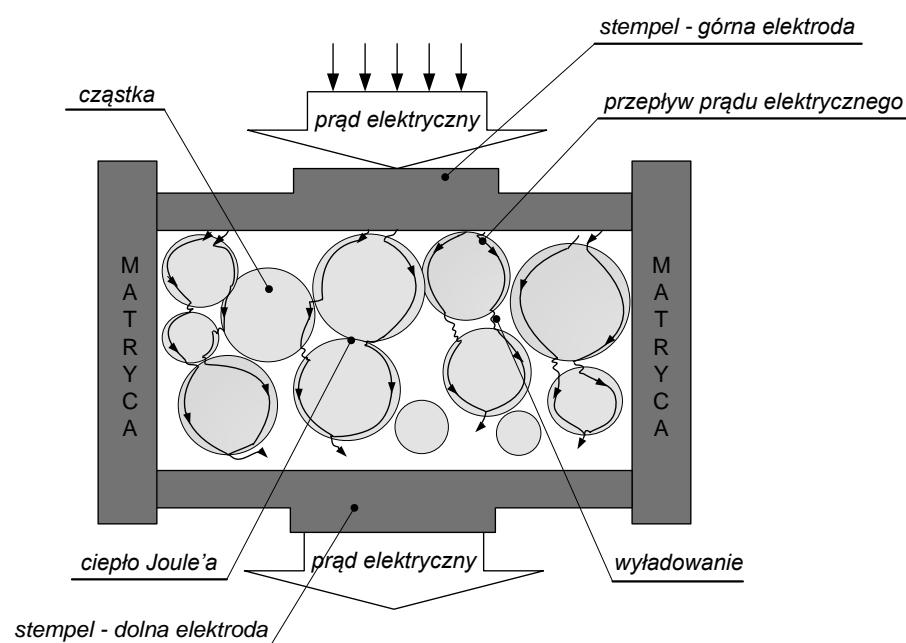
Dostarczanie energii elektrycznej w postaci impulsów zapewnia dużą efektywność cieplną procesu, a nagrzewanie spiekanego proszku ma charakter quasi-adiabaticzny [6-8].



Rys. 2. Schemat urządzenia typu SPS HP D 25 do iskrowego spiekania plazmowego

Mechanizm nagrzewania matrycy nie różni się od konwencjonalnego grzania oporowego, natomiast proces nagrzewania proszku jest bardziej skomplikowany (rys. 3). Prąd może płynąć przez proszek w wyniku wyładowań łukowych w porach między spiekniętymi cząstkami proszku, jest to tzw. zjawisko tunelowania. Ponadto przechodzi on przez warstwę tlenków pokrywającą powierzchnię proszku w miejscu ich kontaktu lub jej przebicia elektrycznego [7, 11].

Opisany powyżej mechanizm zachodzi także w procesach konwencjonalnych, jednak szybkość przebiegu zjawisk jest tu znacznie mniejsza. W zaproponowanej metodzie w miejscach kontaktu podczas przepływu prądu impulsowego chwilowo powstaje bardzo wysoka temperatura, dochodząca do 10^6 K już przy gęstości prądu $1,5 \text{ kA/mm}^2$ [6, 8, 12].

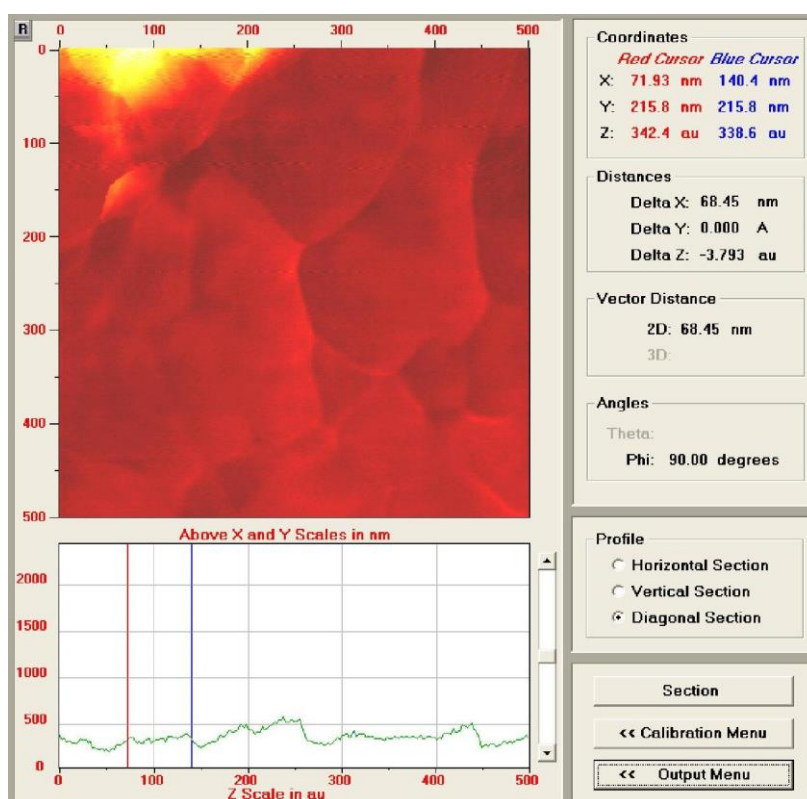


Rys. 3. Zjawiska i mechanizmy występujące w procesie spiekania SPS

Należy przy tym zwrócić uwagę na to, że duża gęstość prądu w miejscach kontaktu cząstek powoduje bardzo szybki wzrost temperatury, wywołujący znaczne naprężenia ściskające. Nagrzewanie prądem impulsowym przyspiesza proces spiekania głównie w początkowym okresie, właśnie ze względu na dużą gęstość prądu (co powoduje występowanie wysokiej temperatury) w obszarach styku niewielkiej powierzchni proszku. Dotychczasowe badania z użyciem krystalicznych kompozytów i proszków CrM, Zr₂O, TiC, TaC, TiB₂, B₄C wykazały, że metodą SPS można uzyskiwać spieki o dużej gęstości i nanoziarnistej strukturze [9, 10, 13].

4. WYNIKI BADAŃ NANOWĘGLIKÓW I WĘGLIKÓW SPIEKANYCH

Próbki z nanowęglików spiekanych wywarzano z proszku WC-Co o zawartości węgla wolframu 95% i kobaltu 6% -wag. Rozmiar ziarna nanoproszku wynosił średnio ok. 60 nm. Obrazy wykonane na mikroskopie AFM sił atomowych (rys. 4) przedstawiają widoczne zgrupowania ziaren nanoproszków w postaci aglomeratów.



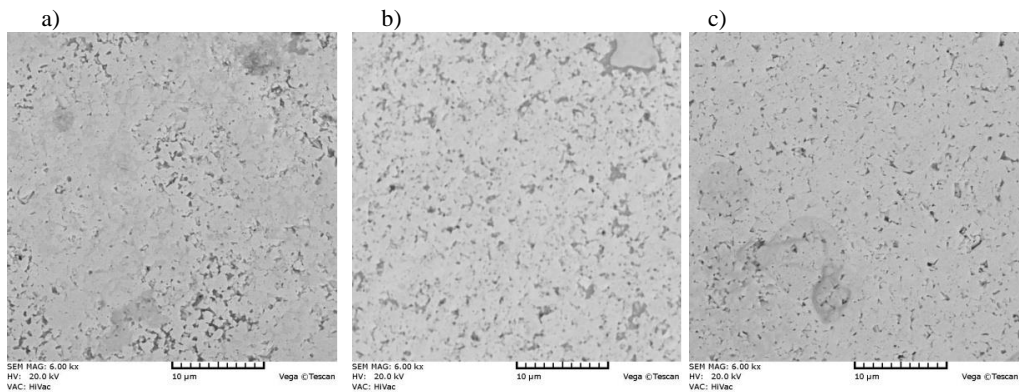
Rys. 4. Obraz wykonany na mikroskopie sił atomowych AFM nanoproszków WC-Co

Aby stwierdzić przydatność metody SPS do wytwarzania płytek skrawających z nanowęglików spiekanych, przede wszystkim przeprowadzono badania właściwości technologicznych, tj. twardości i gęstości. Ich wyniki zostały przedstawione w tabeli nr 1. Płytki z nanowęglików spiekanych były wytwarzane przy różnych wartościach temperatury: 1623 K, 1673 K, 1723 K, 1773 K, 1823 K, 1873 K oraz czasu spiekania: 150 s, 300 s, 500 s.

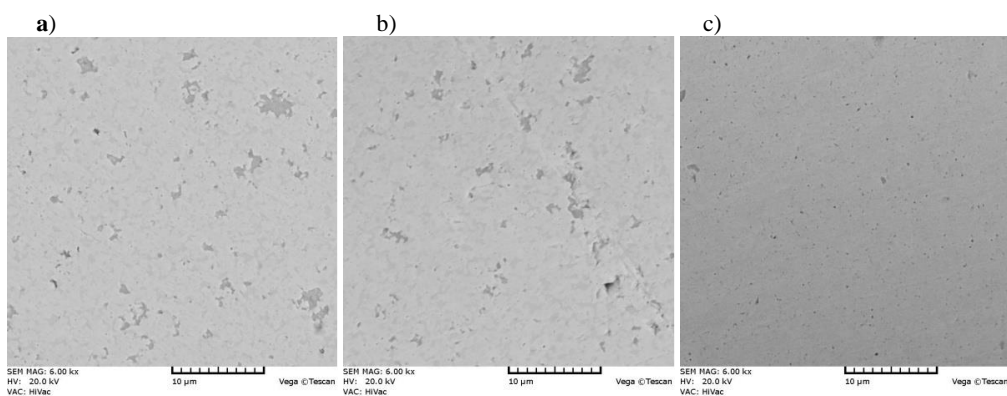
Tabela 1. Wyniki pomiarów twardości nanowęglików spiekanych WC-6Co wytwarzanych przy różnych wartościach temperatury i czasu spiekania

L.p.	Oznaczenie płytek	Temperatura spiekania [K]	Czas spiekania [s]	Twardość [HV30]	Gęstość [kg/m ³]
1	WC-6Co_1.1	1623	150	1450	13700
2	WC-6Co_1.2		300	1910	14100
3	WC-6Co_1.3		500	1860	13800
4	WC-6Co_2.1	1673	150	1520	13100
5	WC-6Co_2.2		300	1860	14300
6	WC-6Co_2.3		500	1920	14900
7	WC-6Co_3.1	1723	150	1940	14600
8	WC-6Co_3.2		300	1880	14100
9	WC-6Co_3.3		500	1820	13100
10	WC-6Co_4.1	1773	150	1780	13000
11	WC-6Co_4.2		300	2250	14800
12	WC-6Co_4.3		500	1900	14100
13	WC-6Co_5.1	1823	150	2150	14600
14	WC-6Co_5.2		300	1870	14300
15	WC-6Co_5.3		500	1880	13900
16	WC-6Co_6.1	1873	150	1790	14200
17	WC-6Co_6.2		300	1900	14600
18	WC-6Co_6.3		500	2560	14700

Na rysunku 5. oraz 6. przedstawiono obrazy BSE (elektronów odbitych) zglądów metalograficznych nanowęglików spiekanych wytworzonych z użyciem iskrowego spiekania plazmowego.



Rys. 5. Obrazy zglądów metalograficznych nanowęglików spiekanych wytwarzanych metodą SPS w temperaturze i czasie spiekania: a) WC-6Co_1.2, b) WC-6Co_2.3, c) WC-6Co_3.1



Rys. 6. Obrazy zglądów metalograficznych nanowęglików spiekanych wytwarzanych metodą SPS w temperaturze i czasie spiekania: a) WC-6Co_4.2, b) WC-6Co_5.1, c) WC-6Co_6.3

W wyniku przeprowadzonych badań oraz procesu spiekania przy różnych parametrach (temperatura i czas) uzyskano największą twardość i gęstość dla próbek: WC-6Co_1.2, WC-6Co_2.3, WC-6Co_3.1, WC-6Co_4.2, WC-6Co_5.1, WC-6Co_6.3. W celu potwierdzenia uzyskanych wyników wykonano analizę ich mikrostruktury powierzchni. Na rys. 5. oraz 6. zamieszczono zdjęcia obrazów metalograficznych wybranych sześciu próbek z nanowęglików spiekanych wytworzonych przy zastosowaniu urządzenia SPS HP D 25.

Można zauważyć, że wraz ze zmianą parametrów procesu spiekania zmieniają się również właściwości technologiczne spiekanych próbek oraz ich mikrostruktura.

Tabela 2. Wybrane właściwości nanowęglików typu WC-Co i drobnoziarnistych węglików spiekanych gatunku H20

Próbka	Oznaczenie / gatunek	Skład chemiczny [%]		Średnica ziarna [nm]	Twardość [HV30]	Gęstość [kg/m ³]
		WC	Co			
Nanowęgliki spiekane	WC-6Co_6.3	94	6	100÷150	2560	14700
Konwencjonalne węgliki spiekane	H20	94	6	1500	1550	14800

Z powszechnie znanych zależności [1, 4, 5 14] wynika, że spiekane materiały narzędziowe o ultradrobnoziarnistej strukturze charakteryzują się m.in. większą wytrzymałością na zginanie oraz mają większą twardość. W konsekwencji pozwala to na osiągnięcie większej odporności na zużycie ściernie, ponieważ wraz ze wzrostem twardości rośnie względna odporność na zużycie ściernie. Potwierdzone to zostało eksperymentalnie, m.in. przez Younga, Chruszczowa, Babiczewa, Wachal czy Janeckiego [2, 3].

Duża twardość nanowęglików spiekanych (2560 HV30) otrzymywanych metodą SPS w temperaturze 1873 K, w czasie 500 s, pozwala przypuszczać, że wykonane z nich ostrza skrawające powinny charakteryzować się większą odpornością na zużycie ściernie niż powszechnie dostępne na rynku płytki skrawające z węglików spiekanych o takim samym składzie chemicznym, lecz o dużo mniejszej twardości (1550 HV30).

5. PODSUMOWANIE I WNIOSKI

Na podstawie analizy i wyników badań możliwości wytwarzania ostrzy skrawających z węglików spiekanych o lepszych właściwościach technologicznych należy stwierdzić, że: 1) zastosowanie nanoproszków o rozmiarach ziaren wynoszących 60 nm do spiekania próbek z węglików spiekanych pozwala na istotne zwiększenie ich twardości: z 1550 do 2560 HV30; 2) zastosowanie metody SPS do konsolidacji nanowęglików spiekanych daje możliwość uzyskania węglików spiekanych o większej gęstości i twardości. Wynika to z faktu, że zjawiska w proponowanym procesie przebiegają znacznie intensywniej niż w metodach konwencjonalnych. Dodatkowo większa twardość nanowęglików spiekanych powinna wpłynąć na wzrost ich odporności na ścieranie.

Kierunkiem kolejnych badań będzie szczegółowa ocena wpływu parametrów procesu SPS wytwarzania węglików spiekanych. Ponadto należy przeprowadzić badania eksploatacyjne ostrzy skrawających z nanowęglików spiekanych o różnym składzie chemicznym.

LITERATURA

- [1] CICHOSZ P., *Narzędzia skrawające*, Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, Warszawa 2006.
- [2] HEBDA M., WACHAŁ A., *Trybologia*, Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, Warszawa 1990.
- [3] JANECKI J., HEBDA M., *Tarcie, smarowanie i zużycie części maszyn*, WNT, Warszawa 1972.
- [4] KUPCZYK M. J., *Wytwarzanie i eksploatacja narzędzi skrawających z powłokami przeciwzużyciowymi*, Wyd. Politechniki Poznańskiej, Poznań 2009.
- [5] KUPCZYK M. J., *Ostrza skrawające z twardymi i supertwardymi powłokami*, Wyd. Politechniki Poznańskiej, Poznań 2005.
- [6] MICHALSKI A., JAROSZEWICZ J., ROSIŃSKI M., SIEMIASZKO D., K. J. KURZYDŁOWSKI, *Nanocrystalline Cu-Al₂O₃ Composites Sintered by the Pulse Plasma Technique*, *Solid State Phenomena*, 114, 2006.
- [7] MICHALSKI A., SIEMIASZKO D., *Nanocrystalline cement carbides sintered by the pulse plasma method*, *Refractory metals & Hard materials* 25, 2007, 153-158.
- [8] MICHALSKI A., ROSIŃSKI M.: *Metoda impulsowo-plazmowego spiekania: podstawy i zastosowanie*, *Inżynieria Materiałowa*, styczeń-luty 2010 nr 1 (173) s. 7-11.
- [9] NISHIMURA T., MITOMO M., HIROTSURU H., and KAWAHARA M., *Fabrication of Silicon Nitride Nano-ceramics by Spark Plasma Sintering*, *Journal of Materials Science Letters*, pp. 1046-1047, 1995.
- [10] PERERA D.S., TOKITA M., MORICCA S., *Comparative Study of Fabrication of Silicon Nitride by Spark Plasma Sintering and Hot Isostatic Pressing*, *Proceedings of the 2nd International Meeting of Pacific Ceramic Societies*, 1996.
- [11] SIEMIASZKO D., MICHALSKI A., *Węgliki spiekane otrzymywane z proszków W, C, Co metodą impulsowo-plazmową w jednym procesie technologicznym*, *Ceramika/Ceramics* vol. 91, 2005, 405-410.
- [12] TAMARI R., TANAKA T., TANAKA K., KAWAHARA M. and TOKITA M., *Effect of Spark Plasma Sintering on Densification and Mechanical Properties of Silicon Carbide*, *J. Ceram. Soc. Japan*, 103, pp. 740-742, 1995.
- [13] TOKITA M., *Mechanism of Spark Plasma Sintering and its application to ceramics*, *Nyn Seramikkasu* 10, 1997, s. 43-53.
- [14] WYSIECKI M., *Nowoczesne materiały narzędziowe*, WNT, Warszawa 1997.

BADANIA ZUŻYCIAPŁYTEK SKRAWAJĄCYCH Z WĘGLIKÓW SPIEKANYCH W GATUNKU GC4325 Z POWŁOKĄ INVEIO i GC4215

Wojciech STACHURSKI¹, StanisławMIDERA¹

1. WSTĘP

Jednym z najważniejszych wyzwań stawianych firmom narzędziowym, w odpowiedzi na wymagania przemysłu dotyczące wzrostu wydajności i obniżenia kosztów produkcji, jest ciągle opracowywanie nowych technologii dla wytwarzania narzędzi skrawających. Narzędzia skrawające są udoskonalane m.in. poprzez wprowadzanie nowych materiałów narzędziowych oraz powłok na ostrza.

W obszarze materiałów narzędziowych wiodącą grupą są węgliki spiekane, które stanowią około połowy wszystkich stosowanych materiałów [1]. Właściwości mechaniczne i skrawane węglików spiekanych silnie zależą od ich składu chemicznego, technologii ich otrzymywania oraz wielkości ziaren węglkowych. W celu poprawy omawianych właściwości stosuje się np. technologie wytwarzania wykorzystujące izostatyczne prasowanie na gorąco (wzrost wytrzymałości na zginanie) lub zmniejszanie wielkości ziaren węglków (wzrost twardości). Innym sposobem poprawy właściwości węglków spiekanych jest ich wytwarzanie z materiałów, tzw. odmiany gradientowej, dla której zmieniają się one w określonym kierunku, np. od powierzchni w głąb materiału. Materiały gradientowe łączą ze sobą dwie przeciwstawne właściwości materiałów narzędziowych, tj. dużą twardość i wytrzymałość na zginanie. Ponadto, dzięki swojej strukturze i budowie, zwiększają przyczepność i odporność na pęknięcia powłok nakładanych na ostrze oraz stabilność krawędzi skrawającej [2, 3].

Dodatkowo właściwości narzędzi skrawających wykonanych z węglków spiekanych wzmacniane są poprzez nakładanie powłok ochronnych, zwłaszcza

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

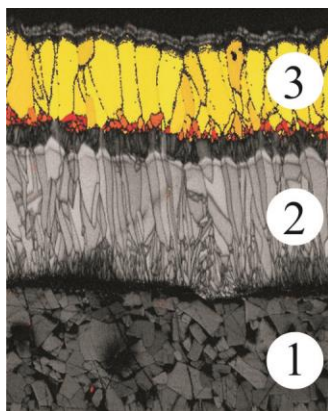
powłok wielowarstwowych. Głównym celem ich stosowania jest ograniczenie zużycia ostrza skrawającego. Materiały stosowane na powłoki różnią się między sobą właściwościami wpływającymi korzystnie na właściwości skrawne i eksploatacyjne ostrza [2, 3].

Jak wspomniano na początku powodem wprowadzania zmian opisanych powyżej jest wzrost wydajności i obniżenie kosztów produkcji, co można osiągnąć przez zwiększenie trwałości płytek skrawających. W praktyce, jako wskaźnik charakterystyczny zużycia, przyjmowany jest wskaźnik zużycia na powierzchni przyłożenia VB , a jego zmiany dają pogląd o zdolnościach skrawnych ostrza. Należy pamiętać, że postępujące w czasie zużycie krawędzi skrawającej, zwłaszcza to pojawiające się na powierzchni przyłożenia powoduje stopniowe pogarszanie jakości powierzchni obrobionej, w szczególności jej chropowatości [3, 4].

W związku z powyższym istotne jest sprawdzenie w jakim stopniu wprowadzanie nowych gatunków węglików spiekanych oraz powłok ochronnych wpływa na przebieg zużycia ostrza skrawającego, a także w jaki sposób zużycie narzędzia wpływa na chropowatość powierzchni obrobionej. Autorzy przeprowadzili próby toczenia płytką skrawającą z węglików spiekanych w gatunku GC4325 z powłoką Inveio, dla porównania, płytką w gatunku GC4215 z powłoką o tradycyjnej budowie [5]. Poniżej przedstawiono przebieg tych badań dla wybranych warunków obróbki.

2. NOWY GATUNEK WĘGLIKÓW SPIEKANYCH GC4325 Z POWŁOKĄ INVEIO

Firma Sandvik posiada w ofercie [5, 6] płytki skrawające do noży tokarskich wykonane z węglików spiekanych w gatunku GC4325 z powłoką wielowarstwową, dla uzyskania której zastosowano technologię Inveio. Według danych producenta [7, 8] płytki w tym gatunku przeznaczone są do toczenia stali (obszar P25) przy średnich warunkach obróbki. Płytki te mają złożoną budowę, a w jej skład wchodzi (rys. 1) [5]:



Rys. 1. Budowa płytki GC4325 [5]

Podłoże (1) – rdzeń płytki wykonany z węglików spiekanych o drobnoziarnistej strukturze gradientowej. Warstwa przypowierzchniowa jest wzbogacona kobaltem, co zmniejsza podatność płytki na powstawanie pęknięć i zabezpiecza ją przed wyłamaniem.

Powłoka:

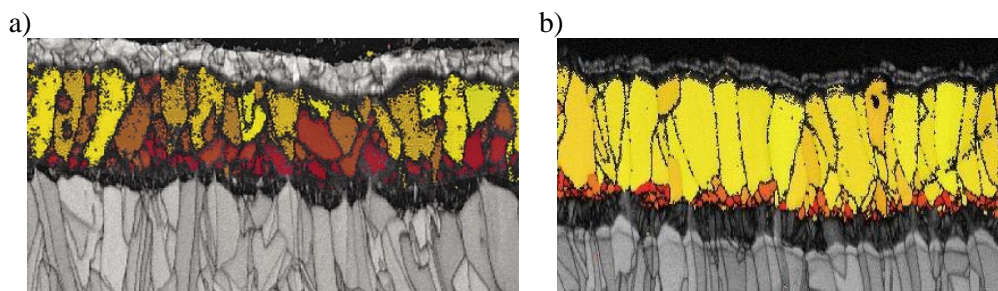
– *warstwa wewnętrzna* (2) – drobnoziarnista warstwa TiCN o strukturze kolumnowej, odznaczająca się twardością i odpornością na zużycie ściernie,

– *warstwa Inveio* (3) – warstwa tlenku glinu nakładana metodą CVD,

– *warstwa zewnętrzna* – warstwa TiN na

powierzchni przyłożenia płytki (nie pokazano na rys. 1).

W przeciwieństwie do tradycyjnie nakładanych warstw z tlenku glinu (metodą CVD), gdzie kierunek wzrostu ziaren jest przypadkowy, w warstwie Inveio struktura krystaliczna ziaren została zorientowana w tym samym kierunku. Różnicę tę pokazano na obrazach mikroskopowych (rys. 2), na których przypadkowa orientacja ziaren oznaczona jest kolorami od czerwonego do żółtego (rys. 2a), zaś ziarna o strukturze jednokierunkowej kolorem żółtym (rys. 2b) [8].



Rys. 2. Warstwa tlenku glinu: a) nakładana tradycyjnie, b) nakładana technologią Inveio [8]

Zdaniem firmy Sandvik [8] uporządkowanie kryształów jest korzystne z kilku powodów:

- gęsto upakowane płaszczyzny atomów są zwrócone w kierunku powierzchni płytki, strefy skrawania i formowania wiórów, przez co są bardziej odporne na zużycie,
- ciepło powstające na powierzchni płytki łatwiej ulega rozproszeniu wzdłuż płaszczyzn sieciowych, jak najdalej od strefy skrawania,
- ukierunkowanie propagacji pęknięć sprawia, że pęknięcia powstają wzdłuż najsłabszej części, poziomo, a sam proces zużycia postępuje wolniej.

3. WARUNKI BADAŃ EKSPERYMENTALNYCH

Toczenie przeprowadzono na tokarce numerycznej Haas SL10. Próbki wykonano ze stali węglowej do ulepszenia cieplnego C45 w stanie normalizowanym (twardość 17–19 HRC). Jako narzędzia użyto składany nóż tokarski do toczenia zewnętrznego firmy Sandvik (PTG NR 2020 K16 - wg norm ISO) [5]. W układzie narzędzia kąt przystawienia wynosi $\kappa_r=91^\circ$, zaś kąt przyłożenia $\alpha_n=0^\circ$. W oprawce mocowano dwa rodzaje płytek skrawających TNMG 160408 PFz narożem promieniowym $r_\epsilon=0,8$ mm:

- wykonaną z węglików spiekanych z gatunku GC4325 z powłoką Inveio,
- wykonaną z węglików spiekanych z gatunku GC4215 z powłoką tradycyjną.

Badania realizowano dla parametrów zestawionych w tabeli 1. Parametry zostały wybrane na podstawie wcześniejszych prac prowadzonych przez autorów oraz danych

producenta [9,10, 11, 12]. Badania prowadzono bez udziału cieczy obróbkowej.

Tabela 1. Warunki obróbki

prędkość skrawania v_c [m/min]	415
Posuw f [mm/obr]	0,1
głębokość skrawania a_p [mm]	1
bez udziału cieczy obróbkowej	

Próby trwałościowe wykonano mierząc jednocześnie zużycie narzędzia i chropowatość powierzchni obrobionej. Dominującą odmianą zużycia było zużycie mechaniczne ściernie, głównie objawiające się starciem na powierzchni przyłożenia. Jako wskaźnik zużycia ostrza przyjęto największą szerokość pasma zużycia na tej powierzchni – VB_{Bmax} . Geometryczne kryterium stępienia przyjęto na poziomie 0,5 mm [2, 3] i po przekroczeniu tej wartości przerywano obróbkę.

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

Pomiary chropowatości wykonano profilometrem T8000 firmy Hommelwerke. Do porównywania użyto parametru Ra , powszechnie stosowanego do opisu chropowatości w warunkach przemysłowych [13]. Odcinek pomiarowy Lt wynosił 4,8 mm i składał się z 6 odcinków elementarnych $Lc=0,8$ mm. Dla każdej mierzonej powierzchni wykonano trzy pomiary. Wartość średnia z tych pomiarów była podawana jako wartość chropowatości mierzonej próbki.

3. WYNIKI BADAŃ

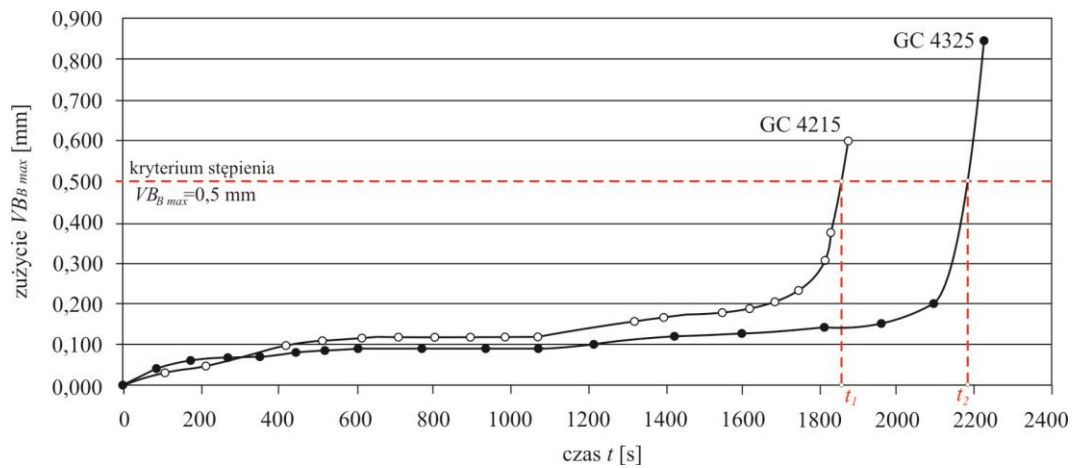
Wyniki pomiarów zużycia VB_{Bmax} oraz chropowatości Ra przedstawiono w tabeli 2. Na podstawie tych danych sporządzono wykres przebiegów krzywych zużycia ostrzy skrawających (rys. 3) oraz wykres zmian wartości Ra w trakcie obróbki (rys. 5).

Przebiegi krzywych zużycia, przedstawione na rys. 3 w postaci krzywych Lorentza, prezentują pełny charakter zużycia podzielony na trzy etapy (fazy) [2, 3, 4]. Odcinki krzywych należące do fazy normalnej pracy narzędzia stanowią 85–95% całkowitego czasu skrawania. Zastosowanie płytki GC4325 nie zmieniło charakteru przebiegu zużycia, np. poprzez wyeliminowanie fazy docierania, spowodowało jednak wydłużenie czasu zużycia normalnego (faza druga).

Na podstawie rys. 3 ustalono, że zastosowanie ostrzy węglkowych z gatunku GC4325 znacznie wydłuża okres trwałości w porównaniu z GC4215. Dla płytki z powłoką Inveio czas do osiągnięcia stępienia kryterialnego wynosił $t_2=2120$ sekund (~35,3 min). W przypadku płytki z powłoką tradycyjną czas ten wynosił $t_1=1845$ sekund (~30,8 min), był więc o ponad 4,5 minuty krótszy od konkurencyjnej płytki.

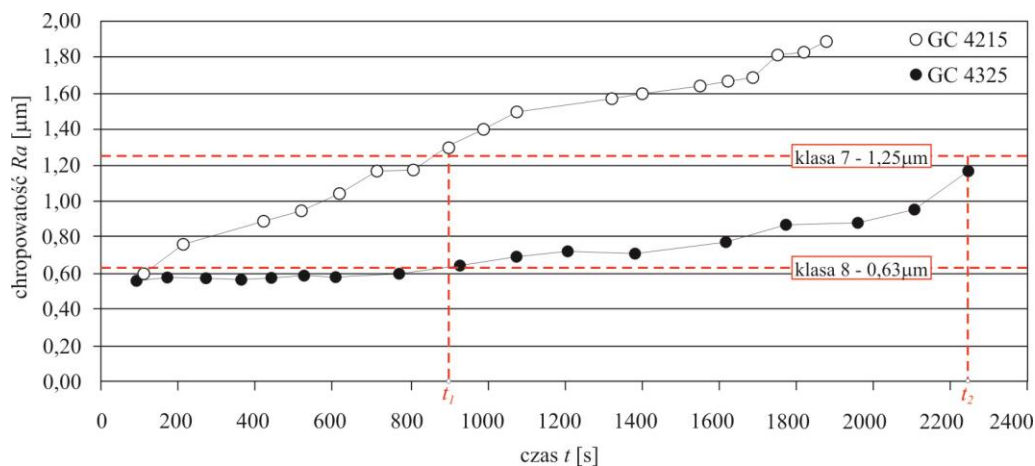
Tabela 2. Wartości parametrów VB_{Bmax} i Ra

TNMG 16 04 08 PF					
GC 4325			GC 4215		
czas t [s]	VB_{Bmax} [mm]	Ra [μm]	czas t [s]	VB_{Bmax} [mm]	Ra [μm]
0	0,000		0	0,000	
90	0,040	0,57	108	0,035	0,61
180	0,060	0,58	213	0,050	0,76
269	0,070	0,58	418	0,100	0,89
356	0,070	0,59	518	0,110	0,95
442	0,080	0,59	616	0,120	1,05
526	0,085	0,60	712	0,120	1,17
609	0,090	0,60	805	0,120	1,18
770	0,090	0,60	896	0,120	1,31
924	0,090	0,63	985	0,120	1,41
1072	0,090	0,67	1072	0,120	1,50
1214	0,100	0,72	1320	0,160	1,57
1416	0,120	0,72	1398	0,175	1,60
1605	0,125	0,77	1548	0,180	1,64
1780	0,140	0,84	1618	0,190	1,67
1942	0,160	0,84	1685	0,205	1,69
2090	0,200	0,92	1749	0,235	1,81
2225	0,840	0,98	1812	0,310	1,83
			1874	0,600	1,88



Rys. 3. Przebiegi zużycia VB_{Bmax}

Na rys. 4 przedstawiono wykres zmian parametru Ra powierzchni obrobionej uzyskiwanych w całym okresie trwałości.

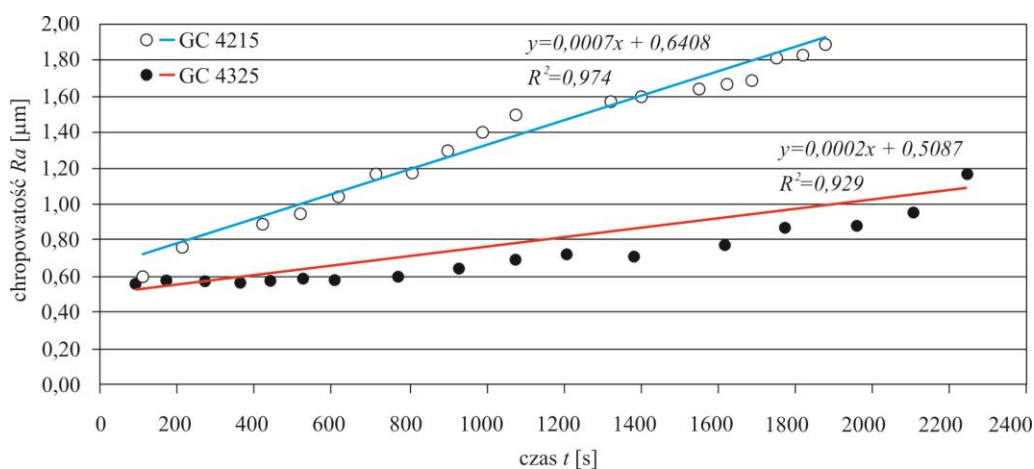


Rys. 4. Zmiany chropowatości Ra na powierzchni obrobionej
(na rysunku użyto określenia klasy chropowatości wg nieobowiązującej już PN)

Z rysunku powyżej wynika, że chropowatość powierzchni obrobionej rośnie wraz ze wzrostem zużycia narzędzia. Najmniejsze wartości Ra uzyskiwano dla płytki GC4325. Wartości Ra dla płytki GC4215 były większe o ok. 30% na początku okresu trwałości, po czym różnica ta znacząco wzrastała wraz z upływem czasu obróbki osiągając ok. 120% w końcowej jego fazie.

Przyjęto, że technologicznym kryterium stopienia będzie osiągnięcie parametru Ra poziomie $1,25 \mu\text{m}$. Płytką GC4215 osiągnęła ten poziom po upływie czasu $t_1=896$ sekund (~ 15 min). W przypadku obróbki płytką GC4325 do ok. 900 sekundy (ok. 15 min) uzyskiwany parametr Ra nie przekraczał wartości chropowatości $0,63 \mu\text{m}$. Warto podkreślić, że w momencie przerwania obróbki, tj. w $t_2=2225$ sek. (~ 37 min), zmierzono wartość Ra równą $0,98 \mu\text{m}$, nie osiągając tym samym w całym okresie trwałości granicznej wartości parametru $Ra = 1,25 \mu\text{m}$. Porównując czasy t_1 i t_2 widać, że płytką GC4325 z powłoką Inveio osiągnęła 2,5 razy większą trwałość w porównaniu z płytką GC4215 z powłoką tradycyjną.

Rys. 5 przedstawia wartości parametru Ra dla każdej z płytek z naniesionymi liniami trendu opisanymi równaniami prostej w postaci kierunkowej. Współczynniki kierunkowe tych równań informujące o kącie nachylenia prostej wskazują na intensywniejsze pogarszanie się chropowatości powierzchni obrabianej w przypadku użycia płytki GC4215 z powłoką tradycyjną. Wartości współczynników determinacji R^2 wskazują na bardzo dobre dopasowanie modeli liniowych.



Rys. 5. Zmiany chropowatości Ra – linie trendu i równania je opisujące

5. WNIOSKI

Na podstawie przedstawionych wyników można stwierdzić, że dla opisanych powyżej warunków obróbki:

- 1) zastosowanie płytki skrawającej w nowym gatunku GC 4325 z powłoką Inveio pozwala na wydłużenie czasu skrawania o ok. 15% w porównaniu z płytką GC4215 z powłoką tradycyjną. Obróbka była prowadzona do osiągnięcia stopienia kryterialnego $VB_{Bmax}=0,5$ mm.
- 2) chropowatość powierzchni obrobionej (Ra) płytką GC4325 jest dużo mniejsza niż w przypadku płytki GC4215. Na podstawie czasów potrzebnych do osiągnięcia założonego technologicznego kryterium stopienia ($Ra=1,25$ µm) widać, że płytka GC4325 z powłoką Inveio osiąga 2,5 razy większą trwałość w porównaniu z płytką GC4215 z powłoką o tradycyjnej budowie.

Prawidłowości opisane powyżej należy jednak traktować jako określone wstępnie, prowadząc badania przy innych warunkach obróbki. Dalsze prace powinny obejmować ustalenie wpływu zmiany parametrów skrawania i sposobu podawania cieczy obróbkowej na wartości zużycia i parametry chropowatości.

LITERATURA

- [1] WYSIECKI M., *Nowoczesne materiały narzędziowe*, WNT, 1997.
- [2] CICHOSZ P., *Narzędzia skrawające*, Warszawa, WNT, 2013.
- [3] GRZESIK W., *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych*, Warszawa, WNT, 2010.
- [4] DMOCHOWSKI J., *Podstawy obróbki skrawaniem*, Warszawa, PWN, 1983.
- [5] SANDVIK, www.sandvik.coromant.com/pl, Katalog główny, 2014.

- [6] SANDVIK, www.sandvik.coromant.com/pl, *Nowe narzędzia skrawające i rozwiązania (CoroPak 14.1)*, 2014.
- [7] SANDVIK, www.sandvik.coromant.com/pl, *GC4325. Nowy, nadzwyczajny lider w toczeniu stali*, 2013.
- [8] SANDVIK, www.sandvik.coromant.com/pl, *GC4325 – dzieło inżynierii materiałowej*, 2013.
- [9] STACHURSKI W., MIDERA S., *Badania trwałości płytek skrawających typu Wiper*. W: *Mechanik*, nr 8-9, 2013, 161-168/710.
- [10] 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.
- [11] STACHURSKI W., MIDERA S., *Wyznaczenie zależności matematycznej do obliczeń i analizy chropowatości powstałej w procesie toczenia*, W: *Mechanik*, nr 3, 2013, 204-210.
- [12] 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.
- [13] ADAMCZAK S., *Pomiary geometryczne powierzchni. Zarysy kształtu, falistość i chropowatość*, Warszawa, WNT, 2008.

WPLYW ZUŻYCIA OSTRZY NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI PO FREZOWANIU STOPU ALUMINIUM W OBRÓBCE KRIOGENICZNEJ

Łukasz ŻURAWSKI¹, Borys STORCH¹

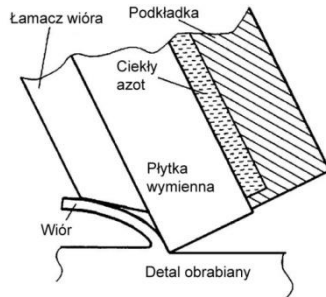
1. WPROWADZENIE

Podstawowym założeniem chłodzenia kriogenicznego jest zmiana właściwości przedmiotu obrabianego. Materiały plastyczne po obniżeniu temperatury stają się bardziej kruche co wpływa na sposób tworzenia i postać wiórów. W przypadku czasowego chłodzenia ciekłym azotem (przed obróbką przedmiot poddawany jest kąpieli w ciekłym azocie, bądź polewany podczas obróbki) występuje wzrost sił skrawania, tarcia oraz zmiana wymiaru przedmiotu obrabianego podczas skrawania [1, 3, 7].

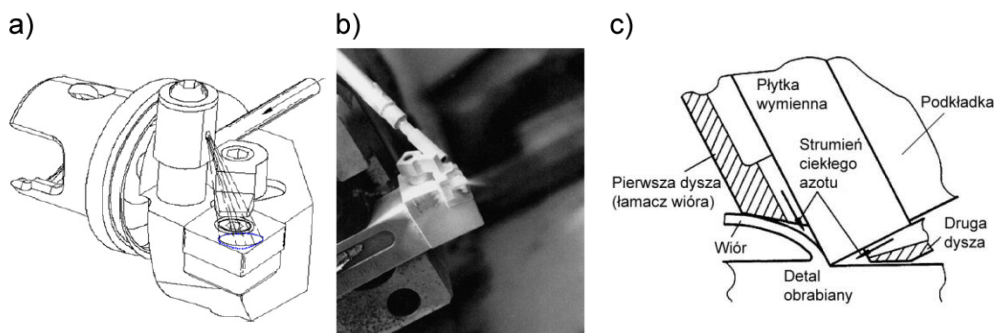
W wymienionych publikacjach [1, 3, 4, 10] opisano chłodzenie ostrza narzędzia w którym czynnik kriogeniczny nie ma kontaktu z materiałem obrabianym i doprowadzany jest do specjalnej komory znajdującej się pod ostrzem (rys. 1). W metodzie tej występuje ograniczenie związane z przewodnością cieplną materiału płytki wymiennej oraz jej wielkością, co nie powoduje istotnych zmian w materiale obrabianym.

Występują też metody natryskiwania czynnika kriogenicznego przez specjalne, niezależne dysze bądź też mikro dysze znajdujące się bezpośrednio w narzędziu (rys. 2). Chłodzenie parami ciekłego azotu obejmuje częściowo strefę skrawania, narzędzie oraz powstający wiór. Przy stosowaniu niezależnych dysz chłodzenie obejmuje niepożądane obszary, co może doprowadzić do wzrostu sił skrawania. Inaczej jest w przypadku mikro dysz, gdzie ciekły azot podawany jest jedynie w miejsce usuwania materiału i największej temperatury [1, 3, 5, 10].

¹ Politechnika Koszalińska, 75-620 Koszalin, Raławicka 15-17



Rys. 1. Pośrednie chłodzenie ostrza skrawającego [4]



Rys. 2. Natryskiwanie czynnika kriogenicznego: a, b) zastosowanie niezależnej dyszy [3, 10], c) zastosowanie mikro dysz [3]

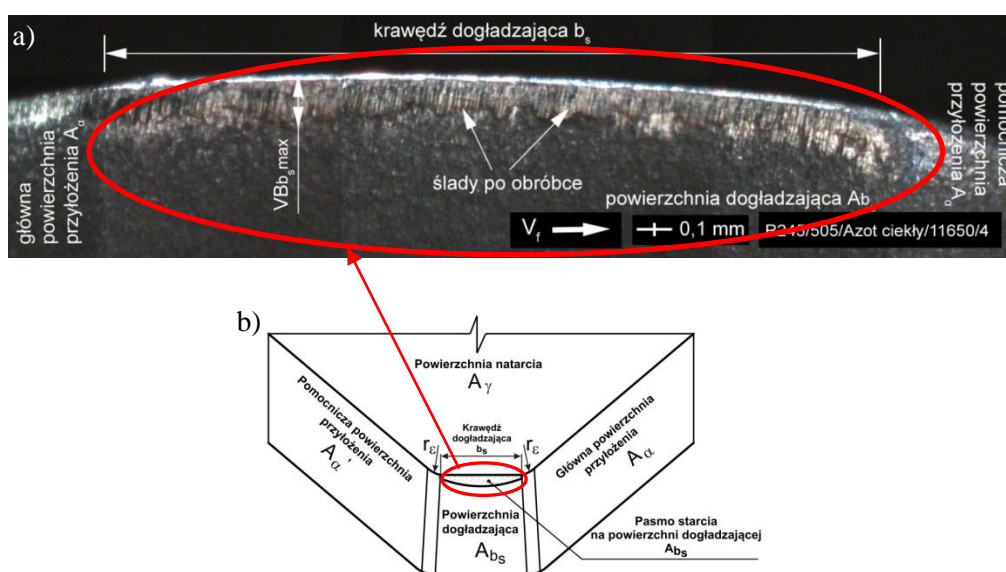
W literaturze brakuje wyników badań dotyczących wyjaśnienia zależności fizyko-chemicznych podczas skrawania w warunkach ekstremalnie niskiej temperatury. W publikacjach [2, 6, 9, 7, 12] autorzy niniejszego artykułu opisali wyniki badań zużycia ostrza, zmian na powierzchni obrobionej przy użyciu cieczy kriogenicznej.

W przedstawionej pracy udokumentowano wyniki badań rozpoznawczych dla frezowania powierzchni płaskich stopu aluminium EN AW-2017A z zastosowaniem chłodzenia ciekłym azotem, które w kolejnych publikacjach będą podstawą do dalszych prac i analiz badawczych. Zaprezentowano i opisano specjalny uchwyt mocowany do stołu frezarki pionowej, który umożliwił stały kontakt medium chłodzącego z przedmiotem obrabianym. Opisano wyniki badań zużycia ostrzy w głowicy frezowej i powierzchni obrobionej po frezowaniu "na sucho" i po chłodzeniu ciekłym azotem. Autorzy w publikacji użyli określenia "frezowanie "na sucho" (ang. dry machining) co oznacza, że podczas skrawania nie stosowano żadnych cieczy chłodząco smarujących i takim terminem posłużono się w dalszych częściach pracy. Przedstawiono przykładowy obraz cyfrowy śladów zużycia ostrzy oraz wybrane topografie powierzchni po frezowaniu stopu aluminium.

2. BADANIA WŁASNE

Celem pracy było przeprowadzenie w próbach frezowania badań wpływu zużycia ostrzy na powstające nierówności powierzchni obrabianej materiału ze stopu aluminium EN AW-2017A z użyciem ciekłego azotu.

W tym celu w specjalnym uchwycie mocowano przedmiot obrabiany, który był zanurzony w ciekłym azocie (rys. 4), a temperatura chłodzonego przedmiotu wynosiła około $-185 \pm 2^\circ\text{C}$. Regularnie uzupełniano ciekły azot, aby utrzymać założoną temperaturę obrabianego przedmiotu.



Rys. 3. a) Przykładowy obraz cyfrowy zużycia ostrza nr 4 na powierzchni dogladzającej A_{b_s} po frezowaniu z prędkością posuwu $v_f=505$ mm/min, b) model wierzchołka naroża ostrza z powierzchnią dogladzającą A_{b_s} [13]

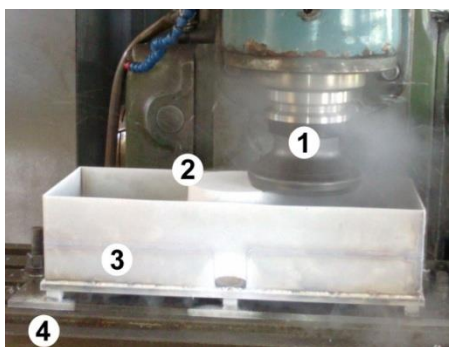
Rejestrowano obrazy cyfrowe z powierzchni dogladzającej A_{b_s} (rys. 3b) ostrza po frezowaniu, którego przykład przedstawiono na rysunku 3a. Wyróżniono krawędzie, fragmenty powierzchni ostrza, VB_{b_s} max, A_{b_s} i ślady zmian na powierzchni ostrza.

Zapisane reprezentacje cyfrowe zużycia ostrzy zostały obrócone horyzontalnie, aby główna krawędź skrawająca znajdowała się po lewej stronie, dostosowując je do zobrazowania pozycji jakie zajmują ostrza podczas frezowania.

2.1. ZAKRES I WARUNKI BADAŃ

Badania zostały przeprowadzone z wykorzystaniem następujących narzędzi i założeń:

- głowica frezowa o średnicy $\phi=125$ mm z liczbą ostrzy $z=8$,
- płytki wymienne z węglików spiekanych o symbolu R245-12T3M-PM,
 - główny kąt przystawienia oraz pomocniczy kąt przystawienia 45° ,
 - promień zaokrąglenia naroża $r_\epsilon=0,8$ mm,
 - powierzchnia dogładzająca $b_s=2$ mm,
- optyczny profilometr 3D Talysurf CCI6000,
- czujnik cyfrowy o dokładności pomiarowej 0,001 mm z płaską końcówką,
- frezarka pionowa o mocy silnika napędu głównego 7,5 kW.



Rys. 4. Fotografia z próby frezowania stopu aluminium EN AW-2017A podczas stałego chłodzenia azotem ciekłym: 1-głowica frezowa, 2-stop aluminium, 3-uchwyt specjalny, 4-stół frezarki

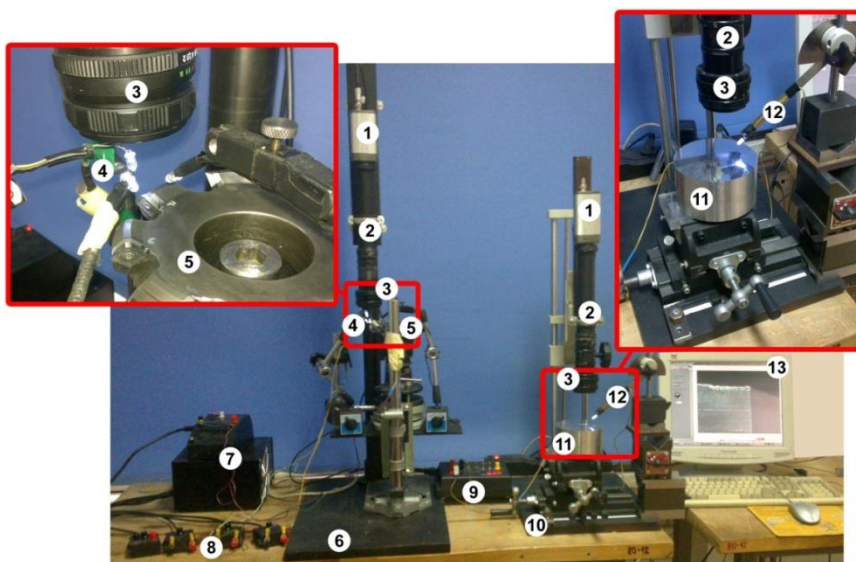
Frezowano stop aluminium EN AW-2017A o wymiarach $\phi 113$ mm; h100 mm (rys. 4). Parametry frezowania dla obróbki "na sucho" i z chłodzeniem azotem ciekłym:

- prędkość posuwu minutowego: $v_f=307$ mm/min $\Rightarrow f_z=0,032$ mm/ostrze i $v_f=505$ mm/min $\Rightarrow f_z=0,052$ mm/ostrze,
- prędkość skrawania $v_c=440$ m/min (prędkość obrotowa $n=1120$ obr/min),
- głębokość skrawania $a_p=1$ mm,
- droga skrawania $L_s=11650$ m.

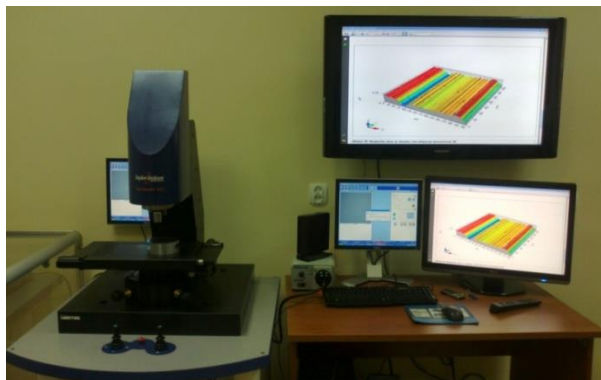
2.1. STANOWISKO BADAWCZE

W badaniach zostały wykorzystane cyfrowe stanowiska wizyjne (rys. 5) do rejestrowania cyfrowych obrazów zużycia ostrza na pomocniczej powierzchni przyłożenia w głowicy frezowej (5) i powierzchni obrobionej po frezowaniu stopu aluminium (11). Do budowy stanowisk wykorzystano kamery cyfrowe o rozdzielczości 752x582 pikseli (1), obiektywy (3) z pierścieniami dystansowymi (2). Do oświetlenia pomocniczej powierzchni przyłożenia ostrza i powierzchni obrobionej użyto diod typu LED (4), (12), które były zasilane stałym napięciem 12V (7), (8). Do sterowania oświetleniem posłużyły potencjometry obrotowe (9). Sygnał analogowy z kamery przekazywany był do komputera klasy PC z oprogramowaniem,

który umożliwił wyświetlanie i zapis obrazów cyfrowych (13). Oba stanowiska zamontowano na sztywnej stalowej podstawie (6), (10).



Rys. 5. Cyfrowe stanowiska optyczne do obserwacji śladów zużycia ostrza i powierzchni obrobionej

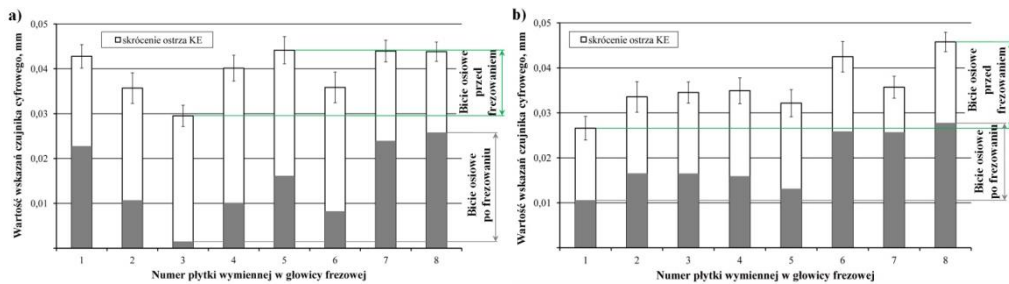


Rys. 6. Profilometr optyczny 3D Talysurf CCI6000

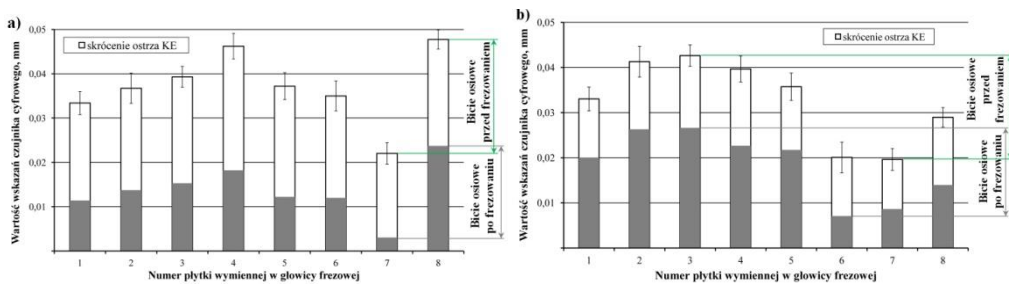
Do wykonania trójwymiarowych reprezentacji obrazów powierzchni obrobionej i pomiaru chropowatości po frezowaniu użyty został profilometr optyczny 3D Talysurf CCI6000 (rys 6), który znajduje się na wyposażeniu Katedry Mechaniki Precyzyjnej Politechniki Koszalińskiej w laboratorium Mikro i Nanoinżynierii.

3. WYNIKI BADAŃ

Przed wykonaniem frezowania „na sucho” i z chłodzeniem ciekłym azotem z prędkościami posuwu $v_f=307$ i 505 mm/min zmierzono bicie osiowe dla każdej płytki wymiennej. Pomiar bicia osiowego wykonano dla ośmiu płytek w głowicy frezowej. Przeprowadzono po 27 prób dla każdej płytki, a wartości średnie bicia każdego z ośmiu ostrzy wykorzystano do opracowania wykresów (rys. 7a, b i 8a, b).



Rys. 7. Średnie wartości bicia osiowego płytek wymiennych dla frezowania: a) „na sucho”; b) z chłodzeniem azotem ciekłym z prędkością posuwu $v_f=307$ mm/min



Rys. 8. Średnie wartości bicia osiowego płytek wymiennych dla frezowania: a) „na sucho”; b) z chłodzeniem azotem ciekłym z prędkością posuwu $v_f=505$ mm/min

Wartości odchyłek płytek wymiennych w głowicy frezowej były w zakresie:

- od 0,029 do 0,044 mm dla frezowania „na sucho” z prędkością posuwu $v_f=307$ mm/min. Zmierzone bicie osiowe płytek przed frezowaniem wynosiło 0,015 mm. Obliczona wartość odchyłki położenia ostrzy po frezowaniu wynosiła 0,024 mm.
- od 0,022 do 0,048 mm dla frezowania „na sucho” z prędkością posuwu $v_f=505$ mm/min. Bicie osiowe płytek wynosiło 0,026 mm. Obliczona wartość odchyłki położenia ostrzy po frezowaniu wynosiła 0,02 mm.
- od 0,026 do 0,046 mm dla frezowania z chłodzeniem azotem ciekłym z prędkością posuwu $v_f=307$ mm/min. Bicie osiowe płytek wynosiło 0,02 mm.

Obliczona wartość odchyłki położenia ostrzy po frezowaniu wynosiła 0,017 mm.

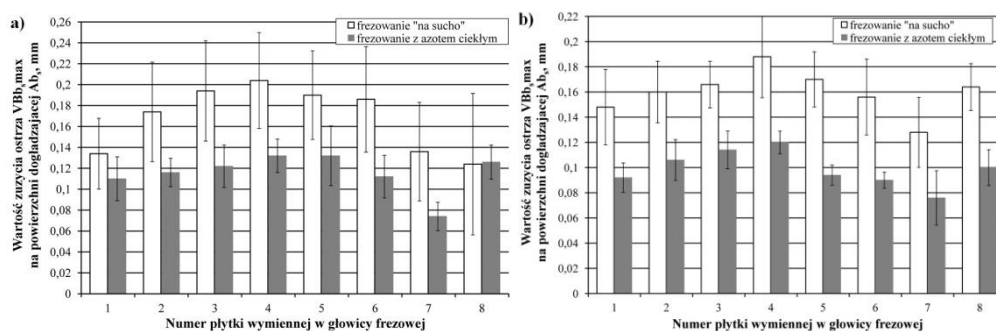
- od 0,019 do 0,042 mm dla frezowania z chłodzeniem azotem ciekłym z prędkością posuwu $v_f=505$ mm/min. Bicie osiowe płytek wynosiło 0,023 mm. Obliczona wartość odchyłki położenia ostrzy po frezowaniu wynosiła 0,019 mm.

Na odchyłki położenia ostrzy w głowicy frezowej wpływ mają błędy, ustawienia i wymiary takie jak: Δ_1 -błędy wymiarowe płytek wymiennych; Δ_2 -błędy wymiarowe gniazd na płytce wymienne w głowicy frezowej; Δ_3 -błędy ustawienia płytek wymiennych w gniazdach; Δ_4 -błędy ustawienia gniazd w głowicy frezowej; Δ_5 -błędy zamocowania narzędzia we wrzecionie frezarki [13]. Zapisać je można równaniem (1).

$$\text{Bicie osiowe płytek wymiennych} = \Delta_1 + \Delta_2 + \Delta_3 + \Delta_4 + \Delta_5 \quad (1)$$

Po frezowaniu z prędkością posuwu $v_f=307$ i 505 mm/min z chłodzeniem ciekłym azotem oraz 505 mm/min "na sucho" stwierdzono, że zmniejszyły się odchyłki ustawienia płytek wymiennych. Obliczone wartości były w zakresie od 0,003 do 0,006 mm. Dla frezowania z prędkością posuwu $v_f=307$ "na sucho" różnica odchyłek była większa po frezowaniu o wartość 0,01 mm.

Po zakończeniu prób frezowania z prędkością posuwu $v_f=307$ mm/min „na sucho” zmierzone wartości zużycia ostrzy były w zakresie od 0,124 do 0,204 mm dla poszczególnych płytek (rys. 9a).



Rys. 9. Średnie wartości zużycia ostrza $VB_{b,max}$ dla frezowania z prędkością posuwu:
a) $v_f=307$ mm/min; b) $v_f=505$ mm/min

Z cyfrowych obrazów odczytano, że największe zużycie wystąpiło dla ostrzy nr 3, 4 i 5. Zużycie to było widoczne w postaci wytarcia na całej powierzchni doglądającej Ab_s oraz narostu na całej krawędzi doglądającej b_s . Na ostrzach nr 1, 2, 6, 7 i 8 w okolicach naroża wystąpiły wytarcia, a także narosty i nalepienia dla ostrzy nr 2, 6-8.

Dla frezowania z tą samą drogą skrawania i prędkością posuwu v_f , ale

z chłodzeniem azotem ciekłym wartości zużycia zawierały się w zakresie od 0,074 do 0,132 mm (rys. 9a).

Na ostrzach nr 1-6 i 8 zaobserwowano wytarcie na całej powierzchni dogładzającej Ab_s oraz narost materiału na całej krawędzi ostrza. Ponadto na ostrzu nr 5 zarejestrowano wykruszenie. Niewielkie zużycie na krawędzi dogładzającej b_s zaobserwowano na ostrzu nr 8.

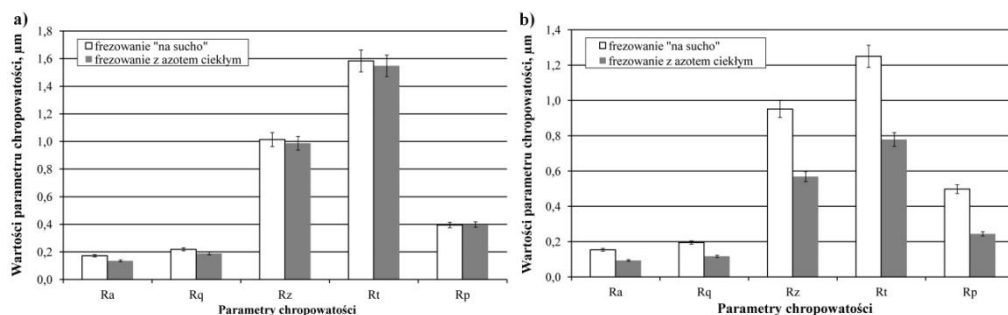
Po frezowaniu „na sucho” z prędkością posuwu $v_f=505$ mm/min wartości wskaźników zużycia ostrzy były od 0,128 do 0,188 mm (rys. 9b).

Największe zużycie zaobserwowano dla płytek nr 2-6, 8 i wystąpiły narosty na krawędzi ostrza oraz wytarcia na całej szerokości powierzchni dogładzającej Ab_s . Na ostrzach nr 1 i 7 zużycie było mniejsze, wystąpiły niewielkie wykruszenia i wytarcia na krawędzi dogładzającej b_s .

Dla frezowania z tą samą prędkością posuwu z chłodzeniem azotem ciekłym zmierzone wartości zużycia wynosiły od 0,076 do 0,12 mm (rys. 9b).

Największe zużycie zaobserwowano dla płytek 2 i 4. Na pozostałych ostrzach zarejestrowano zużycie w okolicach naroża ostrza i krawędzi dogładzającej b_s .

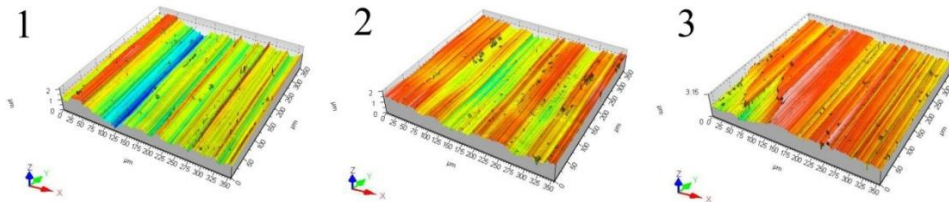
Uzyskane wyniki zinterpretowano następująco: najbardziej wysunięta płytka wymienna z głowicy frezowej pierwsza rozpoczynała frezowanie i tylko ona miała wpływ na tworzenie powierzchni obrobionej. Pozostałe płytki także wykonywały pracę skrawania, ale mniejszej warstwy materiału.



Rys. 10. Parametry chropowatości powierzchni obrobionej dla frezowania z prędkością posuwu:
a) $v_f=307$ mm/min; b) $v_f=505$ mm/min

Pomiary parametrów chropowatości powierzchni Ra , Rq , Rz , Rt , Rp wykonano w trzech powtórzeniach, a wartości średnie zestawiono na wykresach (rys. 10a, b).

Po przeprowadzeniu frezowania „na sucho” i z chłodzeniem azotem ciekłym zarejestrowano nieistotne zmiany dla wszystkich parametrów chropowatości powierzchni po frezowaniu z prędkością posuwu $v_f=307$ mm/min. Szerokopasmowa interferometria skaningowa (rys. 6) umożliwiła wyznaczenie różnic ze zmierzonych wartości parametrów chropowatości w zakresie od 0,026 do 0,037 μm (rys. 10a).



Rys. 11. Przykłady trzech wybranych widoków stereoskopowych powierzchni obrobionej po frezowaniu z chłodzeniem azotem ciekłym z prędkością posuwu $v_f=505$ mm/min

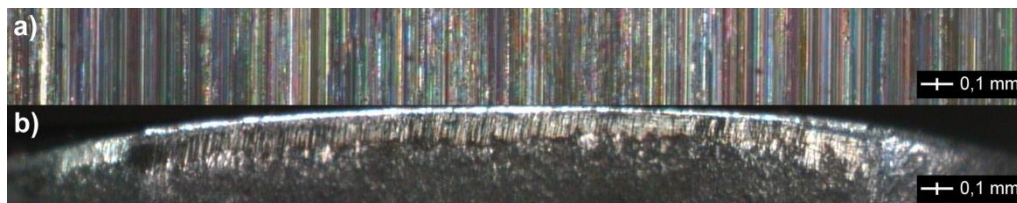


Rys. 12. Cyfrowe zdjęcie powierzchni po frezowaniu z chłodzeniem azotem ciekłym z prędkością posuwu $v_f=505$ mm/min

Dla prędkości posuwu $v_f=505$ mm/min, po frezowaniu „na sucho” i z chłodzeniem azotem ciekłym dla parametrów chropowatości R_z , R_t i R_p odnotowano znaczne różnice wartości wynoszące odpowiednio od $0,25 \mu\text{m}$ do $0,47 \mu\text{m}$ z korzyścią dla frezowania z chłodzeniem azotem ciekłym. Zarejestrowano nieznaczne różnice wartości nie przekraczające $0,08 \mu\text{m}$ dla parametrów R_a i R_q (rys. 10b).

Pomiary chropowatości powierzchni zostały wykonane w trzech powtórzeniach Dla każdej prędkości posuwu „na sucho” i z chłodzeniem azotem ciekłym zarejestrowano obrazy 3D powierzchni obrobionej o wymiarach $355 \times 355 \mu\text{m}$ (rys. 11) oraz wykonano ich cyfrowe obrazy o wymiarach 165×1270 mm (rys. 12).

Można stwierdzić, że gdy zmniejszyły się odchyłki ustawienia, to kolejne ostrza brały udział w konstytuowaniu nierówności na powierzchni obrobionej. Objawia się to uzyskaniem mniejszych wartości nierówności na powierzchni obrobionej.



Rys. 13. Cyfrowy montaż obrazu: a) powierzchni po frezowaniu; i b) zużycia ostrza w skali 1:1

Przykładowy wynik zarejestrowanych reprezentacji cyfrowych zużycia ostrza na pomocniczej powierzchni przyłożenia Ab_s i powierzchni obrobionej po frezowaniu

z prędkością posuwu $v_f=505$ mm/min z zastosowaniem cieczy kriogenicznej przedstawiono na rysunku 13.

5. WNIOSKI

Przedstawione wyniki badań pozwoliły na stwierdzenie, że:

1. W porównaniu z obróbką „na sucho”, chłodzenie stopu aluminium azotem ciekłym wpłynęło na zmniejszenie wartości zużycia ostrza średnio o 0,06 mm zarówno dla mniejszych jak i większych prędkości posuwu v_f . Wyjątkiem była płytko nr 8 (po frezowaniu z prędkością posuwu $v_f=307$ mm/min) w której zużycie ostrza było minimalnie większe niż przy frezowaniu „na sucho”.
2. Wykorzystywany ciekły azot do chłodzenia materiału podczas frezowania miał niewielki wpływ na zmierzone wartości chropowatości powierzchni. Jedynie dla prędkości posuwu $v_f=505$ mm/min dla parametrów Rz i Rt odnotowano znaczne różnice wartości wynoszące odpowiednio 0,383 i 0,471 μm .
3. We wcześniejszych publikacjach wskazywano na niedostatki pomiaru chropowatości metodami 2D i 3D, ponieważ na cyfrowych obrazach widoczne są informacje, wyraźnie dostrzegalne w obszarze śladów zużycia ostrzy i na powierzchni obrobionej, poprzerywane przerysowania, a dowodzące złożoności ich powstawania w procesie skrawania.
4. W uogólnieniu warunków pracy ostrzy w głowicy frezowej zakłada się, że na tworzenie nierówności na powierzchni obrobionej mają wpływ ślady zużycia ostrza pochodzące z najbardziej wysuniętej płytki wymiennej. Jeżeli takie ostrze rozpocznie pracę jako pierwsze to pozostałe ostrza będą mniej obciążone i skrawały mniejszą warstwę materiału od ostrza, które wykonuje główną pracę skrawania.
5. W badaniach zastosowano metodę arbitralnie wybraną, zanurzania w ciekłym azocie, ponieważ oprócz faktu, że jest najtańsza, to pozwala także na realizację długotrwałych pomiarów, przy zmianach parametrów w szerokim zakresie, których celem jest wyjaśnienie wpływu cieczy kriogenicznych na fizyczne zjawiska w strefie skrawania.

LITERATURA

- [1] AHMAD-YAZID A., TAHA Z., ALMANAR I.P., *A review of cryogenic cooling in high speed machining (HSM) of mold and die steels*, Scientific Research and Essays Vol. 5, pp. 412-427, 2010.
- [2] GRZESIK, W., ŻAK, K., PRAŻMOWSKI, M., STORCH, B., PAŁKA T.: *Effects of cryogenic cooling on surface layer characteristics produced by hard turning*, Archives of Materials Science and Engineering, 54/1, 2012.
- [3] HONG S.Y., MARKUS I., JEONG W., *New cooling approach and tool life improvement in cryogenic machining of titanium alloy Ti-6Al-4V*, International Journal of Machine Tools and Manufacture 41, pp. 2245–2260, 2001.

- [4] HONG S.Y., DING Y., *Cooling approaches and cutting temperatures in cryogenic machining of Ti-6Al-4V*, International Journal of Machine Tools and Manufacture 4, pp. 1417–1437, 2001.
- [5] KUMAR K.V.B.S.K., CHOUDHURY S.K., *Investigation of tool wear and cutting force in cryogenic machining using design of experiments*, Journal of Materials Processing Technology, Volume 203, Issues 1–3, pp. 95–101, 2008
- [6] PAŁKA T., STORCH B., ŻURAWSKI Ł., ZAWADA-TOMKIEWICZ A.: *Efektywność pracy w ciekłym azocie rozwiertaków ze stali szybko tnącej*. Szkoła Obróbki Skrawaniem - Efektywne wytwarzanie, Wrocław, 2012.
- [7] STORCH B., PAŁKA T., ŻURAWSKI Ł., ZAWADA – TOMKIEWICZ A., *Wpływ zużycia ostrza na chropowatość powierzchni po toczeniu kriogenicznym*, Obróbka skrawaniem – nauka a przemysł, Wrocław/Opole 2011
- [8] STORCH B., *Charakterystyki termodynamiczne toczenia stali narzędziami ze stali szybko tnącej*, Obróbka skrawaniem – nauka a przemysł, Wrocław/Opole 2011.
- [9] STORCH B.: *Zastosowanie ciekłego azotu do chłodzenia strefy skrawania*, Zeszyty Naukowe Politechniki Poznańskiej, Budowa Maszyn i Zarządzanie Produkcją, nr 11, 2009.
- [10] YILDIZ Y., NALBANT M., *A review of cryogenic cooling in machining processes*, International Journal of Machine Tools & Manufacture 48, pp. 947–964, 2008.
- [11] ZAWADA – TOMKIEWICZ A., STORCH B., *Zużycie ostrza z uwzględnieniem warunków cieplnych*, Obróbka skrawaniem – nauka a przemysł, Wrocław/Opole 2011.
- [12] ŻURAWSKI Ł., PAŁKA T., ZAWADA-TOMKIEWICZ A.: *Poprawienie efektywność frezowania powierzchni płaskich*. Szkoła Obróbki Skrawaniem - Efektywne wytwarzanie, Wrocław, 2012.
- [13] ŻURAWSKI Ł., *Analiza topografii powierzchni kształtowanych z użyciem wielostrzowych narzędzi frezerskich z ostrzami o zróżnicowanym ukształtowaniu*, Rozprawa doktorska, Koszalin, 2013.

3. NARZĘDZIA, OPRZYRZĄDOWANIE I OBRABIARKI W PROCESIE SKRAWANIA

KOMPENSACJA ODKSZTAŁCEŃ SPRĘŻYSTYCH UKŁADU OUPN ZA POMOCĄ NARZĘDZIA MECHATRONICZNEGO

Piotr CICHOSZ¹, Mirosław GROCHOWSKI¹, Mikołaj KUZINOVSKI²,
Hubert SKOWRONEK¹

1. WPROWADZENIE

Ciągły postęp w rozwoju obróbki skrawaniem, wymuszany silną globalną konkurencją, powoduje konieczność zwiększania efektywności wytwarzania z zachowaniem i/lub polepszaniem jakości wyrobów. Zwiększanie wydajności, poprzez stosowanie coraz bardziej wyęzonych parametrów skrawania, powodować może pogarszanie się dokładności wymiarowo-kształtowej wyrobów. Stąd też oba kierunki działań takie jak wzrost wydajności i dokładności obróbki są bardzo ważne i zazwyczaj trudne do jednoczesnego spełnienia.

Prezentowane w pracy rozwiązanie konstrukcyjne narzędzia mechatronicznego ma na celu w pewnym zakresie realizować oba wymienione kierunki działań.

Obrabiarki CNC pozwalają na programowe, wielokrotne korygowanie położenia każdego z narzędzi używanych w procesie obróbkowym. Jednak wartość tych korekcy wprowadzana jest przed uruchomieniem programu obróbkowego na podstawie pomiarów wymiarów narzędzi lub/i pomiarów wymiarów powierzchni obrobionych. Wartość korekcy może być określona jeszcze w przygotowaniu narzędzi przed przekazaniem ich na obrabiarkę, na obrabiarce po wykonaniu, tzw. próbnych przejść oraz podczas trwania procesu produkcyjnego, w którym często wymiary kształtowanych przedmiotów ulegają zmianom na skutek zużywania się narzędzi, odkształceń termicznych układu OUPN itp. Tego typu korekcy nie zapobiegają utracie wymiarowo-kształtowej wynikłej z nierównomiernie, zazwyczaj w sposób losowy, rozło-

¹ Politechnika Wrocławska, Katedra Obrabiarek i Technologii Mechanicznych, 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

zonego naddatku obróbkowego każdego z przedmiotów. Zmiany naddatku generują zmiany sił skrawania, a te z kolei odkształcenia sprężyste układu OUPN. Omawiane narzędzie ma za zadanie reagowanie na te losowe zakłócenia procesu skrawania poprzez identyfikowanie losowych odkształceń sprężystych układu OUPN w kierunkach mających wpływ na dokładność obróbki, by na ich podstawie, wg określonej procedury, dokonywać przemieszczeń ostrza kompensujących te odkształcenia.

W pracy przedstawiono metodykę kompensacji odkształceń sprężystych narzędzia oraz algorytm sterowania tym procesem. Zaprezentowano przykładowe wyniki badań, przedstawiające działanie proponowanego rozwiązania.

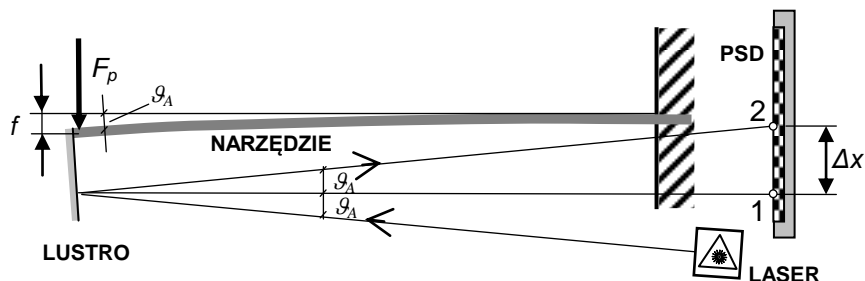
2. BUDOWA I ZASADA DZIAŁANIA UKŁADU KOMPENSACYJNEGO

Omawiany problem kompensacji odkształceń układu OUPN jest obiektem zainteresowania naukowców z całego świata. W literaturze nie brakuje propozycji sposobu jego rozwiązania [9]. Przeglądu reprezentatywnych przykładów tego typu prototypowych narzędzi mechatronicznych dokonano w pracy [2]. Niestety żadne z tych rozwiązań nie doczekało się komercjalizacji. Pomimo zasadniczych różnic w konstrukcji narzędzi mechatronicznych, w każdym z przytoczonych przypadków daje się wyróżnić trzy podstawowe bloki:

- układ pomiaru ugięcia narzędzia;
- sterownik;
- mechanizm przemieszczania ostrza skrawającego.

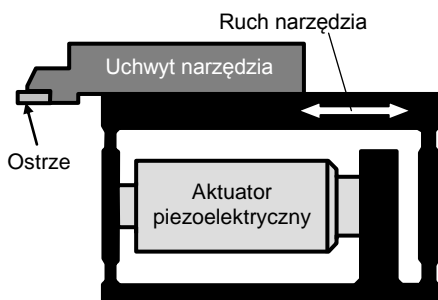
Systemy pomiaru deformacji narzędzia, na skutek działania sił skrawania, bazują na zastosowaniu różnego rodzaju przetworników pomiarowych, mających za zadanie przetwarzanie zmiany wielkości fizycznej, takiej jak siła, naprężenie, przemieszczenie, na zmianę parametrów elektrycznych: natężenia prądu, napięcia, rezystancji, pojemności, indukcyjności. Do tego celu wykorzystywane są najczęściej tensometry, pojemnościowe lub wiropądowe czujniki przemieszczeń, rzadziej sensory optoelektroniczne.

W przedstawianym narzędziu mechatronicznym pomiar ugięcia narzędzia jest realizowany za pomocą czujnika optoelektronicznego typu PSD (*ang. Position Sensitive Detector*). Zmiany siły odporowej podczas procesu skrawania powodują ugięcie się narzędzia o wartość f , zmienną w czasie (rys. 1). W pobliżu głowicy z ostrzem skrawającym zostało zamocowane zwierciadło, które zmienia kąt pochylecia proporcjonalnie do strzałki ugięcia narzędzia, a tym samym proporcjonalnie do wartości siły F_p . Po drugiej stronie narzędzia znajduje się źródło światła laserowego i sensor PSD, po którego powierzchni przemieszcza się, proporcjonalnie do powstałych odkształceń, plamka światła laserowego odbitego od zwierciadła. Zasadę działania i skuteczność układu pomiarowego szczegółowo opisano w pracy [3] i przedstawiono schematycznie na rys. 1.



Rys. 1. Zasada pomiaru odkształceń sprężystych opracowanego narzędzia mechatronicznego wg [5]

Kolejnym istotnym elementem składowym narzędzi „inteligentnych”, kompensujących swoje odkształcenia sprężyste, jest mechanizm korekcyjnego przesuwu ostrza skrawającego. W znakomitej większości publikacji dotyczących omawianej problematyki, do realizacji tego zadania wykorzystuje się aktuatory piezoelektryczne przemieszczające ostrze w wyniku odkształcenia sprężystego elementu, na którym jest ono zamocowane [11, 13]. Można też spotkać rozwiązania oparte o aktuatory magnetostrykcyjne [7]. Popularność elementów piezoelektrycznych wynika z ich dużej rozdzielczości (nawet poniżej 1 μm), wywieranych sił (rzędu kN), dużych częstotliwości działania (kHz), zadowalającego zakresu uzyskiwanych przemieszczeń (do kilkuset μm).



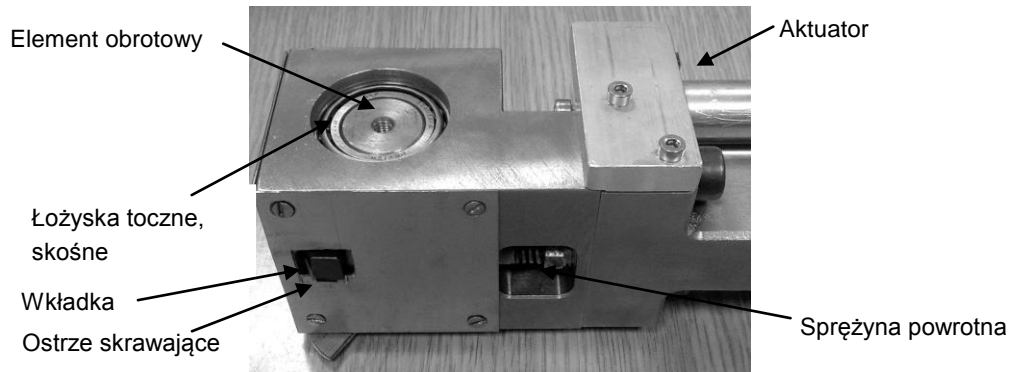
Rys. 2. Mechanizm przesuwu korekcyjnego ostrza bazujący na odkształceniu elementów sprężystych wg [13]

Na rysunku 2 przedstawiono przykładowy mechanizm oparty na zasadzie odkształcenia elementów sprężystych. Taka konstrukcja posiada niezaprzeczalne zalety, do których zaliczyć należy zminimalizowanie liczby połączeń stykowych, brak zjawiska utyku (stick-slip'u) oraz duża trwałość. Wadę stanowi natomiast obniżenie sztywności takiego układu.

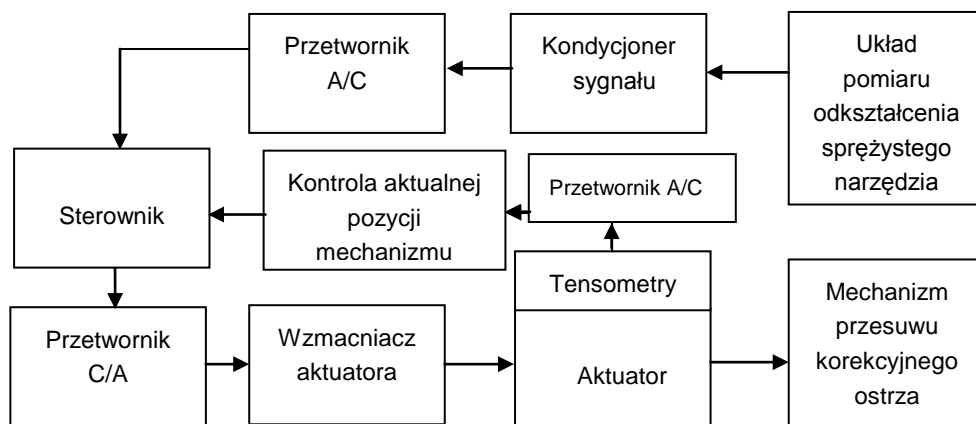
W skonstruowanym prototypie narzędzia (rys. 3) głowica składa się z dwóch stożkowych łożysk tocznych osadzonych w obudowie, na których zamocowano element obrotowy z przykręconą do niego wkładką CTTPR 10CA-11 z ostrzem skrawającym NTP 35 110304 [1]. Aktuator powoduje, poprzez swoje wydłużenia,

ruch elementu obrotowego o wymaganą wartość przesunięcia korekcyjnego. Sprężyna powrotna musi wywierać odpowiednio dużą siłę F_s , aby:

- kasować luzy i docisnąć element obrotowy do aktuatora,
- zapobiegać niekontrolowanym zakłóceniom zadanego położenia ostrza pod wpływem siły posuwowej F_f .



Rys. 3. Budowa głowicy z ruchomym ostrzem skrawającym



Rys. 4. Schemat blokowy prototypu narzędzia mechatronicznego

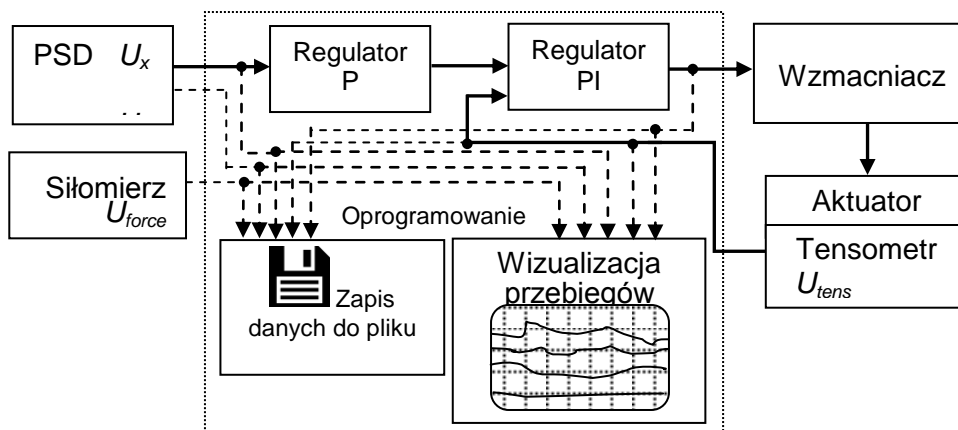
Ogniwiem sprzęgającym część pomiarową z wykonawczą jest sterownik. Układy elektroniczne spełniające te zadanie mogą być zrealizowane w oparciu o urządzenia o bardzo dużym zróżnicowaniu stopnia ich skomplikowania, począwszy od układów analogowych, opartych na wzmacniaczach operacyjnych, poprzez proste mikrokontrolery, po rozbudowaną aparaturę komputerową.

Na rysunku 4 pokazano schemat blokowy opracowanego prototypu narzędzia

„inteligentnego”. Układ do pomiaru odkształceń sprężystych przekazuje informację o aktualnej wartości ugięcia narzędzia f w postaci zmian napięcia z sensora PSD. Sygnał ten poddawany jest zamianie na postać binarną, a następnie przekazywany do sterownika. Zaimplementowany algorytm określa zależność napięcia odpowiadającego wartości ugięcia od napięcia z mostka tensometrycznego, który monitoruje aktualny poziom wydłużenia aktuatora. Sterownik zmieniając napięcie wyjściowe steruje, poprzez wzmacniacz, aktuatorem tak, aby przesunąć ostrze o wymaganą wartość. W układzie tym nie występuje bezpośredni pomiar położenia ostrza skrawającego. Do tego celu wykorzystano monitorowanie stanu aktuatora, które po wyznaczeniu odpowiedniej charakterystyki, przekładane jest na pozycję ostrza.

3. ALGORYTM STERUJĄCY PRACĄ NARZĘDZIA

Algorytmy sterujące pracą, takich lub podobnych narzędzi, również reprezentują duży stopień zróżnicowania. Najprostsze mogą opierać się jedynie na dobraniu odpowiednich proporcji pomiędzy sygnałem wejściowym i sterującym, nieco bardziej rozbudowane wykorzystują regulatory PID [10], inne dokonują prognozowania kompensacji w oparciu o algorytmy FCC (*ang. Forecasting Compensatory Control*) [6, 8, 11] lub narzędzia sztucznej inteligencji [12]. Sterownik omawianego narzędzia został zaprogramowany w języku G z wykorzystaniem oprogramowania LabVIEW™ oraz dedykowanych kart pomiarowych firmy National Instruments™.



Rys. 5. Schemat blokowy układu sterowania narzędziem mechatronicznym

Za takim postępowaniem przemawia łatwość implementacji i modyfikacji układu sterującego oraz możliwość akwizycji wszystkich niezbędnych sygnałów.

Do sterowania procesem zastosowano algorytm, którego schemat przedstawiono

na rys. 5. Sygnały napięciowe z czujnika PSD, siłomierza oraz tensometru są podawane na wejścia karty pomiarowej i zamieniane na postać cyfrową. Do sterowania procesem wykorzystuje się jedynie sygnały U_x oraz U_{tens} . Pozostałe są doprowadzone w celu pomiaru siły F_p , kontroli zmian napięcia U_y oraz zapisu tych danych do pliku i przedstawieniu w postaci przebiegów czasowych na wspólnym wykresie.

Napięcie U_x trafia na wejście regulatora P, który na podstawie znajomości charakterystyki podatności narzędzia wyznacza wymaganą wartość wydłużenia aktuatora mierzoną za pomocą znajdującego się w nim tensometru. Za realizację ruchu aktuatora odpowiada z kolei regulator PI działający w pętli sprzężenia zwrotnego, sterujący wzmacniaczem wysokonapięciowym, który powoduje zasilanie siłownika piezoelektrycznego.

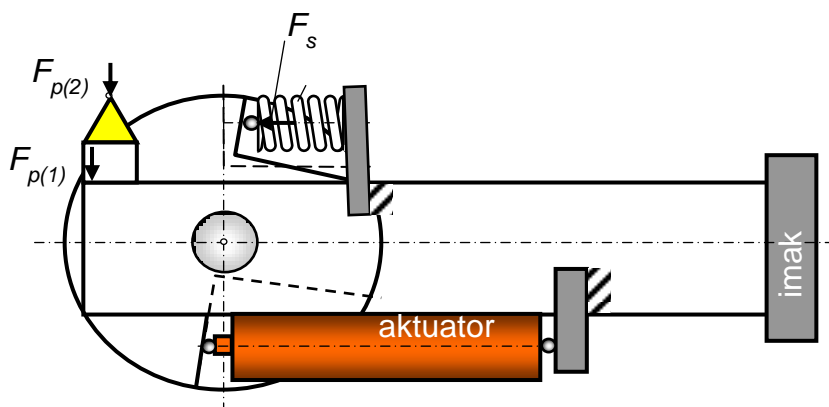
Na rysunku 6 pokazano graficzny interfejs użytkownika do komunikacji z narzędziem mechatronicznym.



Rys. 6. Graficzny interfejs użytkownika

4. BADANIE SKUTECZNOŚCI KOMPENSACJI ODKSZTAŁCEŃ W WARUNKACH STATYCZNYCH

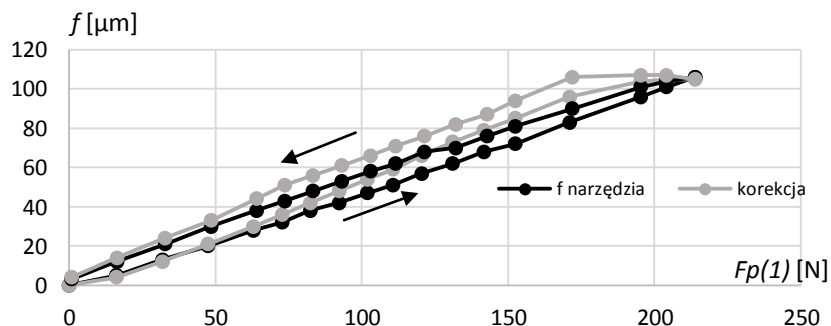
Zaprezentowane rezultaty badań są wynikami wstępnymi mającymi na celu sprawdzenie poprawności działania opracowanego algorytmu sterowania, możliwości doboru współczynników regulatora oraz określenie dokładności korekcji w odpowiedzi na wymuszenie w postaci siły statycznej działającej na narzędzie. Dlatego prototyp narzędzia został zamocowany w imaku tokarki, a następnie poddawany sile odporowej $F_{p(1)}$ działającej na korpus narzędzia (rys. 7). Pomiarów siły dokonywano za pomocą siłomierza tensometrycznego EMS20, z którego sygnał przekazywany był do programu sterującego.



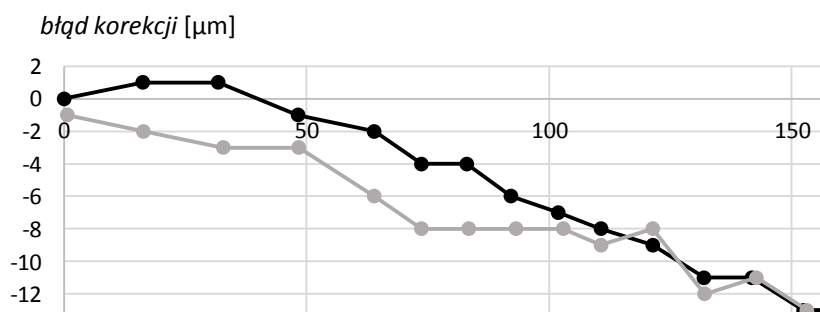
Rys. 7. Schemat wywierania sił F_p na narzędzie mechatroniczne wg [4]

Wyniki skuteczności kompensacji zmiany położenia wierzchołka narzędzia przedstawiono na rys. 8 oraz 9. Pomiaru ugięcia narzędzia dokonywano względem imaka obrabiarki, a przesunięcia ostrza względem korpusu głowicy narzędzia.

Dla maksymalnej wartości wywieranej siły $F_{p(1)}=220$ N odkształcenie korpusu narzędzia wyniosło $107 \mu\text{m}$. Zostało ono w całości samoczynnie skompensowane układem pomiarowo-wykonawczym narzędzia. Dla mniejszych wartości sił niedokładność przemieszczeń kompensacyjnych ostrza rosła proporcjonalnie do przemieszczenia/odkształcenia korpusu narzędzia. Maksymalna wartość błędu korekcji wyniosła $15 \mu\text{m}$. Aby poprawić skuteczność działania regulatora P, należałoby zmienić wartości jego nastaw lub wprowadzić określoną funkcję sterującą do regulatora.

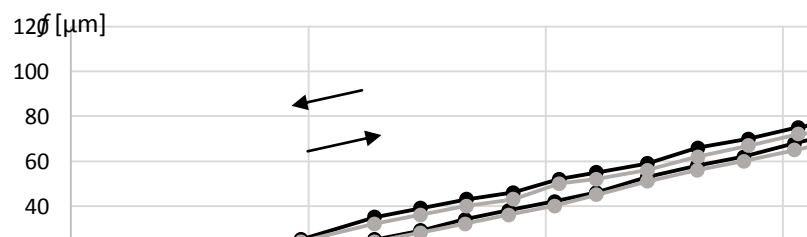


Rys. 8. Skuteczność korekcji położenia ostrza skrawającego w zależności od stopnia ugięcia narzędzia w wyniku siły $F_{p(1)}$ wywieranej na korpus głowicy narzędzia mechatronicznego



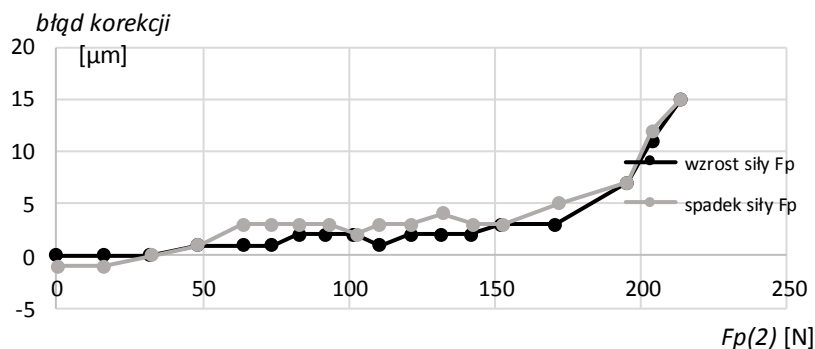
Rys. 9. Błąd korekcji ostrza skrawającego w zależności od siły $F_{p(1)}$ wywieranej na korpus głowicy narzędzia mechatronicznego

Ponieważ przeprowadzony eksperyment nie do końca odpowiada warunkom panującym podczas rzeczywistej obróbki, zdecydowano się przeprowadzić analogiczne badania, ale z obciążeniem narzędzia poprzez ostrze skrawające. W tych warunkach, bardziej zbliżonych do rzeczywistej pracy narzędzia, określono skuteczność oraz poprawności działania układu.



Rys. 10. Skuteczność korekcji położenia ostrza skrawającego w zależności od stopnia ugięcia f narzędzia w wyniku siły $F_{p(2)}$ wywieranej na ostrze skrawające

Wyniki badań zostały zilustrowane wykresami na rys. 10 i 11. Po wstępnym doborze wartości współczynników regulatorów udało się osiągnąć zadowalające wyniki korekcji w zakresie siły działającej na ostrze od 0 do 170 N. Powyżej tej granicznej wartości 170 N, błąd pozycjonowania ostrza zaczyna narastać, osiągając dla maksymalnej siły $F_{p(2)}=220$ N wartość 15 μm .



Rys. 11. Błąd korekcji ostrza skrawającego w zależności od wywieranej na nie siły F_p

Znaczący przyrost uchybu kompensacji, dla dużych odkształceń narzędzia, jest prawdopodobnie spowodowany osiągnięciem przez aktuator maksymalnego jego stopnia wydłużenia oraz nieliniową sprężystością i istnieniem luzów na poszczególnych elementach ruchomych głowicy do realizacji przemieszczeń kompensacyjnych. Rozpoznanie tego zjawiska wymaga przeprowadzenia dalszych badań.

5. PODSUMOWANIE

Wstępne wyniki badań zaprezentowane w pracy pozwalają przypuszczać, że opracowana konstrukcja narzędzia mechatronicznego ma duże szanse na poprawną pracę w warunkach rzeczywistej obróbki. Pomimo że układ w swoim działaniu opiera się na sygnałach z sensora PSD oraz tensometrów w aktuatorze oraz jego działanie powinno być niezależne od obciążeń wywieranych na ostrze, wyniki przeprowadzonych prób wykazały, iż w warunkach obróbki niezbędne będzie, najprawdopodobniej, ponowne eksperymentalne dobranie współczynników regulatorów. Siły wywierane na mechanizm przesuwu ostrza spowodowały skrócenie zakresu możliwych przemieszczeń. W kolejnym etapie badań planowane są pomiary dynamiczne, określające szybkość reakcji układu, próby skrawaniowe oraz dokonanie ewentualnych korekt konstrukcyjnych.

LITERATURA

- [1] CICHOSZ P., KUZINOVSKI M., SKOWRONEK H., *Narzędzia mechatroniczne do korekcji ich odkształceń sprężystych – propozycje konstrukcji własnych*, Mechanik, Nr 8-9, Warszawa 2013.
- [2] CICHOSZ P., KUZINOVSKI M., SKOWRONEK H., *Przegląd narzędzi mechatronicznych do korekcji ich odkształceń sprężystych*, Mechanik, Nr 8-9, Warszawa 2013.
- [3] CICHOSZ P., KUZINOVSKI M., SKOWRONEK H., TOMOV M. *Narzędzie mechatroniczne z autonomicznym pomiarem sił i odkształceń wpływających na dokładność skrawania*, Materiały konferencyjne SOS 2014.
- [4] CICHOSZ P., *Narzędzie mechatroniczne do korekcji odkształceń sprężystych*, Zgłoszenie patentowe 54/Z/13 z dnia 12.04.2013.
- [5] CICHOSZ P., SKOWRONEK H., *Możliwość zastosowania przetworników optoelektronicznych typu PSD do pomiaru odkształceń sprężystych narzędzia skrawającego*, Mechanik, Nr 8-9, Warszawa 2012.
- [6] EMAN K. F. *A New Approach to Form Accuracy Control in Machining*, Toward the Factory of the Future, 1985, 416-424
- [7] 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.
- [8] MOON E. J., EMAN K. F., WU S. M., *Implementation of forecasting compensatory control for machining straightness*, ASME Winter Annu. Meeting, Comput.-Integrated Manufacturing Robot., New Orleans, LA, 1984
- [9] 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
- [10] WANG H., YANG S., *Design and control of a fast tool servo used in noncircular piston turning*, Mechanical Systems and Signal Processing, 36, 2011, 87-94.
- [11] XU W. L., HAN L., *Piezoelectric actuator based active error compensation of precision machining*, Measurement Science and Technology, 10, 1999, 106-111.
- [12] ZHOU J., DUAN Z., LI Y., DENG J., YU D. *PSO-based neural network optimization and its utilization in a boring machine*, Journal of Materials Processing Technology, 178, 2006, 19-23
- [13] 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.

ANALIZA SIŁ I ODKSZTAŁCENIE UKŁADU OUPN Z UWAGI NA MOŻLIWOŚĆ ICH KOMPENSACJI ZA POMOCĄ NARZĘDZI MECHATRONICZNYCH

Piotr CICHOSZ¹, Mikołaj KUZINOVSKI², Hubert SKOWRONEK¹, Mite TOMOV²

1. WPROWADZENIE

Zwiększanie efektywności skrawania polega głównie na intensyfikowaniu parametrów obróbki, ale drogą tą jest to możliwe jedynie do pewnych granic. Nadmierna prędkość skrawania powoduje, co prawda, mniejsze siły skrawania, ale też zbytne przyspieszenie zużycia narzędzia, a w konsekwencji konieczność częstszej regeneracji ostrza, co może prowadzić do zmniejszenia wydajności i wzrostu kosztów wytwarzania. Zwiększanie zaś pozostałych parametrów skrawania, posuwu i głębokości, zwiększa opory skrawania, a te powodują wzrost odkształceń sprężystych układu OUPN (obrabiarka-uchwyt-przedmiot-narzędzie), co sprzyja zwiększaniu się błędów obróbki [3].

Do najważniejszych czynników, wpływających na dokładność obróbki należy sztywność układu OUPN i siła odporowa skrawania F_p . Ta ostatnia może podlegać znacznym zmianom, zwłaszcza w warunkach obróbek zgrubnych i kształtujących. Zmiany te wynikają ze: zmienności naddatków obróbkowych i ich niesymetrycznego rozłożenia na obwodzie i wzdłuż osi symetrii półfabrykatu (w przypadku powierzchni osiowo-symetrycznych), w tym błędów zamocowania przedmiotu, a także ze zmienności właściwości mechanicznych materiału, z którego jest on wykonany, a w małym zakresie także zużyciem ostrza, zaburzeniami w chłodzeniu i smarowaniu strefy skrawania, niewłaściwym formowaniem się wiórów itp. Zmienność siły skrawania, a także zmienność sztywności układu OUPN, w różnych miejscach przestrzeni roboczej

¹ Politechnika Wrocławska, Katedra Obrabiarek i Technologii Mechanicznych, 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

obrabiarki, powoduje, że obróbka, zwłaszcza zgrubna, w której zmienność sił jest największa, jest obróbką mało dokładną.

Najsłabszymi ogniwami elementów układu OUPN, pod względem sztywności, są zazwyczaj wszelkiego rodzaju połączenia stykowe, których jest bardzo wiele. Elementami tego układu, w przypadku toczenia, mogą być kolejno: narzędzie, imak, sanki narzędziowe, suport poprzeczny, suport wzdłużny, łoże, wrzeciennik, łożyska (bieżnie zewnętrzne i wewnętrzne, elementy toczone), wrzeciono, uchwyt z wieloma elementami konstrukcyjnymi i wreszcie sam przedmiot obrabiany. Większość tych elementów jest połączonych ze sobą ruchowo, co znacznie pogarsza sztywność całego układu. Niektóre narzędzia, np. wytaczaki, z racji swojej smukłości, są elementami bardzo podatnymi na odkształcenia, co powoduje, że stają się najsłabszym ogniwem układu OUPN, generując znaczne drgania oraz błędy obróbki.

Zadaniem konstruowanego narzędzia mechatronicznego [4, 5] jest reagowanie na odkształcenia sprężyste układu OUPN, a szczególnie na odkształcenia samego narzędzia i właściwa korekcja położenia jego ostrza, co powinno przyczynić się do zwiększenia dokładności obróbki [1, 6-8].

Celami badań było:

- doświadczalne określenie: zakresów zmian i dynamiki składowych całkowitej siły skrawania, wywołanych zmiennym naddatkiem obróbkowym, w warunkach zmiennych obrotów wrzeciona,
- określenie wartości i przebiegów odkształcenia sprężystego samego narzędzia, na tle całkowitych odkształceń układu OUPN pod wpływem obciążeń siłą odporową.

Realizacja tych celów miała za zadanie określenie bardziej szczegółowych wytycznych do założeń konstrukcyjnych narzędzia mechatronicznego do kompensacji odkształceń sprężystych narzędzia.

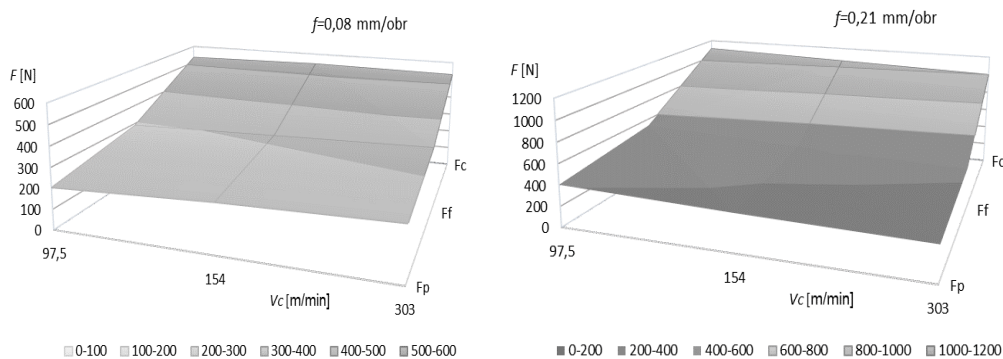
2. POMIAR I ANALIZA SIŁ SKRAWANIA

Konstruując narzędzie mechatroniczne do kompensacji odkształceń sprężystych układu OUPN należało przyjąć odpowiednie dane i warunki, jakie musi ono spełniać. Biorąc pod uwagę, że narzędzie będzie stosowane w obróbkach średnio dokładnych i dokładnych zdecydowano aby sprawdzić doświadczalnie, jakiego zakresu zmienności sił skrawania można się spodziewać dla założonych zmian nierównomierności naddatków obróbkowych.

Zmiany naddatku symulowano mimośrodowym zamocowaniem wałka, wykonanego ze stali 55 o twardości 190 HB, średnicy 70 mm, na tokarce TUR 50, w taki sposób, że bicie naddatku w czasie jednego obrotu wynosiło 2,2 mm. Najmniejsza wartość głębokości skrawania wynosiła 0,5 mm. Do pomiaru sił trzech składowych, całkowitej siły skrawania, zastosowano siłomierz piezoelektryczny firmy Kistler 9257A, na którym umocowano wkładkę nożową CTTPR 10CA-11 wraz z ostrzem

skrawającym NTP 35 110304, które wykorzystywane będą w projektowanym narzędziu mechatronicznym. Akwizycji danych dokonywano za pomocą oscyloskopu cyfrowego Tektronix TDS5000.

W pierwszej kolejności określono siły skrawania, dla stałej głębokości skrawania, wynoszącej 2 mm i symetrycznego rozłożenia naddatków, oraz dla trzech prędkości obrotowych przedmiotu $n <450; 710; 1400 \text{ obr/min}>$ i posuwów $f <0,08; 0,21 \text{ mm/obr}>$. Wyniki pomiarów zamieszczono na rys. 1. Najważniejszą składową siły, z punktu widzenia jej wpływu na dokładność obróbki, była oczywiście składowa odporowa F_p . Z punktu widzenia zasady działania narzędzia skrawającego [2] ważna była także składowa posuwowa F_f . Oddziałuje ona bowiem na sprężynę, kasującą luzy między mechanizmem obrotowym narzędzia, na którym zamocowane jest ostrze, a aktuatorem (rys. 2). Zbyt mała wartość siły granicznej, napinającej układ w stosunku do siły posuwowej, może doprowadzić do niekontrolowanego obrotu tego elementu i zaburzenia przemieszczania się toru wierzchołka ostrza skrawającego.



Rys. 1. Wartość składowej siły skrawania F_p w zależności od prędkości i posuwu skrawania dla $a_p = \text{const}$ (przedmiot obrabiany zamocowany współosiowo we wrzecionie tokarki)

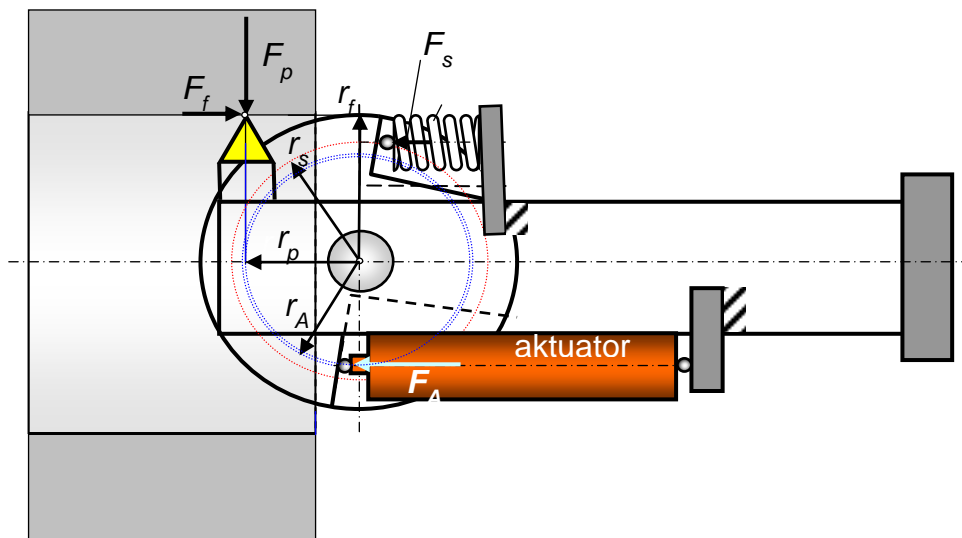
Maksymalna wartość siły odporowej działającej na ostrze narzędzia wyniosła $F_p = 405 \text{ N}$ dla następujących parametrów skrawania: $v_c = 97,5 \text{ m/min}$ ($n = 450 \text{ obr/min}$), $f = 0,21 \text{ mm/obr}$, $a_p = 2 \text{ mm}$, a maksymalna wartość siły posuwowej $F_f = 530 \text{ N}$ dla parametrów $v_c = 97,5 \text{ m/min}$ ($n = 450 \text{ obr/min}$), $f = 0,21 \text{ mm/obr}$, $a_p = 2 \text{ mm}$. Wniosek z tych badań wynika taki, że dla założonych wartości zdejmowanych naddatków i parametrów skrawania, aktuator napędzający ostrze musi pokonać, uwzględniając proporcje ramion na jakich działają poszczególne siły na element obrotowy (rys. 2), sumaryczną maksymalną wartość siły odporowej i siły oddziaływania sprężyny pomniejszoną o wartość siły posuwowej. Co można zapisać równaniem

$$F_A r_A > F_p r_p + F_s r_s - F_f r_f \quad (1)$$

gdzie: $F_{A,p,f,S}$ – siły odpowiednio: aktuatora, odporowa, posuwowa i od sprężyny,

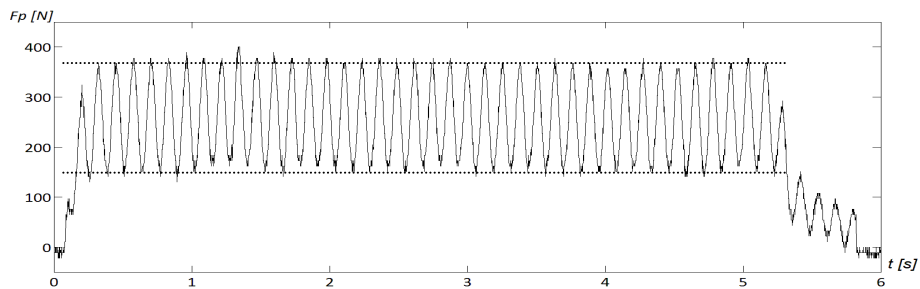
$r_{A,p,f,S}$ – ramiona na jakich działają siły odpowiednio: aktuatora, odporowa, posuwowa i od sprężyny.

Mając na uwadze przedstawione wyniki badań oraz zależność (1) dobrano aktuator piezoelektryczny, który pozwala na wywieranie sił o wartości do 500 N przy jego maksymalnym skoku (odkształceniu).



Rys. 2. Rozkład sił działających na element obrotowy narzędzia mechatronicznego

Kolejną serię badań przeprowadzono, określając zmiany sił dla zmiennej wartości nadadku obróbkowego $a_p \neq \text{const}$. Zmiany tych sił, dla przykładowego zestawu para-

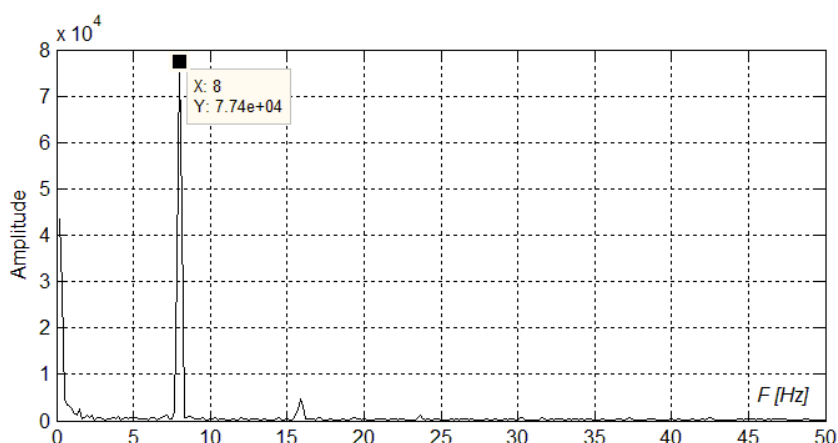


Rys. 3. Zmiana siły odporowej F_p w funkcji czasu
($f=0,21$ mm/obr, $n=450$ obr/min, $a_p <0,2 \div 2,4$ mm> ; przedmiot zamocowany mimośrodowo)

metrów skrawania, w tym przypadku dla maksymalnego posuwu i najmniejszej prędkości skrawania (najmniejsze obroty przedmiotu), wywołującego największe wartości sił skrawania, pokazano na rys. 3, a na rys. 4 widmo częstotliwościowe tego przebiegu.

Przebieg zmienności siły zdeterminowany jest niesymetrycznością rozłożenia nadatku i ma charakter zbliżony do sinusoidy. Dla warunków obróbki tego przykładu, maksymalne wartości siły F_p oscylowały, z bardzo małym rozrzutem, wokół 370 N, a minimalne wartości wokół 150 N.

Obserwując charakterystykę sygnału po przekształceniu FFT, przedstawioną na rys. 4, daje się zauważyć wyraźny wzrost amplitudy przy częstotliwości $f=8$ Hz, pokrywającej się w przybliżeniu z częstotliwością wynikającą z prędkości obrotowej wrzeciona $f=450/60$ Hz. Podobna zależność wystąpiła dla innych prędkości obrotowych wrzeciona.



Rys. 4. Widmo częstotliwościowe zmienności siły F_p
($f=0,21$ mm/obr, $n=450$ obr/min, $a_p < 0,3 \div 2,5$ mm>; przedmiot zamocowany mimośrodowo)

Na rysunku 5 zestawiono wartości maksymalnych i minimalnych składowych całkowitej siły skrawania dla różnych warunków obróbki. Minimalne ich wartości zostały oznaczone linią przerywaną, maksymalne natomiast linią ciągłą. Siła odporowa F_p osiągnęła maksimum równe 400 N dla następujących parametrów skrawania: $v_c=100,6$ m/min ($n=450$ obr/min), $f=0,21$ mm/obr. Natomiast minimum tej siły wyniosło 70 N dla parametrów: $v_c=100,6$ m/min ($n=450$ obr/min), $f=0,08$ mm/obr. Składowa posuwowa F_f osiągnęła maksymalną wartość 490 N dla parametrów: $v_c=100,6$ m/min ($n=450$ obr/min), $f=0,21$ mm/obr. Minimalna zaś wartość tej składowej to 70 N. Wystąpiła ona dla parametrów: $v_c=100,6$ m/min ($n=450$ obr/min), $f=0,08$ mm/obr.

Te maksymalne i minimalne wartości składowych sił skrawania należy uwzględnić

podczas doboru takich elementów konstrukcyjnych narzędzia, jak aktuator oraz sprężyna z odpowiednią charakterystyką oraz zakresem możliwych nastawień i regulacji, wynikających z potencjalnych warunków pracy narzędzia.

W analizowanym przypadku, dla warunków w których występują maksymalne wartości sił skrawania, wzór (1), po wstawieniu tych wartości, przyjmie postać

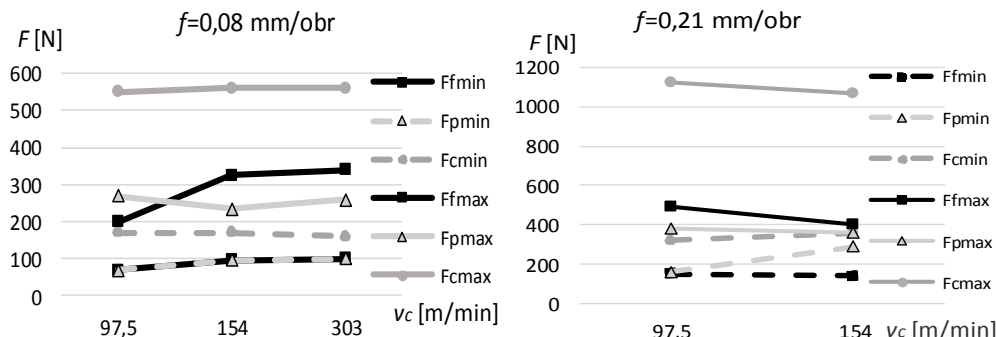
$$F_A r_A > 400 r_p + F_S r_s - 490 r_f \quad (2)$$

Zakładając w uproszczeniu, że promienie, na jakich działają siły występujące we wzorze (2), mają w przybliżeniu tę samą wartość po uproszczeniach otrzymamy zależność

$$F_A > 400 + F_S - 490 \quad (3)$$

Aby siła posuwowa F_f , wynosząca w tym przypadku 490 N, nie spowodowała niekontrolowanego obrotu krążka i oderwania go od aktuatora, to minimalną siłę F_S , jaką musi wywierać sprężyna, aby praca narzędzia była stabilna ($F_A > 0$), można wyliczyć z zależności (4).

$$F_S > 490 - 400 = 90 \text{ N} \quad (4)$$



Rys. 5. Wartość składowych siły skrawania w zależności od poszczególnych parametrów procesu skrawania dla przedmiotu obrabianego zamocowanego mimośrodowo we wrzecionie tokarki

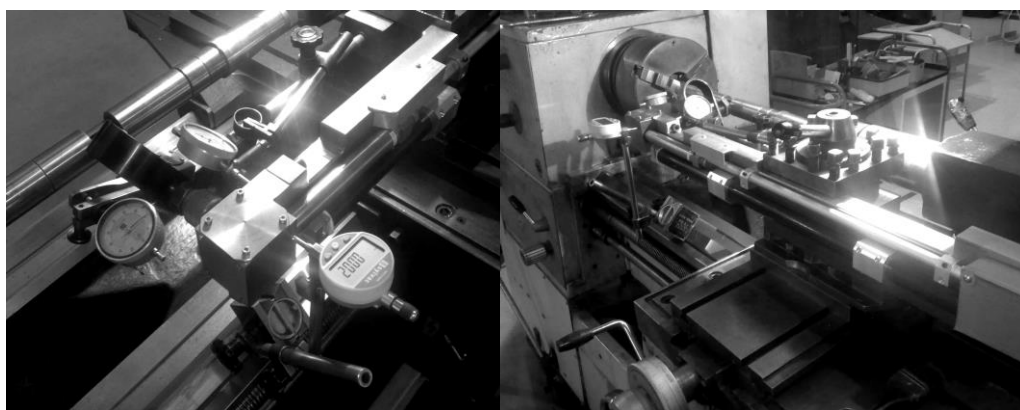
3. ODKSZTAŁCENIA SPRĘŻYSTE NARZĘDZIA MECHATRONICZNEGO ORAZ UKŁADU OUPN

Odkształcenia sprężyste układu OUPN, występujące między narzędziem a przedmiotem obrabianym, jak wspomniano, mogą silnie oddziaływać na dokładność obróbki. Należało zatem określić zakres tych odkształceń, aby przyjąć odpowiednie wytycz-

ne dla konstruowanego narzędzia. Ważnym były też proporcje między wartościami i charakterem zależności odkształceń całego układu i samego narzędzia.

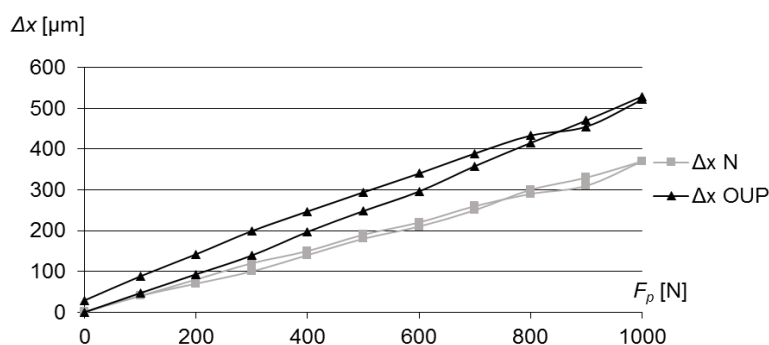
Istotnym pytaniem jest nie tylko wartość siły, jaką musi pokonać aktuator, ale także jego maksymalny zakres przemieszczeń. Te parametry bardzo silnie rzutują na jego wymiary, dynamikę działania, maksymalną wartość napięcia zasilania. To wszystko wpływa także na jego cenę, która rośnie, w znacznym stopniu, wraz ze zwiększającymi się wobec niego wymaganiami.

Aby określić wartość i charakter podatności układu OUPN i samego narzędzia, przeprowadzono pomiary przemieszczeń sprężystych elementów tego układu w kierunku promieniowym pod wpływem siły odporowej wywieranej na ostrze skrawające (rys. 6). Narzędzie mechatroniczne zostało zamontowane w imaku tokarki TUR 50. Siła statyczna F_p , jaką wywierano na ostrze, była mierzona za pomocą siłomierza Chemadex umieszczonego pomiędzy przedmiotem obrabianym a ostrzem skrawającym. Przy pomocy zegarowych czujników przemieszczeń mierzono odrębnie odkształcenia sprężyste samego narzędzia oraz układu OUP. Wyniki tych badań poka-



Rys. 6. Stanowisko do pomiaru odkształceń narzędzia mechatronicznego

zono na rys. 7. Zarówno odkształcenie samego narzędzia, jak i układu OUP mają w badanym przedziale charakter quasi liniowy. Niewielka histereza, jaką zaobserwowano dla układu OUP, mieściła się w przedziale ufności.



Rys. 7. Podatność układu OUP i narzędzia skrawającego N

Zaobserwowano, że w całym przedziale badanych warunków, układ OUP odkształca się o wartość około 40% większą od odkształceń samego narzędzia. Dla maksymalnej spodziewanej siły odporowej o wartości $F_p=500$ N, maksymalne odkształcenia wynoszą $\Delta x_{OUP} \approx 250$ μm , a dla samego narzędzia $\Delta x_N \approx 190$ μm .

4. PODSUMOWANIE

Przeprowadzone badania miały na celu określenie warunków pracy narzędzia mechatronicznego do kompensacji odkształceń sprężystych układu OUPN, co pozwoliło określić dane konstrukcyjne i parametry części składowych konstruowanego narzędzia. Określono doświadczalnie, jakich wartości granicznych (maksymalnych i minimalnych) sił skrawania można spodziewać się podczas kształtowania przedmiotów z założonymi nierównomiernościami rozłożenia naddatku. Dla tych warunków kształtowania przedmiotów wyznaczono zmienność obciążenia układu OUPN i oszacowano, jakiego rzędu odkształceń można się spodziewać dla typowej obrabiarki. Wzięto pod uwagę złożoność sił i ramion, na jakich one działają na element obrotowy narzędzia, który odpowiada za przemieszczenia kompensacyjne ostrza. Pozwoliło to na dobór proporcji wymiarów konstrukcyjnych części mechanicznej, a także na dobór takiego aktuatora, który sprosta wymaganiom, w jakich pracować będzie konstruowane narzędzie.

Określenie wzajemnych, prostych zależności, których charakter okazał się liniowym, pomiędzy charakterystykami podatnościowymi układu OUP i samego narzędzia, pozwala przypuszczać, że możliwym będzie zdefiniowanie takiej funkcji sterującej pracą aktuatora, która na podstawie dość prostego pomiaru odkształcenia samego narzędzia dokona kompensacji odkształcenia całego układu OUPN.

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*, Intern. J. Production Economics, 51, 1997, 135-148.
- [2] CICHOSZ P., *Narzędzia mechatroniczne*, Mechanik, Nr 5-6, 2006.
- [3] CICHOSZ P., *Narzędzia skrawające*, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 2010, 122-135.
- [4] CICHOSZ P., *Narzędzie mechatroniczne do korekacji odkształceń sprężystych*, Zgłoszenie patentowe 54/Z/13 z dnia 12.04.2013.
- [5] CICHOSZ P., KUZINOVSKI M., SKOWRONEK H., *Narzędzia mechatroniczne do korekacji ich odkształceń sprężystych – propozycje konstrukcji własnych*, Mechanik, Nr 8-9, Warszawa 2013.
- [6] GHASEMPOOR A., JESWIET J., MOORE T. N., *Real time implementation of on-line tool condition monitoring in turning*, Intern. Jour. of Mach. Tools & Manuf., 39, 1999, 1883-1902
- [7] MIN B.-K., O'NEAL G., KOREN Y., PASEK Z., *A smart boring tool for process control*, Mechatronics, 12, 2002, 1097-1114.
- [8] 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.

NARZĘDZIE MECHATRONICZNE Z AUTONOMICZNYM POMIAREM SIŁ I ODKSZTAŁCEN WPLYWAJĄCYCH NA DOKŁADNOŚĆ SKRAWANIA

Piotr CICHOSZ¹, Mikołaj KUZINOVSKI², Hubert SKOWRONEK¹, Mite TOMOV²

1. WPROWADZENIE

Narzędzia mechatroniczne, zwane też często nieco na wyrost „inteligentnymi”, stosowane w obróbkach skrawaniem, odgrywają coraz szerszą rolę w technikach wytwarzania [11]. Mogą one pełnić wiele funkcji. Najczęściej są to:

- rozszerzanie lub ułatwienie możliwości kinematycznych obrabiarek, szczególnie do przemieszczeń ostrzy w kierunku osi U , zwłaszcza prostych obrabiarek ciężkich lub zadaniowych,
- zwiększenie dokładności kształtowania skrawaniem,
- gromadzenie i przekazywanie informacji, np. związanych z jego wymiarami, korekcjami, trwałością resztkową,
- nadzorowanie procesu skrawania, itp.

Często pojęciem narzędzia mechatronicznego określa się oprawki, w których narzędzia skrawające są mocowane na obrabiarce.

Istnieje znaczna liczba publikacji, dotyczących tej grupy narzędzi mechatronicznych [1, 2, 7-10], których zadaniem jest reagowanie na odkształcenia sprężyste układu OUPN i podejmowanie prób samoczynnej kompensacji tych odkształceń tak, aby zwiększyć dokładność obróbki. Nie mniej jednak, nie ma jeszcze komercyjnych rozwiązań tego typu narzędzi. Główną przeszkodą w komercjalizacji tych narzędzi są problemy z:

- dokładnym pomiarem w czasie rzeczywistym, w warunkach produkcyjnych,

¹ Politechnika Wroclawska, Katedra Obrabiarek i Technologii Mechanicznych, ul. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław

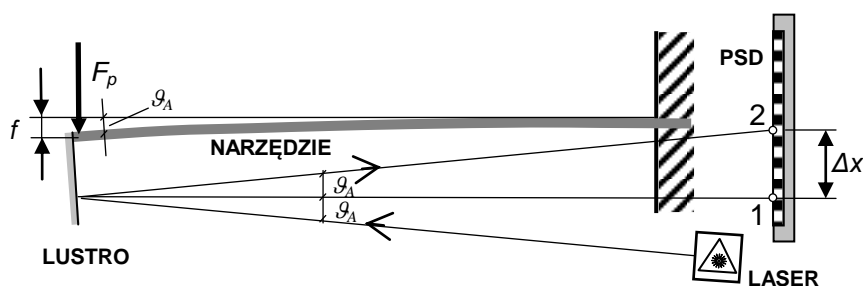
² „Ss. Cyril and Methodius” University in Skopje, Faculty of Mechanical Engineering – Skopje, Karpoš II bb, P.BOX 464, 1000 Skopje, Macedonia

- odkształceń (głównie sprężystych),
- opracowaniem procedur i funkcji sterujących pracą aktuatorów napędzających układy do przemieszczeń korekcyjnych ostrzy skrawających,
- odpowiednią dynamiką kompensacyjnego układu mechanicznego, a także elektronicznego,
- kontrolą przemieszczeń kompensacyjnych.

Celem pracy jest przedstawienie wstępnej wersji układu do pomiaru sił i odkształceń umieszczonego w konstrukcji narzędzia mechatronicznego. Prócz akwizycji sygnałów, układ ten ma za zadanie dostarczanie informacji o aktualnym stanie odkształcenia do sterownika realizującego samoczynną kompensację odkształceń sprężystych samego narzędzia, a w rozszerzonej wersji całego układu OUPN. Konstrukcja ta została zgłoszona do opatentowania [3, 5]. W pracy [4] przedstawiono wstępne wyniki badań skuteczności działania układu kompensacyjnego, natomiast w niniejszym opracowaniu skupiono się na omówieniu zasady i skuteczności działania skonstruowanego narzędzia oraz identyfikacji napotkanych problemów powstałych podczas jego prób eksploatacyjnych.

2. UKŁAD POMIAROWY NARZĘDZIA MECHATRONICZNEGO

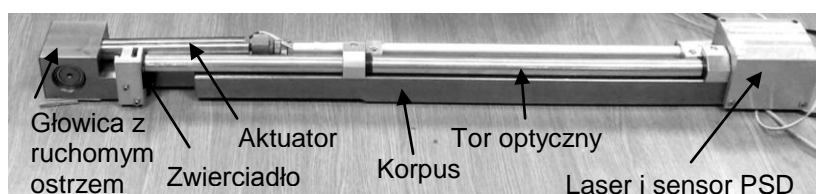
Pomiar ugięcia narzędzia mechatronicznego został zrealizowany w oparciu o układ optyczny wykorzystujący wiązkę światła laserowego oraz fotosensor typu PSD (*ang. Position Sensitive Detector*), wykrywający punkt położenia plamki świetlnej na jego powierzchni światłoczułej, np. o wymiarach 4,7x4,7 mm.



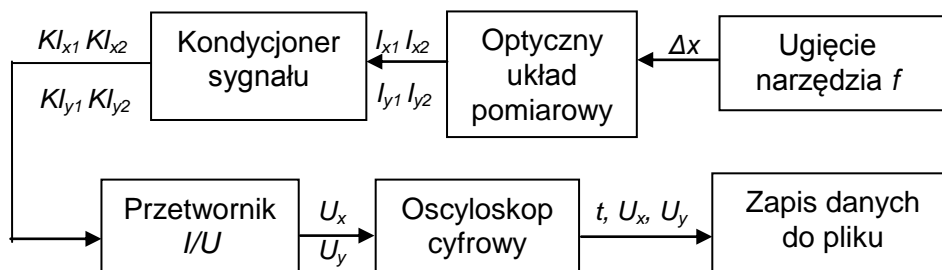
Rys. 1. Zasada pomiaru odkształceń sprężystych opracowanego narzędzia mechatronicznego

Koncepcja pomiaru zakłada zamontowanie na jednym z końców narzędzia źródła światła laserowego oraz czujnika PSD. Na drugim końcu, w pobliżu głowicy z ostrzem skrawającym, znajduje się zwierciadło odbijające promień lasera. Cały tor optyczny jest osłonięty przed czynnikami zewnętrznymi i przebiega wewnątrz narzędzia. W stanie początkowym, gdy strzałka ugięcia narzędzia wynosi zero, plamka świetlna pada na powierzchnię czujnika w punkcie 1 zaznaczonym na rys. 1. Na skutek działania siły odporowej F_p narzędzie ulega ugięciu o kąt g_A i tym samym

zwierciadło zmienia kąt swojego położenia o tę samą wartość, co powoduje również zmianę kąta odbicia wiązki światła laserowego. W wyniku tych zjawisk plamka świetlna przemieszcza się po powierzchni fotosensora o wartość Δx do punktu 2. Istnieje więc ścisła zależność pomiędzy odkształceniem narzędzia spowodowanym siłami skrawania, a pozycją plamki światła laserowego na powierzchni matrycy PSD. Zastosowany czujnik umożliwia rejestrację położenia w dwóch prostopadłych do siebie osiach, można więc odczytywać zarówno deformacje w osi x spowodowane siłą odporową F_p oraz w osi y spowodowane siłą skrawania F_c . Informacja o aktualnym położeniu plamki świetlnej jest podawana w postaci dwóch wartości napięć, jednego dla każdej z osi, o maksymalnych wartościach od $-5V$ do $+5V$. Rozdzielczość przetwornika to $0,6 \mu m$. Zastosowanie zwierciadła podwaja długość drogi optycznej przez co wartość przesunięcia punktu świetlnego w stosunku do ugięcia narzędzia się zwiększa [6].



Rys. 2. Prototyp narzędzia mechatronicznego z układem pomiaru sił skrawania oraz ruchomym ostrzem skrawającym



gdzie:

f – ugięcie narzędzia; Δx – przemieszczenie plamki świetlnej,

$I_{x1}, I_{x2}, I_{y1}, I_{y2}$ – prądy odpowiadające pozycji punktu świetlnego na powierzchni sensora,

K – współczynnik wzmacnienia,

U_x, U_y – napięcia odzwierciedlające położenie punktu świetlnego w osi x i y ,

t – czas pomiaru.

Rys. 3. Schemat blokowy układu pomiarowego

Rysunek 2 przedstawia wygląd skonstruowanego narzędzia z wyodrębnionymi częściami składowymi, natomiast rysunek 3 schemat blokowy jego układu pomia-

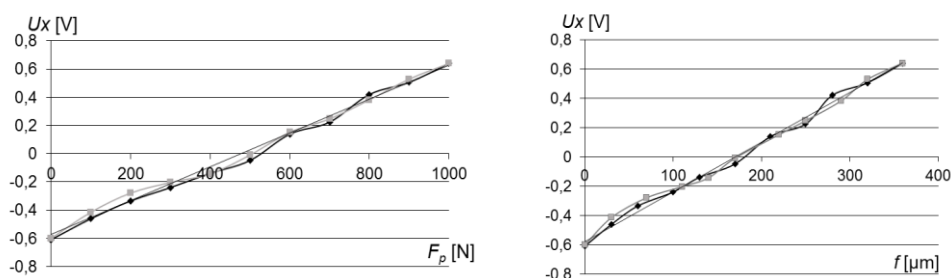
rowego.

Sensor optyczny przekazuje informację o aktualnym wychyleniu narzędzia w postaci wartości czterech prądów proporcjonalnych do pozycji plamki światła laserowego na matrycy. Prądy te są wzmacniane w układzie kondycjonowania sygnału, a następnie przetwarzane na napięcia U_x , U_y i przekazywane na wejścia oscyloskopu cyfrowego. Oscylogramy można przetwarzać, zapisywać i eksportować np. do programów MATLAB lub EXCEL.

3. PRZEBIEG I ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ

Konieczność oceny skuteczności oraz niezawodności działania budowanego narzędzia zdeterminowała przeprowadzenie prób skrawaniowych, w których poddano ocenie poprawność funkcjonowania układu do pomiaru sił działających na narzędzie oraz przemieszczeń ostrza wywołanych tymi siłami.

Narzędzie zostało zamocowane w imaku tokarki TUR50. Wyjścia napięciowe czujnika PSD zostały podłączone do dwóch wejść oscyloskopu cyfrowego Tektronix TDS5000. Wyznaczono charakterystykę zmiany napięcia na sensorze optycznym w zależności od siły działającej na ostrze i powodującej odkształcenie narzędzia.



Rys. 4. Charakterystyki przejściowe zmiany napięcia na sensorze PSD w funkcji siły odporowej działającej na ostrze oraz w funkcji odkształcenia sprężystego narzędzia

Na podstawie charakterystyk przedstawionych na rys. 4 określono, że przyrost napięcia U_x czujnika wynosi 12,5 mV na każde 10 N wywartej na ostrze siły oraz 3,5 mV na każdy μ m jego ugięcia. Znajomość tych danych pozwala na łatwą zamianę przebiegów napięciowych odczytanych z oscyloskopu na wykresy zmienności sił lub odkształceń narzędzia podczas obróbki.

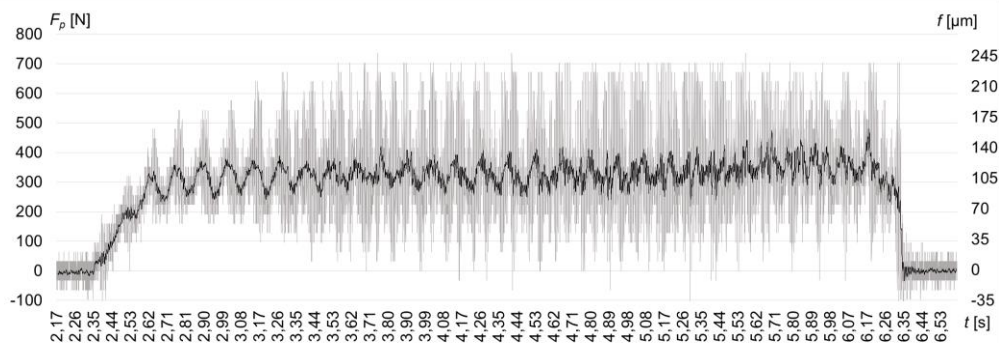
Próby skrawaniowe zostały przeprowadzone podczas toczenia wałka o średnicy $d=69$ mm, wykonanego ze stali 55 o twardości 190 HB. Toczone z kilkoma wartościami prędkości obrotowej wrzeciona $n <90, 140, 450, 710, 1400 \text{ obr/min}>$ i posuwami $f <0,08; 0,19; 0,21 \text{ mm/obr}>$. Badania podzielono na dwie części. W pierwszej, przedmiot obrabiany mocowano centrycznie, a w drugiej, mimośrodowo tak, aby uzyskać zmienność naddatku o wartości 2,2 mm.

Podczas badań zwracano uwagę na poziom napięcia U_x i U_y , przed jak i po kolejnych próbach obróbkowych. Miało to na celu określenie, czy na skutek drgań narzędzia, elementy układu pomiarowego nie ulegają rozregulowaniu. Przeprowadzone pomiary pozwoliły stwierdzić, że takie zjawisko nie miało miejsca.

Kolejnym czynnikiem, brany w badaniach pod uwagę, była odporność na zakłócenia elektromagnetyczne. Początkowo układ przetwarzający sygnały z czujnika optycznego był umieszczony w obudowie z tworzywa sztucznego, co nie powodowało zaburzeń odczytu napięć pomiarowych podczas prób prowadzonych w warunkach laboratoryjnych. Zaburzenia pojawiły się po umieszczeniu narzędzia na obrabiarkę. Aby umożliwić układowi poprawną pracę w pobliżu źródeł silnych zakłóceń elektromagnetycznych, wywoływanych np. silnikami napędowymi obrabiarek, niezbędne okazało się zastosowanie ekranowanej obudowy.

W przedstawionych analizach uwagę skupiono na pomiarze siły odporowej F_p oraz odkształceniu sprężystemu narzędzia w kierunku promieniowym, ze względu na możliwość kompensacji tych odkształceń.

Przykładowe oscylogramy z przeprowadzonych badań zostały pokazane na rys. 5 i 7. Przebiegi sił zobrazowane szarym kolorem odpowiadają rzeczywistemu odczytowi. W obu przypadkach daje się zaobserwować znaczące fluktuacje amplitudy sygnału oraz zaszumienie sygnału pierwotnego o amplitudzie 50 mV (rys. 5, 7), utrudniające ich analizę. Czarne przebiegi reprezentują sygnał poddany wygładzeniu metodą średniej ruchomej.



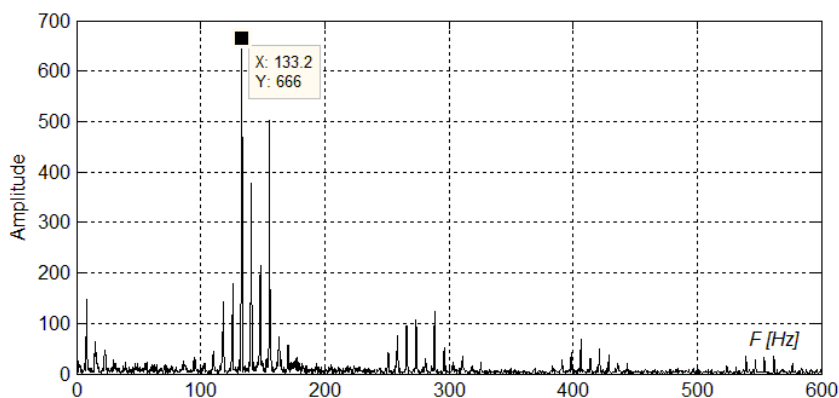
Rys. 5. Przebieg zmienności siły odporowej F_p podczas obróbki przy parametrach $f=0,19$ mm/obr, $v_c=97,5$ m/min, $a_p=2$ mm, dla wałka zamocowanego centrycznie

W celu ograniczenia poziomu zakłóceń planowane są w przyszłości dwie dalsze ścieżki działania. Pierwsza polegać będzie na modyfikacji układu, polegającej na doskonaleniu sposobu ekranowania elementów składowych systemu, takich jak:

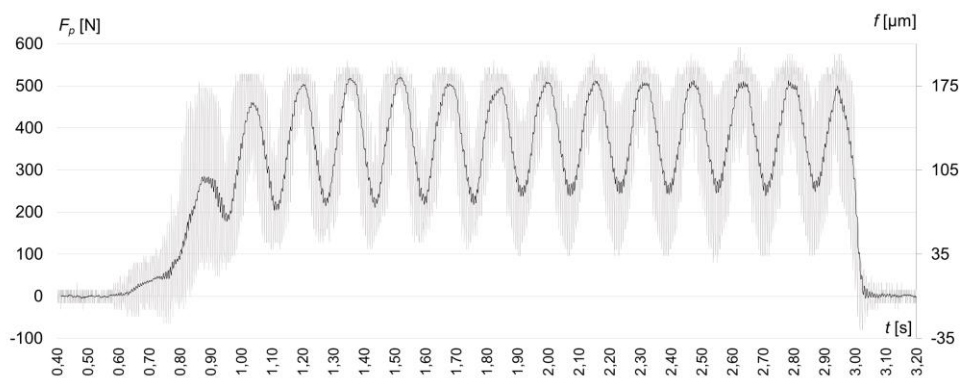
- układy przetwarzania sygnału;
- przewody sygnałowe;

- złącza;
- zabudowa kilku elementów układu w jednej obudowie.

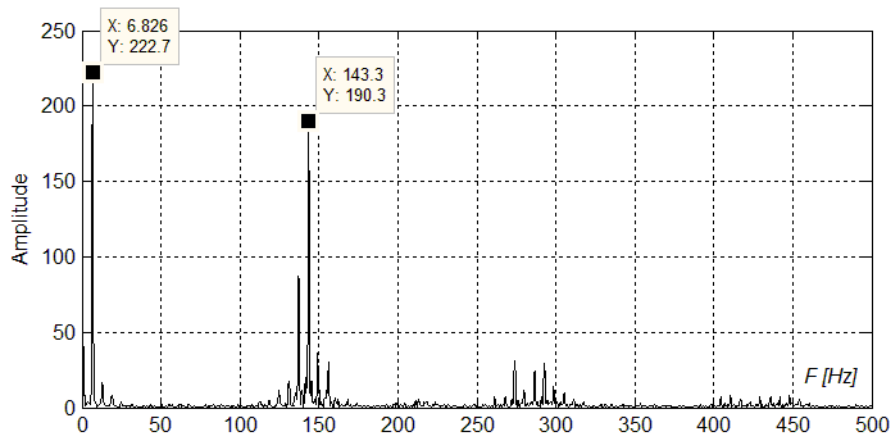
Drugą ścieżką działania będzie przeciwdziałanie niekorzystnym zjawiskom powstałym podczas obróbki, jakim są drgania narzędzia wpływające istotnie nie tylko na pracę poszczególnych zespołów mechaniczno-elektronicznych narzędzia, ale też na jakość obrabianej powierzchni. Badania wstępne celowo przeprowadzono na mało sztywnym układzie OUPN, aby poznać graniczne możliwości zakłóceń od tego czynnika.



Rys. 6. Widmo częstotliwościowe sygnału pomiarowego podczas obróbki przy parametrach $f=0,19$ mm/obr, $v_c=97,5$ m/min, $a_p=2$ mm, dla wałka zamocowanego centrycznie



Rys. 7. Przebieg zmienności siły odporowej F_p podczas obróbki przy parametrach $f=0,21$ mm/obr, $v_c=97,5$ m/min, $a_p=0,3-2,5$ mm, dla wałka zamocowanego mimośrodowo - zmienność nadatku 2,2 mm



Rys. 8. Widmo częstotliwościowe sygnału pomiarowego podczas obróbki przy parametrach $f=0,19$ mm/obr, $v_c=97,5$ m/min, dla wałka zamocowanego mimośrodowo - zmienność naddatku 2,2 mm

Jednym z pomocniczych, dalszych zadań, jakie stawiano narzędziu mechatronicznemu, było ewentualne reagowanie na pojawiające się drgania i możliwość ich kompensowania w czasie rzeczywistym. Warunkiem skuteczności sprostania temu zadaniu, jest możliwość istnienia na tyle szybkiej reakcji narzędzia, aby stało się to możliwe.

Otrzymane przebiegi zmienności siły skrawania w czasie zostały przekształcone do postaci widma częstotliwości – rys. 6 i 8. Można z nich odczytać składowe częstotliwości wyżej wymienionych drgań. Prążki w obszarze ok. 7 Hz odpowiadają częstotliwości obrotu przedmiotu obrabianego ($n=450$ obr/min). Szczególnie widoczny jest on na rys. 8, ze względu na mimośrodowe zamocowanie wałka we wrzecionie tokarki. W przedziale 130-160 Hz daje się zaobserwować serię prążków odpowiadających drganiom narzędzia, wynikającym prawdopodobnie z jego małej sztywności, częstotliwości drgań własnych korpusu narzędzia oraz uginania się sprężyny zastosowanej w mechanizmie przemieszczania ostrza. W zakresach 260-320 Hz oraz 400-450 Hz pojawiają się kolejne harmoniczne tych drgań.

Planowane jest udoskonalenie opracowanego rozwiązania, po wykonaniu dodatkowych badań zachowania się narzędzia pod wpływem obciążeń dynamicznych. Na ich podstawie zostaną sformułowane wytyczne dotyczące poprawek w konstrukcji głowicy, w tym możliwość zastosowania pasywnych bądź aktywnych tłumików drgań.

4. PODSUMOWANIE

Pierwsze testy, skonstruowanego prototypu narzędzia mechatronicznego, ujawniły nie tylko jego pozytywne możliwości kompensacji własnych odkształceń sprężystych, ale także określiły jego słabe punkty. Do tych słabych stron narzędzia zaliczyć należy

dość znaczną podatność na drgania mechaniczne ale także, być może, na zakłócenia generowane przez układy elektroniczne. Zakłócenia pracy narzędzia wynikłe z tej drugiej przyczyny, a także część z zakłóceń od drgań mechanicznych, będzie można wyeliminować poprzez obróbkę sygnału za pomocą filtrowania lub wyrównywania go za pomocą tzw. średniej ruchomej (ważonej).

W dalszym etapie badań określona będzie dynamika działania układu kompensacyjnego opracowywanego narzędzia oraz zakresy częstotliwości i amplitudy drgań, które będą możliwe do automatycznej korekcji. Trzeba zauważyć, że potencjalny główny obszar zastosowań takiego narzędzia to praca na dużo bardziej sztywnych od tokarek obrabiarek, jakimi są wytaczarki. Na tego typu obrabiarkach stosowane są zazwyczaj także znacznie mniejsze prędkości obrotowe wrzecion. Zatem i generowane drgania mają, w większości przypadków, mniejsze częstotliwości, które być może da się kompensować układami nie wymagającymi niezwykle dynamicznych reakcji.

LITERATURA

- [1] ALTINATAS Y., HUANG J., WORONKO A., *Piezoelectric tool actuator for precision machining on conventional CNC turning centers*, Precision Engineering, 27, 2003, 335-345
- [2] 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.
- [3] CICHOSZ P., *Narzędzie mechatroniczne do korekcji odkształceń sprężystych*, Zgłoszenie patentowe 54/Z/13 z dnia 12.04.2013.
- [4] CICHOSZ P., GROCHOWSKI M., KUZINOVSKI M., SKOWRONEK H., *Kompensacja odkształceń sprężystych układu OUPN za pomocą narzędzia mechatronicznego*, Materiały konferencyjne SOS 2014.
- [5] CICHOSZ P., KUZINOVSKI M., SKOWRONEK H., *Narzędzia mechatroniczne do korekcji ich odkształceń sprężystych – propozycje konstrukcji własnych*, Mechanik, Nr 8-9, Warszawa 2013.
- [6] CICHOSZ P., SKOWRONEK H., *Możliwość zastosowania przetworników optoelektronicznych typu PSD do pomiaru odkształceń sprężystych narzędzia skrawającego*, Mechanik, Nr 8-9, Warszawa 2012.
- [7] 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.
- [8] 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.
- [9] MIN B.-K., O'NEAL G., KOREN Y., PASEK Z., *A smart boring tool for process control*, Mechatronics, 12, 2002, 1097-1114.
- [10] 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.
- [11] 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.

CHARAKTERYSTYKA NARZĘDZI FIRMY SIEMENS DO TWORZENIA I SPRAWDZANIA TECHNOLOGII OBRÓBK CNC

Bogdan KIETZMAN¹, Jan ALESZCZYK²

Firma SIEMENS jako producent sterowań numerycznych SINUMERIK oferuje także różnorodne narzędzia do tworzenia oraz wszechstronnego sprawdzania i testowania technologii obróbki przedmiotów na maszynach CNC, które pozwalają na znaczne zredukowanie czasu przygotowania i prowadzenia produkcji przy zachowaniu maksymalnego bezpieczeństwa zarówno dla operatora, jak i maszyny.

Cechą charakterystyczną sterowań z rodziny SINUMERIK jest integracja różnych standardów tworzenia programów technologicznych, będących w powszechnym użyciu. Dają one możliwość wydajnego programowania zarówno przedmiotów wykonywanych w standardowej technologii frezarskiej i tokarskiej, jak i przedmiotów o złożonym kształcie wykonywanych w technologii wysokowydajnej obróbki wieloosiowej.

W zależności od typu obrabiarki oraz rodzaju obrabianego przedmiotu użytkownik może korzystać z następujących możliwości programowania technologicznego:

- frezarki o kinematyce do 2½ osi:
 - programowanie stanowiskowe technologiczne w ShopMill,
 - programowanie stanowiskowe w kodach G dla prostszych zastosowań (w środowisku programGuide),
 - programowanie konturowe złożonych kształtów stworzonych w systemie CAD 2D,
- frezarki o kinematyce 3 i więcej osi:
 - programowanie we współrzędnych maszyny (stosowanie funkcji przesunięć typu FRAME i/lub cyklu 800 dla obróbki wysokowydajnej),

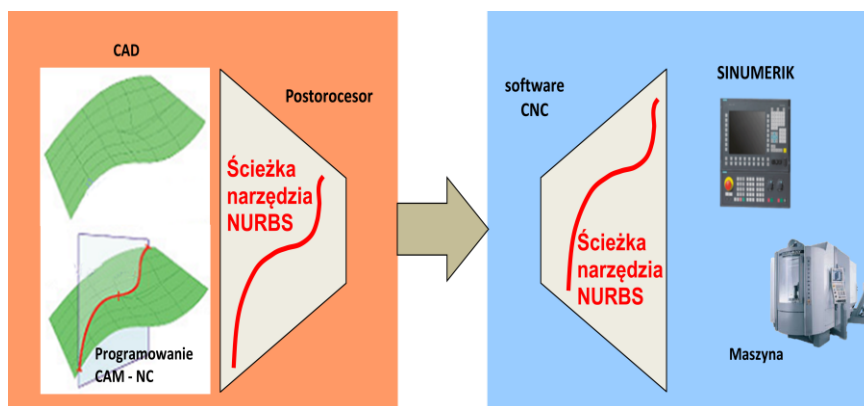
¹ Siemens Sp. z o.o., ul. Żupnicza 11, 03-821 Warszawa

² TOCK-AUTOMATYKA KRZYSZTOF TOCZYDŁOWSKI, ul. ks. abpa E. Kisiela 28, 15-384 Białystok

- programowanie brył stworzonych w NX-CAD 3D i ich przetwarzanie z wykorzystaniem postprocesora w NX-CAM (opisywanie składowymi wektora w układzie współrzędnych przedmiotu obrabianego, niezależne od kinematyki maszyny),
- tokarki o osiach X, Z (oraz Y), w tym także z napędzanymi narzędziami:
 - programowanie technologiczne w ShopTurn,
 - programowanie w kodach G dla prostszych zastosowań (w środowisku programGuide),
 - programowanie konturowe złożonych kształtów powstałych w CAD 2D,
- maszyny wielofunkcyjne (tokarko-frezarki i frezarko-tokarki) o 3 i więcej osiach:
 - programowanie brył zaprojektowanych w NX-CAD 3D i ich przetwarzanie z wykorzystaniem postprocesora w NX-CAM,
 - programowanie wielokanałowe.

Siemens szczególnie wydajne narzędzia zapewnia w zakresie tworzenia technologii dla obróbki wysokowydajnej (HSC). Dzięki temu, że jest również producentem oprogramowania projektowego o nazwie NX-CAM, użytkownik dostaje do dyspozycji kompletne i najbardziej efektywne rozwiązanie dla łańcucha programowania CAD→CAM→CNC.

Firma dokonała pełnej integracji systemu NX-CAM ze sterowaniem numerycznym SINUMERIK 840D sl. Polega ona na tym, że na etapie tworzenia ścieżek narzędzi NX-CAM nie generuje, tak jak inne systemy, sekwencji wielu tysięcy bloków zawierających rozkazy krótkich przejazdów w osiach zaprogramowanych poleceniem G1, natomiast opisuje kolejne fragmenty trajektorii skrawania przy pomocy krzywych typu prosta, koło, łuk, SPLINE A, B lub C, a także krzywych parametrycznych, opisywanych wielomianami do 5. rzędu. Funkcje te są bezpośrednio „zrozumiałe” dla sterowania SINUMERIK i mogą być realizowane bez żadnych dodatkowych przekształceń czy też obliczeń (rys. 1). W tym przypadku eliminowane są dwa źródła błędów, jakie powstają przy użyciu tradycyjnego łańcucha procesu CAD→CAM→CNC: błędy digitalizacji na poziomie generowania ścieżek narzędzi oraz błędy aproksymacji przy ponownym odtwarzaniu pierwotnej trajektorii w sterowaniu numerycznym.



Rys. 1. Łańcuch programowania CAD→CAM→CNC w przypadku zintegrowanego systemu NX-CAM i SINUMERIKI 840D sl

Kolejnym elementem integracji oprogramowania NX-CAM ze sterowaniem 840D sl jest możliwość korzystania w obu tych systemach z dokładnie takich samych cykli technologicznych. Dzięki temu, że na etapie projektowania technologii mogą być wykorzystywane funkcje i możliwości dostępne w ramach danego typu sterowania numerycznego, uzyskuje się najbardziej korzystny efekt końcowy obróbki HSC.

Coraz powszechniej stosowanym narzędziem do tworzenia technologii obróbki jest programowanie technologiczne w nakładkach ShopMill dla frezarek oraz ShopTurn dla tokarek. Umożliwia ono użytkownikowi obrabiarki wyposażonej w układ sterowania SINUMERIK przy wdrażaniu nowego przedmiotu obrabianego tworzenie programów bez znajomości kodów G oraz uciążliwego uruchamiania krok po kroku geometrii i funkcjonalności maszyny. Programowanie technologiczne jest spójne z przygotowanym procesem technologicznym wytworzenia danego przedmiotu i umożliwia natychmiastowe uruchomienie obróbki na maszynie, nawet w trudnych przypadkach, np. na tokarkach z narzędziami napędzanymi, gdzie maszyna przejmuje odpowiedzialność za dojazdy narzędzia do przedmiotu obrabianego. Jest to możliwe, ponieważ cykle programowania technologicznego - zarówno dla tokarek, jak i frezarek - samodzielnie wykonują obliczenia ruchów dojazdu i odjazdu narzędzi w optymalny i bezpieczny sposób. Wbudowany procesor konturów zapewnia zaawansowane możliwości wprowadzania kształtów przedmiotów, a mechanizm skrawania różnicy konturów - w przypadku programowania z użyciem kodów G - zdejmuje z operatora uciążliwe generowanie poszczególnych przejść narzędzia, skrawając samodzielnie zbędny naddatek. Bardziej złożone kształty (w płaszczyźnie skrawania G17, G18 lub G19) można wprowadzać do programów za pomocą narzędzia CAD-Reader, który na podstawie pliku z opisem kształtu przedmiotu w

formacie DXF generuje gotowy kontur dla programu tworzonego przy użyciu programGuide lub też nakładek graficznych ShopMill/ShopTurn.

W przypadku maszyn o liczbie osi większej niż 2½ programowanie stanowiskowe jest znacznie trudniejsze, choćby ze względu na tzw. ruchy samoistne, jakie przy pracy wieloosiowej wykonują ruchome części maszyny. Umożliwiają one osiągnięcie wymaganych ustawień osi przed rozpoczęciem właściwej obróbki i są bardzo ściśle związane z kinematyką maszyny. Zwykle ruchy te nie są uwzględnione w standardowych, uniwersalnych symulatorach wspomagających programowanie. Zapewnienie bezpieczeństwa pracy i testowanie przebiegu programu sterującego zapewniają w takim przypadku jedynie narzędzia bardziej zaawansowane, jak np. NX-CAM. Daje on możliwość symulacji kompletnej maszyny i śledzenia każdego jej ruchu, pod warunkiem wcześniejszego wprowadzenia do programu jej pełnego modelu kinematycznego.

W celu sprawdzenia poprawności kodów generowanych dla obrabiarek sterowanych numerycznie, a zwłaszcza obrabiarek wieloosiowych, firma SIEMENS wprowadziła mechanizm wirtualnego jądra sterowania SINUMERIK, które stanowi dodatek do programu NX-CAM. Jądro to, o skróconej nazwie VNCK (Virtual Numerical Control Kernel), czyta sekwencję kodów G wygenerowaną przez postprocesor i sprawdza go pod względem formalnym w sposób podobny do jądra prawdziwego sterowania, co gwarantuje, że realizacja programu przeniesionego na rzeczywistą maszynę przebiegnie sprawnie i bezkolizyjnie.

Dla większości typów obrabiarek podstawowym narzędziem, jakie oferuje firma Siemens, służącym do opracowywania i testowania technologii obróbki poza maszyną, jest oprogramowanie SinuTrain Operate. Stanowi ono programowy symulator pracy systemów CNC z rodziny SINUMERIK, odwzorowujący na komputerze PC środowisko obsługi i programowania tych sterowań oraz ich rzeczywiste działanie (rys. 2). Program jest powszechnie używany do szkolenia operatorów obrabiarek, technologów, a także bardzo często wykorzystywany do praktycznego opracowywania i testowania programów obróbki dla maszyn zainstalowanych w zakładach produkcyjnych.



Rys. 2. SinuTrain Operate – programowy symulator działania systemów CNC SINUMERIK

W najnowszych typach sterowań numerycznych z rodziny SINUMERIK wprowadzono do komunikacji z operatorem maszyny oraz technologiem nową, zintegrowaną powłokę graficzną o nazwie SINUMERIK Operate. Jest ona bardzo przejrzysta, intuicyjna i bezpieczna w obsłudze, m.in. dzięki wspomaganie graficznemu w zakresie wielu czynności dotyczących opracowania technologii obróbki oraz przygotowania maszyny do pracy. To środowisko obsługi zostało w stu procentach odwzorowane w programie SinuTrain. Użytkownik, pracując przy komputerze PC, wykonuje identyczne operacje i czynności, jakie są wykonywane na rzeczywistej maszynie. W celu maksymalnego przybliżenia działania programu SinuTrain do rzeczywistego układu sterowania na ekranie komputera zwizualizowane zostały wszystkie elementy jego systemu obsługi, tj. panel operatorski, pulpit maszynowy (z korektorami posuwu oraz wrzeciona) i klawiatura CNC, które użytkownik obsługuje przy pomocy myszki.

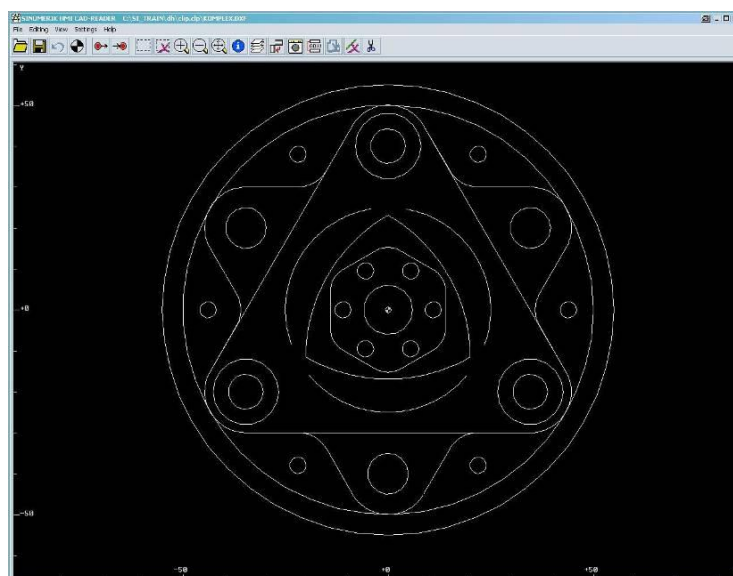
SinuTrain umożliwia opracowywanie technologii obróbki przy użyciu dokładnie tych samych narzędzi, jakie istnieją w rzeczywistym sterowaniu: języka programowania DIN/ISO, komend języka wysokiego poziomu, technologicznych nakładek warsztatowych (typu ShopMill/ShopTurn), graficznego wspomaganie programowania geometrii konturu, parametryzowania cykli technologicznych itp. Oprogramowanie zapewnia identyczne funkcje również w zakresie testowania gotowych programów, a w szczególności wykonywania ich graficznej symulacji. Na ekranie komputera PC można oglądać realistyczne, dynamiczne animacje przebiegu obróbki oraz obrazy gotowego przedmiotu w postaci modeli przestrzennych, widoków w wybranych płaszczyznach lub przekrojach. Daje możliwość wszechstronnego przetestowania przygotowywanych programów technologicznych poza maszyną i pozwala na wyeliminowanie ryzyka uszkodzenia maszyny.

Aby uzyskać pewność, że programy opracowywane przy użyciu SinuTrain będą później wykonywane poprawnie na rzeczywistej maszynie, użytkownik musi zadbać to, aby w programie symulacyjnym ustawienia parametrów konfiguracyjnych oraz danych (dotyczących kinematyki maszyny, typów oraz nazw osi i wrzecion, ustawienia wartości granicznych dla różnych funkcji itd.) odpowiadały w maksymalnym stopniu rzeczywistej strukturze tej maszyny. W ramach standardowej aplikacji programu SinuTrain użytkownik ma możliwość pracy na konkretnych wirtualnych maszynach o różnorodnej kinematyce (tokarki, frezarki oraz maszyna wielofunkcyjna Mill-Turn). Na zamówienie klienta firma Siemens może także wykonać specjalną wersję symulatora, stanowiącą dokładne odzwierciedlenie konkretnej maszyny, którą posiada on w swoim parku maszynowym. W takim przypadku klient uzyska możliwość stuprocentowego sprawdzania programów technologicznych oraz symulacji obróbki poza maszyną. Należy dopilnować, aby w ramach danego programu tworzonych w SinuTrain były używane dokładnie takie same typy oraz parametry narzędzi, jakie będą stosowane później przy jego obróbce, a także ustawione identyczne jak w rzeczywistości wartości przesunięć przedmiotu obrabianego.

Program SinuTrain odwzorowuje w pełni środowisko obsługi sterowań z rodziny SINUMERIK. Dzięki temu operator może przećwiczyć na komputerze PC poszczególne czynności, jakie wykonuje w związku z realizacją procesu obróbki - wykonanie pomiarów i ustawienie przedmiotu do obróbki czy też pomiary oraz parametryzowanie narzędzi - przed ich wykonywaniem na rzeczywistej maszynie. W ramach SinuTrain ma on do dyspozycji dokładnie te same maski ekranowe, zawierające przejrzyste animacje graficzne przeprowadzające go przez poszczególne operacje, a także przyjazne w użyciu obrazy dla wprowadzania parametrów.

W trakcie wykonywania poszczególnych operacji dotyczących zarówno obsługi, jak i programowania, użytkownik może korzystać z pomocy identycznych funkcji wspomagania typu HELP oraz dokumentacji elektronicznej, jakie są dostępne w rzeczywistych systemach sterowania.

Dodatkowe możliwości opracowywania technologii obróbki przedmiotów poza maszyną daje wspomniana już wcześniej aplikacja firmy Siemens o nazwie CAD-Reader, która instaluje się automatycznie razem z programem SinuTrain (rys. 3). Dzięki niej technolog w fabryce ma możliwość wczytywania konturów detali z rysunków wykonanych przy użyciu oprogramowania typu CAD (przechowywanych w standardowym formacie DXF), co w znacznym stopniu przyspiesza proces tworzenia programów technologicznych. Kontury te mogą być wczytywane do programów w zapisie zgodnym ze standardami DIN/ISO lub też w postaci graficznej, przy pomocy nakładek graficznych ShopMill/ShopTurn.



Rys. 3. CAD-Reader – narzędzie do wczytywania konturów przedmiotów do programów obróbki

Dysponując zestawem narzędzi programowych SinuTrain plus CAD-Reader oraz funkcjonalnością nakładek graficznych ShopMill/ShopTurn użytkownik dostaje do dyspozycji - po bardzo niskich kosztach - stację do programowania technologicznego, którą można określić mianem „MiniCAM 2D”. Dla wytworzenia większości przedmiotów obrabianych wystarczająca jest obróbka w $2\frac{1}{2}$ osiach, kiedy to w jednej z trzech płaszczyzn obróbczych (G17, G18 lub G19) obrabiane są dowolne kształty w postaci czopa, wnęki, dowolnego konturu lub też ich kombinacji. Programy technologiczne dla takich przedmiotów mogą być z powodzeniem przygotowywane właśnie przy użyciu powyższego zestawu narzędzi (CAD-Reader + ShopMill/ShopTurn), bez potrzeby stosowania klasycznych systemów CAD/CAM, których koszt jest wielokrotnie wyższy.

Tworzenie programów w systemie CAM wymaga pracochłonnego opracowania bryły obrabianego przedmiotu do jej dalszego przetwarzania oraz zdefiniowania wszystkich parametrów technologiczno - geometrycznych, mających na celu przyjęcie odpowiedniej strategii obróbczej i wreszcie określenia ścieżek obróbczych. Efektem końcowym działania systemu CAM jest plik pośredni, stanowiący uniwersalny zapis geometrii przemieszczeń narzędzia i funkcji technologicznych danego przedmiotu obrabianego. Plik ten stanowi dane wejściowe dla postprocesora, który, uwzględniając parametry i cechy charakterystyczne określonej maszyny, wytwarza kod G dla tej właśnie maszyny. Cena takiego postprocesora jest wprost proporcjonalna do jego możliwości w zakresie tworzenia kodu dla obrabiarki i może stanowić również bardzo znaczący koszt w łańcuchu procesu wytwarzania produktów. W przypadku obróbki

przedmiotów przy użyciu maszyn poniżej 3 osi stosowanie proponowanej przez firmę Siemens ścieżki tworzenia programów technologicznych „MiniCAM 2D” eliminuje wszystkie te koszty.

Oprócz opisanych powyżej elementów związanych bezpośrednio z procesem opracowywania i sprawdzania obróbki przedmiotów Siemens daje do dyspozycji użytkownikom obrabiarek także różnorodne narzędzia związane z eksploatacją maszyn CNC w zakładzie produkcyjnym, np.:

- **Collision Avoidance** - funkcja, której zadaniem jest niedopuszczenie do wystąpienia kolizji w przestrzeni obróbczej maszyny CNC,
- **ESR** – funkcja realizująca bezpieczny odskok narzędzia w przypadku zaniku zasilania obrabiarki,
- **Efektywność Energetyczna** – funkcje umożliwiające kontrolę i optymalizację zużycia energii elektrycznej przez urządzenia produkcyjne,
- **Safety Integrated** – zestaw funkcji zapewniających bezpieczeństwo eksploatacji obrabiarek.

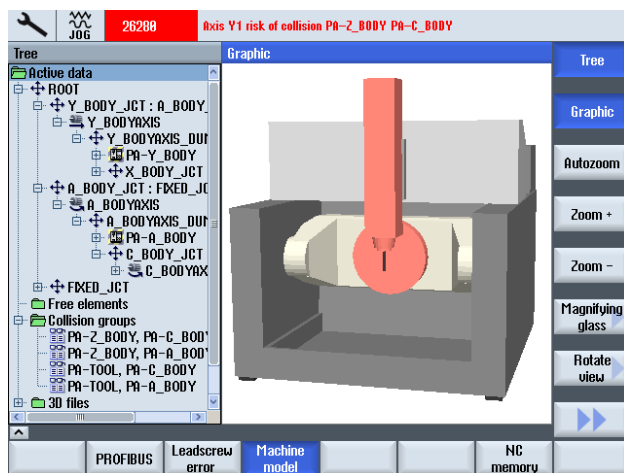
Collision Avoidance

Funkcja Collision Avoidance umożliwia użytkownikom obrabiarek wprowadzanie zabezpieczeń przed możliwością wystąpienia kolizji w obszarze roboczym maszyny, pomiędzy statycznymi i dynamicznymi elementami maszyny, obrabianym przedmiotem oraz narzędziem w trakcie wykonywania ruchów. Działa ona zarówno w automatycznym trybie pracy, jak i przy ruchach ręcznych, inicjowanych przez operatora. Dzięki wydajnej i efektywnej architekturze systemów SINUMERIK monitorowanie kolizji w czasie rzeczywistym może być prowadzone także w układzie 3D, nawet w przypadku realizacji skomplikowanych operacji technologicznych, np. przy równoczesnym toczeniu i frezowaniu w 5 osiach (również z dodatkową osią B). Aby zdefiniować i uaktywnić funkcję wykrywania kolizji, w pierwszym kroku użytkownik musi opisać budowę i strukturę danej maszyny poprzez określenie poszczególnych elementów jej łańcucha kinematycznego, następnie utworzyć geometryczne modele elementów, które będą uwzględniane przy monitorowaniu, tj. części składowych maszyny, przedmiotu obrabianego oraz narzędzi. Wykonuje się to przy użyciu specjalnego edytora graficznego zainstalowanego w sterowaniu SINUMERIK 840D sl, z wykorzystaniem dostępnych w menu prostych elementów graficznych, takich jak prostopadłościany, kule, walce itp. Czynności mogą być również przeprowadzone „ręcznie” poprzez odpowiednie ustawienia wartości danych maszynowych oraz zmiennych systemowych. W kolejnym kroku użytkownik powinien przyporządkować utworzone w ten sposób modele do poszczególnych elementów zdefiniowanego uprzednio łańcucha kinematycznego. Ostatnią czynnością

w ramach tej procedury jest określenie elementów, które mają podlegać kontroli przed wystąpieniem kolizji (np. par osi), oraz zdefiniowanie obszarów zabronionych.

Aplikację funkcji unikania kolizji można przeprowadzić także poza sterowaniem, w środowisku programu NX CAM zainstalowanym na zewnętrznym komputerze PC. Wykonuje się to przy użyciu funkcji NX SINUMERIK Collision Avoidance, która daje możliwość wykonania modeli obiektów podlegających monitorowaniu oraz wykonania wszystkich innych czynności wymaganych dla zdefiniowania procedury monitorowania. Efektem końcowym działania tej funkcji jest zbiór typu setup, który należy przenieść do sterowania SINUMERIK. W momencie załadowania i uaktywnienia funkcji w rutynie monitorowania kolizji zostają automatycznie uwzględnione dane wszystkich narzędzi znajdujące się w aktualnej tabeli narzędzi systemu sterowania.

Gdy funkcja wykrywania kolizji zostanie prawidłowo zdefiniowana oraz uaktywniona w sterowaniu, rozpocznie ono prowadzenie ciągłego nadzoru nienaruszalności zdefiniowanych obszarów zabronionych w trakcie wykonywania ruchów osi maszyny (inicjowanych z programu bądź też w trybie ręcznym). Jeśli dwa obszary kolizji wzajemnie się naruszają - z uwzględnieniem ustawionych dystansów bezpieczeństwa - wówczas na ekranie sterowania zostanie wyświetlany odpowiedni komunikat (rys. 4).



Rys. 4. Widok aplikacji Collision Avoidance na ekranie sterowania SINUMERIK

Dalsze działanie funkcji, a w szczególności realizacja zatrzymania wykonywanych ruchów osi, odbywa się w odmienny sposób, w zależności od tego, w jakim trybie ruch ten został zainicjowany. W trybie ręcznym (JOG), w momencie osiągnięcia kolizji prędkość ruchu osi jest natychmiast zredukowana do zera, a rozkaz ruchu jest kasowany.

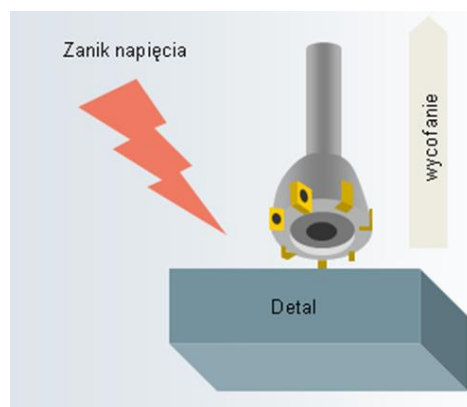
W trybie automatycznym bloki przejazdowe w aktywnym programie obróbki mogą być analizowane pod kątem wystąpienia kolizji już na etapie przetwarzania wstępnego. Jeśli na tym etapie zostanie wykryta możliwość kolizji, spowoduje to odwołanie przetwarzania programu. Należy zawsze pamiętać, że funkcja wykrywania i unikania kolizji nie może zagwarantować kompletnego zabezpieczenia przed wystąpieniem kolizji pomiędzy poruszającymi się osiami, narzędziem oraz przedmiotem obrabianym. Funkcja ta będzie działać na tyle skutecznie, na ile właściwie i precyzyjnie zostanie wykonana parametryzacja kinematyki i model geometryczny maszyny oraz na ile poprawnie zostaną zdefiniowane obszary chronione. Oznacza to, że ostateczną odpowiedzialność za bezkolizyjne przemieszczania osi, nawet w przypadku, gdy ochrona przed kolizją jest aktywna, ponosi zawsze operator maszyny.

Funkcja zatrzymania i odskoku narzędzia (ESR)

Funkcja zatrzymania i odskoku narzędzia („ESR” = Extended Stop and Retract) zabezpiecza maszynę, narzędzia oraz obrabiane przedmioty przed uszkodzeniem w przypadku zaniku napięcia zasilającego system sterowania obrabiarką. Takie gwałtowne spadki napięcia mogą następować - z różnych przyczyn - praktycznie w każdych warunkach eksploatacyjnych, nie tylko w rejonach, gdzie sieć energetyczna jest niestabilna.

Funkcja odskoku narzędzia stosowana jest zwykle w przypadku maszyn, które są wykorzystywane do obróbki kosztownych przedmiotów obrabianych lub też gdy produkcja odbywa się z użyciem bardzo drogiego narzędzia. W wielu wypadkach oba te czynniki występują równocześnie, np. przy obróbce kół zębatych.

Dzięki funkcji ESR w momencie zaniku napięcia sterowanie ma możliwość zatrzymania silników sterujących wrzecionem i posuwami osi zgodnie z określoną procedurą, a także szybkiego wycofania narzędzia w celu odseparowania go od obrabianego materiału (rys. 5).



Rys. 5. Działanie funkcji odskoku narzędzia

Wycofanie narzędzia następuje przeważnie po linii prostej, jednak ruch ten może odbywać się również po dowolnej, uprzednio zaprogramowanej trajektorii. W takim przypadku, w trakcie wykonywania czynności odskoku, ruchy osi nie mogą zostać przerwane i może to nastąpić jedynie przy użyciu przycisku EMERGENCY STOP.

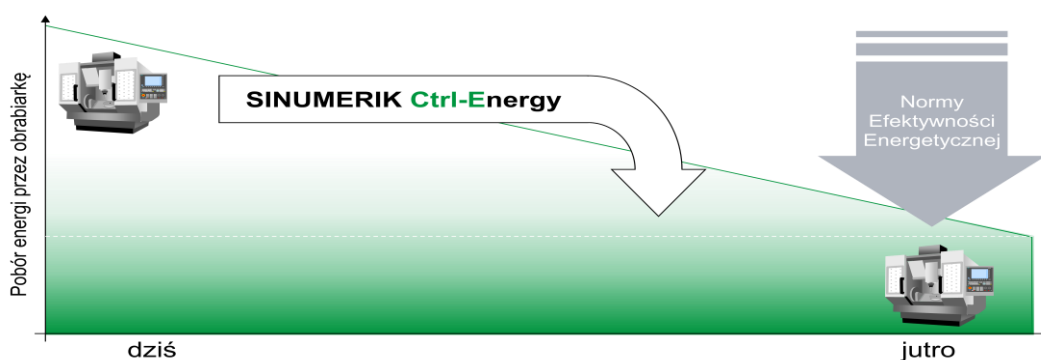
W trakcie wycofywania narzędzia przejazdy osi odbywają się zawsze z maksymalną prędkością i przyspieszeniem dozwolonymi dla danej osi oraz przy aktywnej funkcji BRISK, tzn. z wyłączeniem mechanizmów ograniczających gwałtowne ruchy osi maszyny. Zostają przy tym zachowane istniejące aktywne sprzężenia pomiędzy osiami (przekładnie elektroniczne), stosowane np. przy obróbce kół zębatych. Dzięki temu przy zaniku napięcia zasilania nie dochodzi do zniszczenia kosztownych narzędzi oraz obrabianego przedmiotu.

Parametryzacja funkcji ESR oraz jej aktywacja odbywa się poprzez odpowiednie ustawienie danych maszynowych, natomiast trajektorię wycofania narzędzia programuje się z użyciem specjalnych funkcji technologicznych.

Dzięki bezpiecznemu odseparowaniu narzędzia od obrabianego materiału w momencie zaniku napięcia zasilania, po ponownym załączeniu maszyny i sterowania operator może w bezpieczny sposób kontynuować obróbkę od miejsca jej zatrzymania w momencie awarii. Jest to możliwe m.in. dzięki funkcji Szukanie bloku, która pozwala na wznowienie programu obróbki od wskazanego miejsca przy identycznych warunkach i ustawieniach, jakie występowałyby w przypadku ciągłego przetwarzania tego programu.

Efektywność Energetyczna

Efektywność Energetyczna to zestaw funkcji programowych oraz sprzętowych, które pozwalają użytkownikom maszyn oszczędniej wytwarzać swoje produkty. Oszczędność polega na zmniejszeniu zużycia energii pobieranej przez maszynę (rys. 6).



Rys. 6. Oszczędność poboru energii dzięki funkcji Efektywność Energetyczna

Optymalny bilans energii zużywanej przez maszynę osiągnąć jest poprzez:

- projektowanie maszyny oraz systemu sterowania zorientowane na efektywne wykorzystanie zasobów (energii),
- stosowanie środków technicznych, które pozwalają w sposób aktywny sterować zużyciem energii podczas całego cyklu życia maszyny,
- procesy konstrukcji maszyn, które wyposażone są w system sterowania firmy Siemens i wspierane przez szereg narzędzi projektowych, pozwalających na optymalny dobór silników oraz napędów.

Poprawiony bilans energetyczny to nie tylko korzyść finansowa dla użytkownika, ale także pozytywny wpływ na środowisko naturalne poprzez pośrednie obniżenie emisji gazów cieplarnianych.

Safety Integrated

Safety Integrated to zestaw funkcji bezpieczeństwa, jakie zostały zintegrowane przez firmę Siemens w ramach systemów sterowania CNC SINUMERIK wraz z napędami z rodziny SINAMICS zgodnie z normą PN-EN 61508. Dzięki tej integracji użytkownik uzyskuje wydajne narzędzie, pozwalające z dużym prawdopodobieństwem utrzymać pewność działania systemu. Dostępne funkcje pozwalają ustawić poziom ryzyka wystąpienia uszkodzenia niebezpiecznego na określonym poziomie (zgodnie z określonym prawdopodobieństwem).

Stosowane funkcje:

- Odcięcie energii,
- Zatrzymanie kontrolowane kategorii 1 lub kategorii 2,
- Nadzór i kontrola zatrzymania,
- Monitorowanie i nadzór nad prędkością bezpieczną,
- Nadzór i ograniczenie pozycji,
- Transmisja danych z użyciem protokołu ProfiSafe,
- Sterowanie luzownikiem,
- Nadzór nad procesem hamowania,
- Bezpieczny program logiczny (SPL).

Niektóre z opisanych powyżej narzędzi oraz funkcji możliwe są do bezpośredniego zakupu oraz samodzielnego wdrożenia przez zakład produkcyjny, w którym eksploatowane są obrabiarki ze sterowaniem SINUMERIK. Inne zaś mogą zostać zaaplikowane jedynie przez producenta danej maszyny w trakcie procesu jej wytwarzania. W tym przypadku użytkownik musi zadbać o to, aby na etapie wyboru konfiguracji i dokonywania zakupu obrabiarki określić, które z dostępnych funkcjonalności powinny zostać udostępnione wraz z nową maszyną.

Celem niniejszego artykułu było przedstawienie wybranego zestawu narzędzi, jakie zostały stworzone przez firmę Siemens z myślą o usprawnieniu procesu tworzenia i testowania technologii obróbki w fabryce oraz zapewnieniu bezpieczeństwa realizowanego procesu produkcyjnego zarówno dla maszyn jak i ich operatorów. Firma prowadzi w tym zakresie szeroką działalność badawczą i innowacyjną. Jej celem jest udostępnienie użytkownikom obrabiarek nie tylko wydajnych systemów sterowania numerycznego, w jakie są one wyposażane ale także zapewnienie kompletnego środowiska eksploatacyjnego dla urządzeń i linii produkcyjnych wytwarzających produkty w technologii obróbki skrawaniem.

KOLIZJE W OBRABIARKACH CNC MINIMALIZACJA SKUTKÓW

Michał KOWAL¹, Roman STANIEK¹

1. WPROWADZENIE

Rosnące wymagania współczesnego rynku w zakresie wzrostu dokładności i skracania czasu wykonania części, przy jednoczesnej minimalizacji kosztów ich wykonania, wymuszają niezwykle szybki rozwój konstrukcji współczesnych obrabiarek sterowanych numerycznie. Szczególnie duży nacisk kładzie się na wzrost prędkości przejazdu osi sterowanych numerycznie, jak również dokładności pozycjonowania, która związana jest ze sztywnością. Wraz ze wzrostem prędkości poszczególnych osi oraz sztywności całej obrabiarki zwiększa się nie tylko ryzyko wystąpienia, ale skutki uszkodzeń wskutek kolizji. Małoseryjna wyspecjalizowana obróbka przy użyciu wieloosiowych obrabiarek sterowanych numerycznie o złożonej kinematyce w znaczny sposób przyczynia się do wzrostu częstotliwości występowania kolizji, które mają miejsce najczęściej na skutek błędu programisty, operatora lub awarii układów napędowych / sterowniczych. Sytuacja ta w istotny sposób przyczynia się do spadku produktywności obrabiarek związanej z długimi czasami przestoju. Duże koszty naprawy generują dodatkowe wydatki związane z eksploatacją obrabiarek, obniżając rentowność inwestycji. Problem kolizji może być szczególnie dokuczliwy, a nawet niebezpieczny dla małych firm, gdzie brakuje, tzw. obrabiarek backup-owych, co może prowadzić do opóźnień w realizacji zamówień, a w skrajnej sytuacji do utraty wiarygodności przez firmę. W związku z tym należy nadal poszukiwać skutecznego systemu umożliwiającego zabezpieczenie obrabiarek przed niekorzystnymi skutkami kolizji. Ze względu na bardzo dynamiczny charakter zjawiska, zabezpieczenie przed skutkami

¹ Politechnika Poznańska Instytut Technologii Mechanicznej, ul. Piotrowo 3, 60-950 Poznań

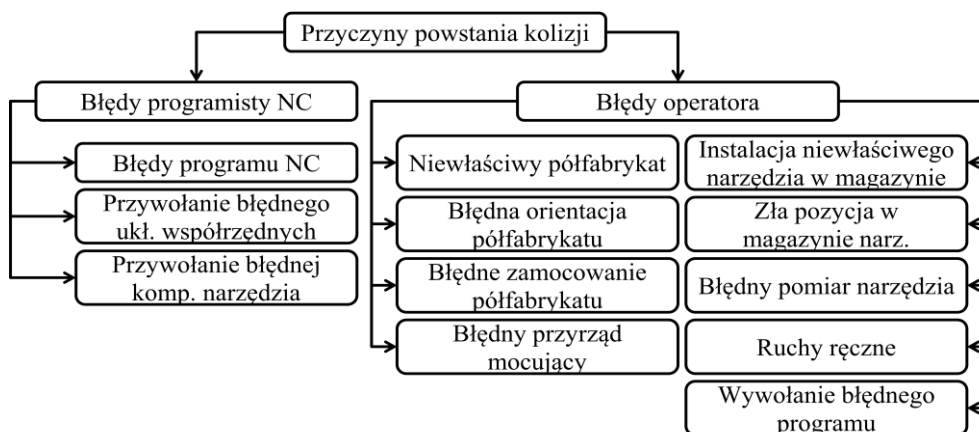
kolizji jest niezwykle trudne i znalazło się w obszarze zainteresowań wielu firm oraz ośrodków naukowych na całym świecie [5, 6, 9].

2. PRZYCZYNY WYSTĄPIENIA KOLIZJI

Przyczyny powstawania kolizji w obrabiarkach CNC można podzielić na trzy podstawowe grupy, spowodowane:

- błędem ludzkim,
- awarią układu napędowego lub sterowania,
- błędami w oprogramowaniu wspomagającym programowanie CAD/CAM.

Z analizy literatury i doświadczeń autorów wynika, iż to błędy człowieka są najczęstszą z przyczyn występowania kolizji. Dokładną analizę przyczyn ich powstawania na skutek błęd obsługi przedstawia rys. 1.



Rys. 1. Przyczyny występowania kolizji w obrabiarkach CNC na skutek błędów ludzkich

Błędy wynikające z awarii układu napędowego / sterowania najczęściej spowodowane są zanikiem napięcia zasilającego te układy. W wyniku tego, oś sterowana zatrzymuje się z określonym wybiegiem. W przypadku awarii w momencie pozycjonowania szybkiego (G0), na skutek zgromadzonej energii kinetycznej w elementach poruszających się osi, dochodzi do kolizji z półfabrykatami lub innymi częściami obrabiarki, nierzadko delikatnymi jak, np. sondy narzędziowe, inspekcyjne czy magazyny narzędzi.

W przypadku obrabiarek 5-osiowych z funkcją RTCP programowanie najczęściej odbywa się za pomocą programów wspomagających typu CAD/CAM. Źle przygotowany postprocesor może wygenerować błędne linie programu. Jednocześnie duża objętość programu praktycznie uniemożliwia jego sprawdzenie, co w konsekwencji może prowadzić do wystąpienia kolizji.

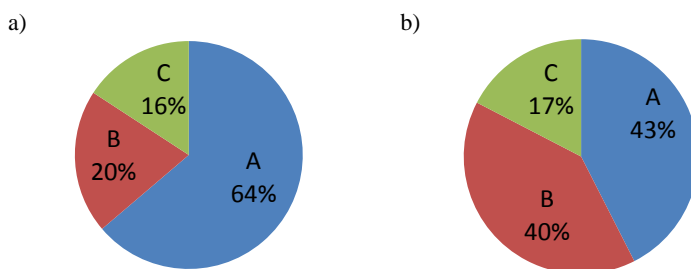
3. KOLIZJE W OBRABIARKACH CNC

Analizując budowę klasycznego serwonapędu z przekładnią śrubowo - toczną można zidentyfikować następujące źródła energii przekazywanej do miejsca kolizji:

- sanie suportowe,
- elementy obrotowe serwonapędu, takie jak: przekładnia śrubowo - toczna, wirnik silnika, przekładnia pasowa, sprzęgło,
- silnik wytwarzający moment obrotowy.

W przypadku dwóch pierwszych zespołów można przyjąć, że energia potencjalna zderzenia równa się energii kinetycznej zgromadzonej w elementach poruszających się. Z tego założenia należy wnioskować, iż znaczącym czynnikiem decydującym o ilości energii zgromadzonej w elementach serwonapędu jest prędkość.

Autorzy przeprowadzili eksperyment symulacyjny w celu identyfikacji głównych elementów serwonapędu magazynujących energię kinetyczną. Symulacje przeprowadzono z uwzględnieniem konstrukcji serwonapędu osi X oraz Z uniwersalnej tokarki CNC oraz prędkości sań suportowych w momencie zderzenia równej 30 m/min. Wyniki wskazują, iż ok. 80% całej energii kinetycznej przekazywanej do miejsca zderzenia zgromadzona jest w elementach obrotowych serwonapędu, takich jak: wirnik silnika, sprzęgło czy przekładnia śrubowo - toczna.



A - wirnik silnika serwo,
B - przekładnia śrubowo - toczna, sprzęgło,
C - sanie suportowe

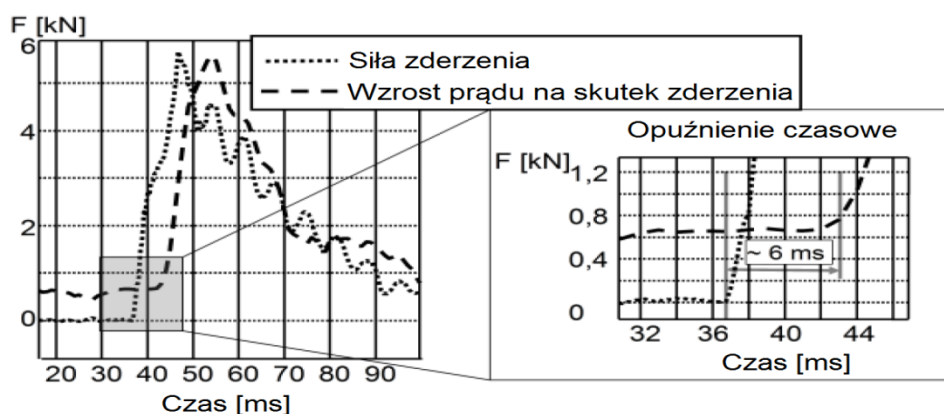
Rys. 2. Udział energii kinetycznej przekazanej w trakcie kolizji z podziałem na poszczególne elementy serwonapędu: a) serwonapęd osi X, b) serwonapęd osi Z

Moment obrotowy wytwarzany przez silnik serwonapędu można opisać poniższą zależnością:

$$M_e = p\Psi_p i. \quad (1)$$

Zakładając stałą wartość liczby par biegunów p oraz strumienia elektromagnetycznego skojarzonego z uzwojeniem Ψ_p , moment obrotowy wytwarzany przez silnik zmieniać

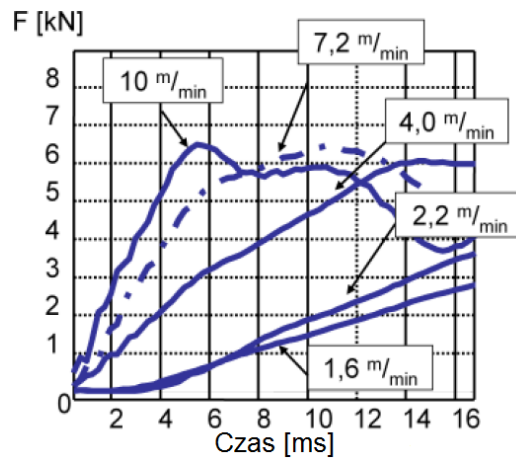
się będzie w funkcji prądu i . W zależności od nastaw parametrów regulatora, natężenie prądu płynącego przez silnik będzie kilkakrotnie większe niż prąd znamionowy. Standardowe nastawy umożliwiają forsowanie prądu wartością 400% wartości znamionowej. Analizując badania opisane w pracy [1], można zauważyć, że informacja dotycząca wzrostu siły widziana w kontekście wzrostu wartości natężenia prądu płynącego przez silnik charakteryzuje się pewnym opóźnieniem. W badaniach tych wykazano opóźnienia wynoszące ok. 6 ms pomiędzy nagłym wzrostem siły zderzenia a natężeniem prądu płynącego przez silnik. Wyniki te zostały przedstawione na rysunku 3.



Rys. 3. Wzrost siły zderzenia oraz prądu w funkcji czasu [1]

Zwłokę tę powoduje moment bezwładności elementów serwonapędu oraz opóźnienia wynikające z pracy regulatora prądu.

Z badań opisanych w pracy [1] wynika, iż gradient siły działającej podczas kolizji w dużym stopniu skorelowany jest z prędkością sań suportowych w chwili zderzenia. Wyniki tych badań przedstawiono na rysunku 4.



Rys. 4. Siły zderzenia w funkcji prędkości przejazdu [1]

Nie przeprowadzono badań dotyczących czasu trwania kolizji (od pierwszego kontaktu do nieodwracalnych zniszczeń) podczas ruchu sań suportowych z prędkością 30 m/min. Analizując badania opisane w pracy [1] stwierdzono, że czas ten nie przekroczy 5 ms. Zatem można postawić hipotezę, iż w bilansie energetycznym zjawiska kolizji energia przekazywana do miejsca zderzenia przez serwo - silnik będzie miała niewielki wpływ na jej skutki ze względu na zbyt krótki czas jej trwania. W sytuacji gdy nastąpi zniszczenie najsłabszego elementu łańcucha kinematycznego układu biorącego udział w zderzeniu, sztywność zostanie gwałtownie zredukowana sprawiając, że energia dostarczana przez silnik nie będzie miała większego wpływu na siłę zderzenia i na tej podstawie postawiono kolejną hipotezę, że źródłem energii przekazywanej do miejsca zderzenia w trakcie kolizji jest energia kinetyczna zgromadzona w elementach obrotowych serwonapędu.

Ze względu na wielkość prędkości przejazdu sań suportowych, które we współczesnych obrabiarkach mogą osiągać około 60 m/min [4], oraz sztywności układów kinematycznych obrabiarek kolizje powodują wystąpienie dużych sił w trakcie zderzenia. Zjawisko to można opisać równaniem:

$$E_k = \int_0^{q_{max}} F(q) dq, \quad (2)$$

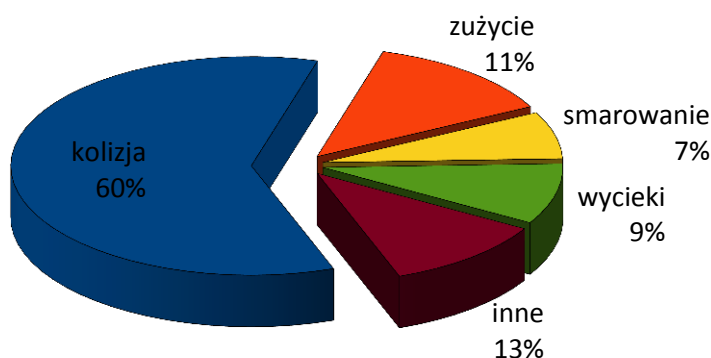
gdzie:

- E_k - energia kinetyczna,
- q_{max} - wartość maksymalnej deformacji,
- $F(q)$ - siła deformacji.

Równanie to ma charakter funkcji Diraca, zatem siła będzie narastać do momentu utraty sztywności przez najsłabszy element zespołu biorącego udział w kolizji.

4. SKUTKI KOLIZJI

Na skutek dużych sił występujących podczas kolizji, w najlepszym przypadku zostaje utracona geometria obrabiarek. Najczęściej jednak mamy do czynienia z nieodwracalnymi uszkodzeniami elementów obrabiarek, których naprawa, bądź wymiana generuje duże koszty, nie wspominając o kosztach związanych z przestojem obrabiarki. Badania przeprowadzone przez Abelle E. i innych [2] wykazały silną korelację pomiędzy kolizją a uszkodzeniem wrzeciennika. Na rysunku 2 przedstawiono wyniki analizy 231 przypadków awarii wrzeciennika. Uszkodzenia łożysk wrzeciennika stanowią 45% wszystkich awarii wrzecienników na skutek kolizji [2].



Rys. 5. Przyczyny awarii wrzecienników [2]

Innym bardzo ważnym problemem, szczególnie dla producentów obrabiarek, są trudności i kłopoty z wykazaniem użytkownikowi, że awaria wystąpiła na skutek kolizji, ponieważ, np. degradacja łożysk przebiega powoli, co sprawia, że uszkodzenie wrzeciennika objawia się często dopiero po kilku tygodniach eksploatacji od zdarzenia. Czas ten może być wykorzystany do zatuszowania kolizji i w rezultacie prowadzi do przeniesienia wysokich kosztów naprawy na producenta obrabiarki. Jest to jeden z ważniejszych powodów, który sprawia, że producenci obrabiarek, przywiązują szczególną uwagę do skutecznego monitorowania pracy obrabiarki pod kątem wystąpienia kolizji. Rozpatrując skutki kolizji nie należy zapominać o innych uszkodzeniach, takich jak np. uszkodzenia przekładni śrubowo - tocznych, prowadnic tocznych, narzędzi skrawających oraz zmian geometrii na skutek działających sił. Wszystkie te przyczyny generują wysokie koszty związane z naprawą oraz przestojem obrabiarek.

5. SPOSOBY MINIMALIZACJI SKUTKÓW KOLIZJI

Z przeprowadzonej analizy wynika, iż jest wiele przyczyn powodujących wystąpienie kolizji. Aby przeciwdziałać lub przynajmniej minimalizować ich skutki, systemy można podzielić na dwie podstawowe grupy: prewencyjne i minimalizujące skutki

kolizji. W pierwszym przypadku działania skupiają się na czynnościach uniemożliwiających wystąpienie zdarzenia kolizji. W tym celu tworzy się systemy symulacji procesu obróbki w wirtualnej rzeczywistości. Warto zauważyć, iż dostępne systemy nie tylko symulują proces obróbki w trybie off-line, ale również monitorują jej ruchy w czasie rzeczywistym w trybie pracy automatycznej, ręcznej (JOG) oraz RTCP i wykrywają z wyprzedzeniem potencjalne przypadki wystąpienia kolizji zatrzymując wcześniej obrabiarkę. Systemy takie dostępne są w większości nowoczesnych układów sterowania. Funkcja ta w połączeniu z automatycznym pomiarem długości narzędzia stanowi wydajny system umożliwiający eliminację najczęstszych przyczyn kolizji. Niestety, nie wykrywa on błędów związanych z mocowaniem części. Prowadzone są obecnie badania mające na celu opracowanie skutecznego i wydajnego systemu opartego na digitalizacji całej przestrzeni obróbkowej, z której niezbędne informacje będą dostarczane do systemu [2, 3, 5, 6, 7, 8].

Kolejną grupą są systemy minimalizujące skutki kolizji. Można je podzielić na systemy mechaniczne oraz elektroniczne. Ze względu na skrajnie krótkie czasy trwania kolizji, jak również dużą ilość energii, którą należy odprowadzić z miejsca zderzenia, systemy elektroniczne sprawdzają się wyłącznie w przypadku wystąpienia kolizji przy relatywnie małych prędkościach przejazdu. W przeważającej większości wykorzystują one czujniki siły, przyspieszenia, a także analizę wartości skutecznej natężenia prądu płynącego przez silnik [1]. Systemy mechaniczne (precyzyjniej – hybrydowe) łączą w swej strukturze systemy mechaniczne oraz elektroniczne i wykorzystują elementy utrzymujące wysoką sztywność w zakresie znamionowych sił, aby po przekroczeniu granicy progowej w sposób gwałtowny lokalnie zredukować sztywność, ograniczając tym samym wartość działającej siły zgodnie z równaniem (2). Część elektroniczna systemu odpowiada za kontrolowane zatrzymanie obrabiarki. Przykładem realizacji takiego rozwiązania jest system proponowany przez autorów opracowania [2] umożliwiający redukcję sztywności pomiędzy wrzecionem a wrzeciennikiem ograniczający siły działające na elementy biorące udział w zdarzeniu.

W przypadku tokarek zastosowanie podobnego rozwiązania będzie w znacznym stopniu utrudnione, a w skrajnych przypadkach niemożliwe. Wynika to z faktu, iż masa zespołu wrzeciona jest znacznie większa niż w centrach frezarskich oraz częściej można spotkać przekładnie pasowe, których koła dodatkowo zwiększają masę wrzecion. Analizując wyniki eksperymentu symulacyjnego, którego wyniki przedstawiono na rys. 2, oczywistym staje się fakt, iż siły zderzenia można w sposób znaczący zminimalizować, nie doprowadzając energii zgromadzonej w elementach obrotowych. Taki zabieg może zmniejszyć wartość działającej siły nawet o 80%. Rozwiązanie postulowane przez autorów bazuje na wprowadzeniu dodatkowego sprzęgła łączącego nakrętkę przekładni śrubowo - tocznej z sianami suportowymi. Bardzo istotne jest, aby sprzęgło to w zakresie znamionowych sił charakteryzowało się dużą sztywnością statyczną i dynamiczną, a po jej przekroczeniu w sposób gwałtowny zredukowało sztywność oraz, aby system umożliwił szybkie wznowienie pracy. Dlatego rozwiązanie to bazować będzie na wykorzystaniu wysokoenergetycznych magnesów wykona-

nych z pierwiastków ziem rzadkich. Dzięki zastosowaniu takiego rozwiązania nie dojdzie do zniszczenia, tzw. bezpieczników mechanicznych i obrabiarki błyskawicznie uzyskają zdolność do dalszej pracy.

6. PODSUMOWANIE

Ciągły rozwój obrabiarek pod kątem wzrostu ich produktywności sprawia, że systematycznie wzrastają prędkości pozycjonowania osi sterowanych numerycznie. Wraz z dążeniem do produkcji bardziej precyzyjnych, a co za tym idzie sztywniejszych obrabiarek, problem związany ze skutkami kolizji staje się coraz ważniejszy i skomplikowany. Brak skutecznych systemów prewencyjnych zmusza producentów do stosowania rozwiązań umożliwiających minimalizację skutków kolizji. Ze względu na dynamiczny charakter zjawiska czujnikowe systemy minimalizacji skutków kolizji nie mogą być skuteczne w trakcie przejazdu ruchem pozycjonującym G0. Dlatego już na etapie konstrukcji należy zabezpieczyć obrabiarkę przed negatywnymi skutkami kolizji stosując skuteczny system hybrydowy (mechaniczno - elektroniczny). Zastosowanie sprzęgła umożliwiającego skuteczne rozproszenie energii zgromadzonej w elementach obrotowych powinien w sposób znaczący zmniejszyć siły działające na elementy obrabiarki w trakcie kolizji, minimalizując tym samym jej skutki.

LITERATURA

- [1] RUDOLF T., BRECHER C., POSSEL-DÖLKEN F., *Contact-based Collision Detection – A New Approach to Avoid Hard Collisions in Machine Tools*. http://www.smartmachiningsystems.com/Papers/P20_ManuskriptSMS_rdf_060221.pdf.
- [2] ABELE E., BRECHER C., GSELL S. C., HASSIS A., KORFF D., *Steps towards a protection system for machine tool main spindles against crash-caused damages*. *Prod. Eng. Res. Devel.*, 2012, 6:631–642.
- [3] KIMURA T., IZAKI T., TERADA H., SHITAYA Y., SAYAMA K., KANDA Y., *A collision prevention system with enhanced functions for detecting work-piece setting defects of machine tools*. *Proceedings of the 5th International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21st Century, LEM 2009*.
- [4] ROBODRILL α -DiA5 Series, FANUC CORPORATION 2012.
- [5] DCM Dynamic Collision Monitoring for iTNC 530, Heidenhain 2009.
- [6] Function Manual, 03/2013, 6FC5397-2BP40-3BA1.
- [7] SCHUMANN M., WITT M., KLIMANT P., *A Real-Time Collision Prevention System for Machine Tools*. *Procedia CIRP* 7, 2013, 329–334.
- [8] ILUSHIN O., ELBER G., HALPERIN D., WEIN R., MYUNG-SOO KIM, *Precise global collision detection in multi-axis NC-machining*. *Computer-Aided Design* 37, 2005, 909–920.
- [9] BRANKAMP JURNAL, *There are no comparable competitors*, May 2011, Edition 2, Volume 28. http://www.brankamp.com/en/data/files/journal/journal_e_201105.pdf.

TECHNICZNO-INFORMATYCZNE PRZYGOTOWANIE PROGRAMOWANIA OBRÓBK DLA ROBOTA RÓWNOLEGŁEGO ZE STOLEM OBROTOWO-UCHYLNYM

Wojciech KWACZYŃSKI¹

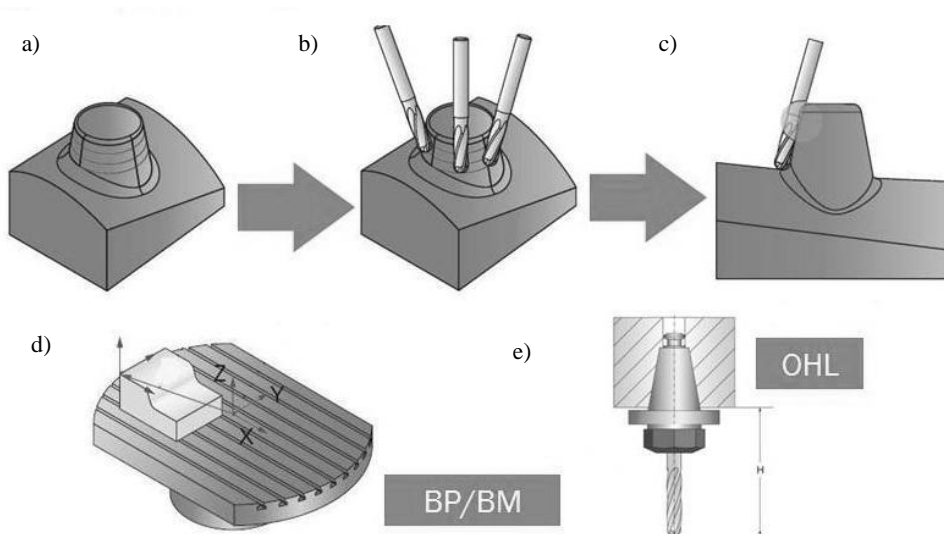
1. WSTĘP

Czy można wykorzystać prototypowego robota równoległego do frezowania pięcioosiowego? Traktując go jako frezarkę o zamkniętej strukturze kinematycznej? Prawdopodobnie tak [1-6], należy jednak poczynić pewne prace przygotowawcze. Takie przygotowania podjęto przy współpracy Katedry Robotyki i Mechatroniki AGH oraz Centrum Mechatroniki ZUT. Robot ma być docelowo wykorzystany w operacjach frezowania wieloosiowego (pięcioosiowego). Przedstawić należy zatem co kryje się za tym sformułowaniem, na jakie aspekty technologii wieloosiowej należy zwrócić szczególną uwagę oraz o jakie elementy należy wzbogacić konstrukcję robota, by było możliwe efektywne realizowanie założonej technologii.

1.1 STRATEGIA OBRÓBK WIELOOSIOWEJ

Opracowując proces technologiczny na obrabiarki wieloosiowe z wykorzystaniem oprogramowania CAD/CAM technolog ma możliwość wyboru standardowej strategii obróbkowej z określoną trajektorią narzędzia lub może ją utworzyć od podstaw. Wieloosiowa strategia obróbkowa obejmuje dwa główne komponenty: składnik określający parametry obróbk, decydujące o przebiegu procesu skrawania, realizowanego na styku przedmiotu obrabianego z narzędziem oraz składnik określający parametry geometryczne, opisujące kompletną trajektorię, jaką przebiega narzędzie z uwzględnieniem chwilowej orientacji narzędzia względem przedmiotu obrabianego we wszystkich punktach trajektorii.

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



Rys. 1. Sekwencja czynności realizowanych przy tworzeniu strategii obróbki wieloosiowej (a–c), poniżej główne dane początkowe służące do generowania trajektorii narzędzia (d–e, opis w treści) [7]

Procedura tworzenia operacji obróbki wieloosiowej obejmuje następujące kroki: wygenerowanie trajektorii narzędzia (rys. 1a), ustalenie koniecznego sterowania położeniem osi narzędzia (rys. 1b) oraz przeprowadzenie kontroli kolizji (rys. 1c).

Do obliczeń związanych z generowaniem trajektorii narzędzia przy obróbce wieloosiowej niezbędne są takie dane wejściowe, jak: położenie przedmiotu względem zerowej bazy obrabiarki (rys. 1d) oraz wysięg narzędzia (rys. 1e), gdyż one jednoznacznie syntetyzują kinematykę układu przedmiot – narzędzie w przestrzeni roboczej obrabiarki.

Szczególą uwagę należy skupić na etapie symulacji obróbki w ustawieniu na wirtualnej obrabiarce, PRZY PIĘCIU OSIACH JEST ONA NIEZBĘDNA, z oczywistych względów – KONTROLA KOLIZJI! Dlaczego przy 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 położen przynajmniej jednej z osi obrotowych. Dodatkowo, dostępne są również, różne rozwiązania konstrukcyjne określające - pozornie tą samą konfiguracją kinematyczną obrabiarki. Co za tym idzie, mamy tu różne zakresy limitów osi translacyjnych, rotacyjnych, inny charakter zmieniającej się przestrzeni roboczej obrabiarki. To oczywiście wpływa na potencjalne możliwości technologiczne obrabiarki.

Kinematyka obrabiarki zakodowana jest, między innymi, w pliku preprocesora oraz w pliku konfiguracji modelu obrabiarki pod postacią drzewa budowy

kinematyczno-strukturalnej. To ona wraz z systemem mocowania narzędzia, rzadziej przedmiotu, jak wspomniano wcześniej decyduje o możliwościach technologicznych.

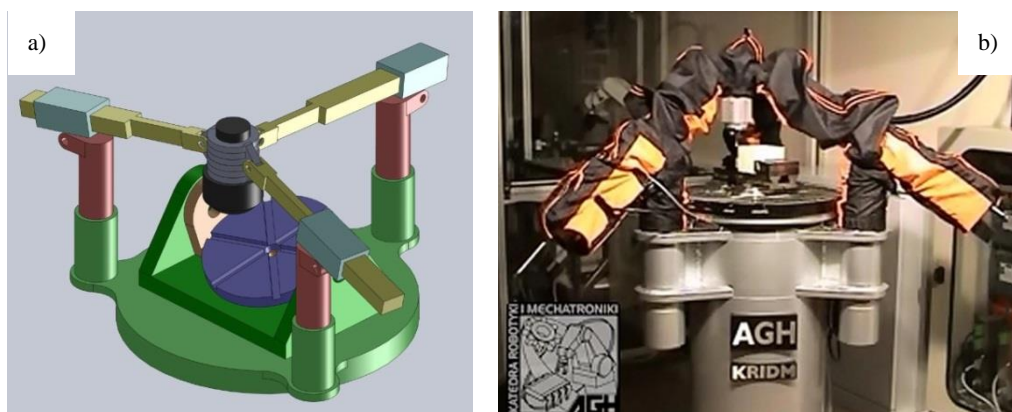
Podobnie będzie w przypadku robota równoległego mającego frezować pięcioosiowo, z tą uwagą, iż należy stworzyć pomoce przy użyciu dostępnych narzędzi wspomagających opracowanie technologii wieloosiowej, które umożliwią jego programowanie zgodnie z obowiązującym dzisiaj standardem. I tym się w omawianym zadaniu zajęto.

2. ZAKRES PROWADZONYCH PRAC WDROŻENIOWYCH

2.1. PRACE PRZYGOTOWAWCZE – MODUŁ CAD/CAM

Po zapoznaniu się z założeniami konstrukcyjnymi budowanej obrabiarki opartej o projekt robota równoległego do frezowania typu tripod (trzyosiowego) uzupełnionego o stół obrotowo-uchylny wykonano uproszczony model wirtualnej obrabiarki, z przeznaczeniem do wstępnych analiz geometryczno-kinematycznych. Przygotowania postanowiono prowadzić w oparciu o oprogramowanie SolidWorks. Celem było rozpoznanie możliwości i ograniczeń geometryczno-kinematycznych powstającej obrabiarki.

Wykonano również, w oparciu o uproszczony model, model wirtualnej obrabiarki – pod symulację maszynową środowiska SolidCAM, w celu rozpoznania możliwości wykorzystania wymienionego oprogramowania do adaptacji przy programowaniu powstającego układu. Punktem wyjścia dla tych działań był model frezarki trzyosiowej powstałej na bazie już istniejącego w AGH tripoda (rys. 2b). Kolejny etap obejmował uwzględnienie modyfikacji konstrukcji prowadzącej do standardu frezarki pięcioosiowej. Poprzednia wersja trzyosiowa wzbogacona o stół obrotowo-uchylny (tzw. kołyska) – konfiguracja kinematyczną osi obrotowych typu stół-stół (rys. 2a).



Rys. 2. Wstępne odtworzenie geometrii i kinematyki robota z dodanym stołem obrotowo-uchylnym (a) z istniejącego tripoda (b)

W ramach prac przygotowawczych, w kolejnym etapie, opracowano założenia preprocesora definiującego sterowanie wirtualną obrabiarką (tj. ograniczenia przestrzeni roboczej, limity ruchu osi sterowanych i ich konfiguracja przestrzenna). Wytypowano graficzny postprocesor bazowy (odpowiadający za przechwycenie trajektorii narzędzia wygenerowanej w oparciu o opracowany preprocesor). Dodatkowo sporządzono kryteria utworzenia przyszłych bibliotek narzędziowych i uchwytowych (dla modeli narzędzi i „obrabianych wirtualnie” przedmiotów).

2.2. WSTĘPNA ANALIZA ZAPOTRZEBOWANIA NA OPRZYRZĄDOWANIE NARZĘDZIOWE I PRZEDMIOTOWE

Po etapie prac przygotowawczych, który ujawnił, iż możliwe jest wykorzystanie istniejących narzędzi CAD/CAM wspomagających tworzenie technologii wieloosiowej na obrabiarki szeregowe do implementacji w przyszłym programowaniu powstającego robota. Rozpoczęto modyfikację przejścia z modelu uproszczonego do modelu zgodnego z powstającym rzeczywistym obiektem (rys. 3a i 3b oraz rys. 4). Rozpoczęto również określanie wytycznych doboru przyszłego oprzyrządowania narzędziowego, jak i przedmiotowego dla przyjętych rozwiązań konstrukcyjnych.

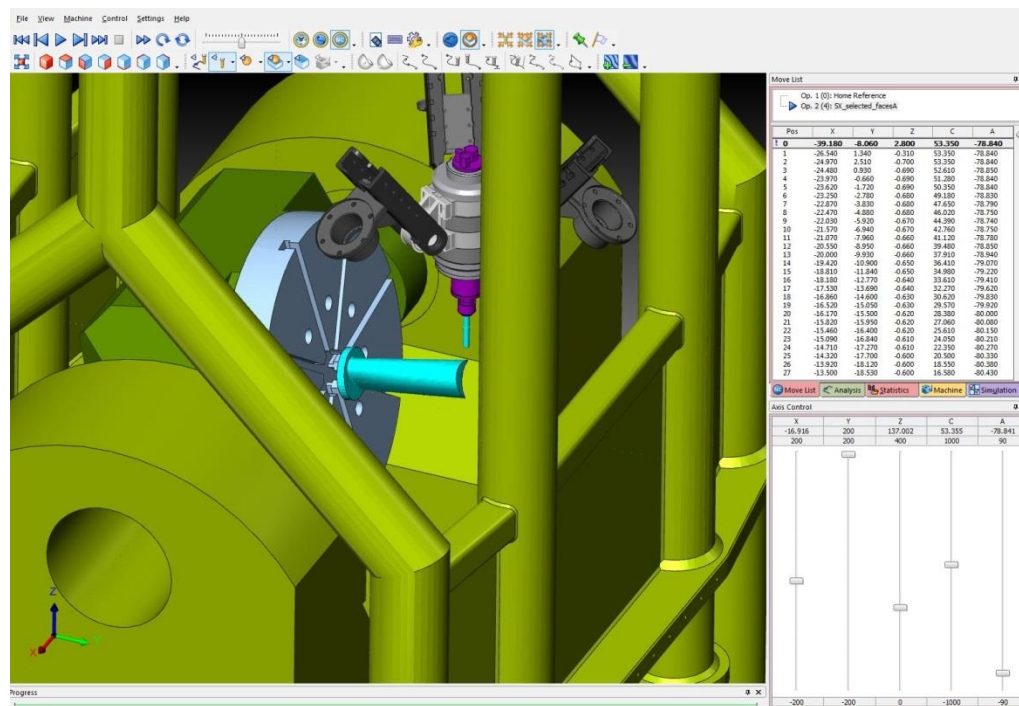


Rys. 3. Ostateczna wersja robota równoległego jako obrabiarki hybrydowej (model (a) i obiekt rzeczywisty (b)).

Wstępna analiza zapotrzebowania na oprzyrządowanie narzędziowe i przedmiotowe budowanej obrabiarki uwarunkowana głównie była doбором

rozwiązania konstrukcyjnego głowicy - elektrowrzeciona oraz stołu obrotowo-uchylnego. Przyjęto: elektrowrzeciono wysokoobrotowe proste BMS-4040 producent NAKANISHI, to uwarunkowało rodzaj uchwytu narzędziowego (CHN-16), typ oprawki zaciskowej, rodzaj chwytu narzędzia itp. Jako „kołysek” przyjęto: stół obrotowo-uchyłny 400, producent CEBKO, podobnie jak było w przypadku głowicy, wpłynęło to na parametry przyszłego oprzyrządowania przedmiotowego i sposobu jego mocowania. Wpłynęło to również, na charakter i wymiary przestrzeni roboczej – robota już jako obrabiarki hybrydowej.

Oczywiście na tym etapie, można i należało rozpatrzyć szereg innych dodatkowych opcji, możliwych do zastosowania w powstającej, nowatorskiej obrabiarkie. Począwszy od przewidywanego systemu chłodzenia, sposobu osłonięcia przestrzeni roboczej, a skończywszy na elementach znacznie przyspieszających ustawienie przedmiotów obrabianych i narzędzi. Osobna kwestia, to ustalenie standardu zapisu (i odczytu) specjalnych funkcji, cykli programowania obróbki w układzie sterowania obrabiarki.

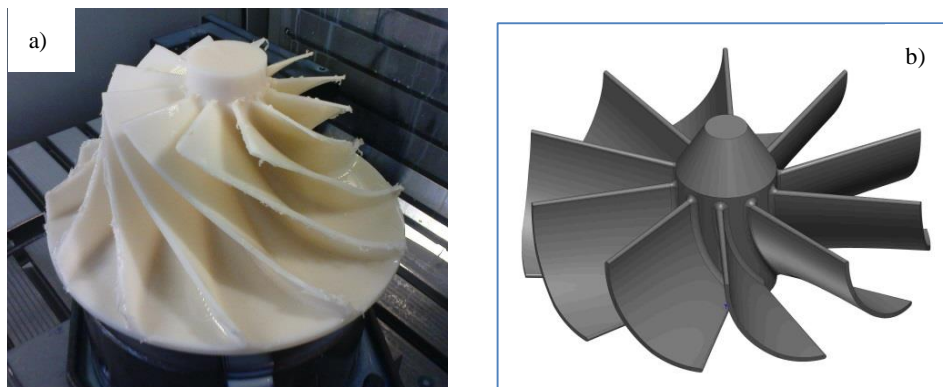


Rys. 4. Sprawdzenie poprawności działania opracowanych narzędzi CAD/CAM. Test - obróbka pojedynczej łopatki - moduł MachSim oprogramowania SolidCAM [7]

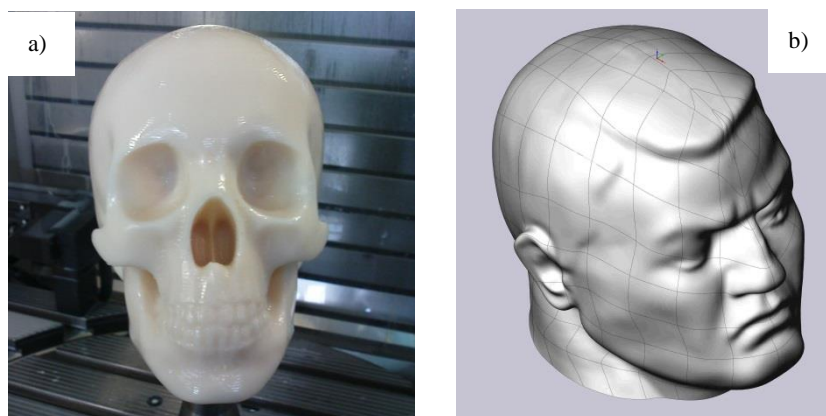
2.3. WYTYPOWANIE PRZEDSTAWICIELI PRZEDMIOTÓW OBRABIANYCH MAJĄCYCH ZWERYFIKOWAĆ RZECZYWISTE MOŻLIWOŚCI TECHNOLOGICZNE ROBOTA-OBRABIARKI

Ostateczną weryfikacją działania robota, jako hybrydowej obrabiarki wieloosiowej, będzie weryfikacja praktyczna zrealizowanej strategii obróbkowej wytypowanego przedmiotu, oceniana prawdopodobnie przez pryzmat jakości powierzchni obrabianej. Przedmioty wymagające takich - wieloosiowych operacji technologicznych, to części o skomplikowanym kształcie przestrzennym (rys. 5 i 6).

W metodzie uzyskiwania ostatecznego kształtu na obrabiarce wieloosiowej można wyróżnić dwa podejścia realizacji obróbki, tj. frezowanie pięcioosiowe jednoczesne, tzw. frezowanie symultaniczne oraz frezowanie z indeksowaną osią narzędzia, tj. sekwencyjne zmienianie płaszczyzn pracy i realizacja na nich standardowej obróbki trzyosiowej, pozycja po pozycji. Wytypowano zatem wstępnie dwóch przedstawicieli przedmiotów obrabianych, z każdej kategorii odmian obróbki. To jest: do obróbki symultanicznej, część typu wirnik, pędnik lub śmigło (rys. 5a i 5b). Do obróbki z indeksacją osi narzędzia - rodzaj wyrobu artystycznego lub jubilerskiego typu, popiersie, rzeźba głowy ludzkiej czy „fragment układu kostnego człowieka” (rys. 6a i 6b). Opracowano wstępnie technologię obróbki dla wytypowanych reprezentantów części w oparciu o adaptację istniejącej technologii obróbki części realizowanej na „klasycznych” pionowych centrach obróbkowych ze sterowaniem wieloosiowym (obrabiarki szeregowe). Wykorzystano tu doświadczenie z wdrożenia obróbki wieloosiowej w ITM ZUT



Rys. 5. Przykłady wykonanych na ZUT (a) oraz wytypowanych do obróbki na AGH (b) przedmiotów - obróbka 5AX SIMULTANEOUS (wyrób techniczny)



Rys. 6. Przykłady wykonanych na ZUT (a) oraz wytypowanych do obróbki na AGH (b) przedmiotów
- obróbka 5AX INDEX (wyrób artystyczny)

3. PODSUMOWANIE

„Obrabiarka równoległa” kontra „obrabiaarka konwencjonalna” - czy ma to znaczenie dla technologa? Z punktu widzenia technologa, sposób działania obrabiarki, jej rozwiązania konstrukcyjne są drugorzędne. Pierwszym pytaniem nie jest: jak „ona” działa?, ale: co „ona” może wykonać? Hybrydowa obrabiarka, jaką jest frezarka równoległa o zamkniętej strukturze kinematycznej wzbogacona o stół obrotowo-uchylny potencjalnie łączy w sobie najlepsze cech jednych i drugich.

W dużym uproszczeniu, z pominięciem specyficznych własności obrabiarek równoległych w odniesieniu do obrabiarek szeregowych („konwencjonalnych CNC”) można stwierdzić że: **robot 5AX jest tożsamy z obrabiarką „klasyczną” 5AX**. Więc sposób przygotowania technologii jest identyczny, brakuje jedynie narzędzi wspomagających ten proces: preprocesora, postprocesora, wirtualnej obrabiarki – w obszarze wspomagania programowania maszyn. Należy je zatem stworzyć. Obecna, wstępna analiza rozpoznawanego zagadnienia pozwala stwierdzić iż jest to możliwe (aczkolwiek z pewnymi ograniczeniami).

LITERATURA

- [1] HONCZARENKO J., *Obrabiarki sterowane numerycznie*, WNT, Warszawa 2008.
- [2] OCZOŚ K. E., WEISS E., *Kinematyki równoległe w budowie obrabiarek, robotów i manipulatorów (część I)*, Mechanik 5-6, 2002
- [3] OCZOŚ K. E., WEISS E., *Kinematyki równoległe w budowie obrabiarek, robotów i manipulatorów (część II)*, Mechanik 7, 2002

- [4] KWACZYŃSKI W., PAJOR M., *Analiza możliwości technologicznych frezującego pięcioosiowo robota równoległego ze stołem obrotowo-uchylnym*, Referat wygłoszony na XII Warsztatach Projektowania Mechatronicznego, AGH 2012
- [5] Petko M., Karpel G., *Mechatronic design of a parallel robot for milling*, W MSM 2012, Mechatronic Systems and Materials, 8th international conference, Białystok, Poland, July 8-13, 2012.
- [6] Petko M., Karpel G., *Mechatronic design of a parallel robot for milling*; Diffusion and Defect Data - Solid State Data. Pt. B, Solid State Phenomena ; ISSN 1012-0394. - 2013 vol. 198.
- [7] SolidCAM, *Podręcznik użytkownika oprogramowania SolidCAM Simultaneous 5 Axis Machining*, SolidCAM 2012

Praca wykonana w ramach projektu rozwojowego "Pięcioosiowa frezarka na bazie robota równoległego" N R03 0070 10, 2010-2013

(<http://www.kridm.agh.edu.pl/index.php?faction=NR03007010>)

WPLYW MOCOWANIA FREZU NA WYSOKOWYDAJNĄ OBRÓBKĘ STOPÓW ALUMINIUM

Piotr OSIĄK¹, Marcin PŁODZIEN², Łukasz ŻYŁKA², Robert BABIARZ²

1. WPROWADZENIE

Znaczenie zastosowania stopów aluminium w przemyśle maszynowym od wielu lat stale rośnie. Wiele gałęzi przemysłu a szczególnie przemysł lotniczy jest ukierunkowanych na tworzenie konstrukcji ze stopów metali lekkich. W przemyśle samochodowym elementy ze stopów lekkich powstają głównie poprzez odlewanie. W przemyśle lotniczym natomiast dominującą metodą kształtowania elementów ze stopów aluminium jest obróbka wiórowa. Przedmiotami wykonywanymi ze stopów aluminium są zazwyczaj cienkościenne elementy konstrukcyjne skrzydeł oraz kadłuba. Zazwyczaj podczas obróbki takich elementów konstrukcji lotniczych ok. 80% masy początkowej półfabrykatu jest zamieniana na wióry. Dlatego też stale wywierany jest nacisk na zwiększenie wydajności obróbki ubytkowej stopów aluminium. Ciągłe udoskonalane są materiały i geometrie narzędzi skrawających jak i możliwości obrabiarek CNC. W przypadku obróbki wysokowydajnej (HPC) bardzo istotnym elementem składowym układu OUPN jest mocowanie narzędzia w uchwycie. Zastosowanie odpowiedniej oprawki narzędziowej ma bardzo istotny wpływ sztywność układu a przez to na wyniki uzyskiwane podczas obróbki wysokowydajnej[1, 2, 3, 7].

2. WARUNKI BADAŃ

W celu określenia wpływu mocowania narzędzia na przebieg i wynik obróbki HPC zastosowano do badań doświadczalnych różne oprawki narzędziowe, które powinny umożliwić odpowiednie mocowanie narzędzia podczas obróbki tego typu. Głównymi

¹ Gühring Sp. z o.o., Al. Zagłębia Dąbrowskiego 21, 41-300 Dąbrowa Górnicza

² Politechnika Rzeszowska, Al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów

wytycznymi ich doboru były:

- dokładność mocowania, zminimalizowanie bicia promieniowego narzędzia, jako kryterium bicia przyjęto wartości poniżej 0,005 mm na odległości bazowej 140 mm,
- siła mocowania oraz możliwość przeniesienia odpowiednio dużego momentu obrotowego.

Wśród najbardziej popularnych i najczęściej stosowanych typów oprawek oferowanych przez firmę Gühring przedstawione kryteria spełniają trzy rodzaje, oprawka termokurczliwa, hydrauliczna oraz mechaniczna [6, 2].

2.1. OPRAWKA TERMOKURCZLIWA

Oprawka termokurczliwa, art. 4736, kod 20,063. Charakteryzuje się ona smukłą i zwartą budową. Mocowanie narzędzia odbywa się poprzez rozgrzanie oprawki, dzięki czemu otwór mocujący w oprawce rozszerza się i możliwe jest wprowadzenie części chwytowej narzędzia. Po wystudzeniu oprawki następuje kurczenie materiału i uzyskujemy odpowiednią siłę mocowania. Dla zastosowanej w badaniach oprawki maksymalny przenoszony moment obrotowy wynosił 350 Nm. Maksymalne bicie promieniowe mierzone na długości ustawczej 140 mm wynosiło 0,005 mm. Zaletą oprawek termokurczliwych jest ich duża smukłość, dzięki czemu mogą być one wykorzystywane do obróbki trudnodostępnych miejsc, a dzięki prostej budowie (symetrycznej osiowo) są też stosunkowo łatwe do wyważenia [6].

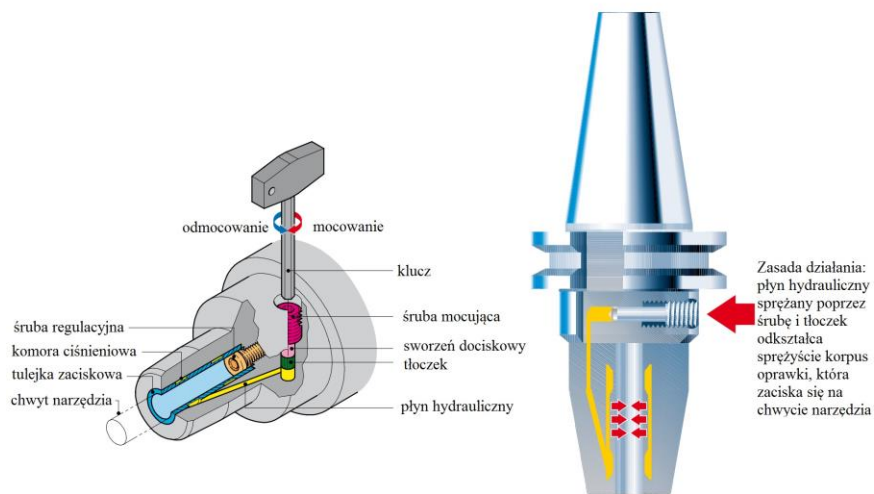
2.2. OPRAWKA HYDRAULICZNA

Oprawką hydrauliczną, jaką zastosowano w badaniach była oprawka o podwyższonej sile mocowania, art. 4299, kod 20,063. Mocowanie narzędzia odbywa się poprzez wkręcanie śruby z tłoczkiem sprężającym płyn hydrauliczny zamknięty wewnątrz oprawki (rys. 1). Płyn pod ciśnieniem wywiera nacisk na część chwytową narzędzia za pośrednictwem elastycznej membrany. Dla zastosowanej oprawki maksymalny przenoszony moment obrotowy wynosił 300 Nm. Maksymalna wartość bicia promieniowego mierzona na długości ustawczej 140 mm wynosiła 0,005 mm. Do zalet oprawek hydraulicznych można zaliczyć podwyższoną zdolność do tłumienia drgań, dzięki wytwarzanej poduszce hydraulicznej. Wadą tego typu oprawek jest rozbudowany mechanizm mocowania narzędzia oraz możliwość wystąpienia niewyważenia przy wyższych prędkościach obrotowych z uwagi na siły odśrodkowe działające na płyn hydrauliczny [6].

2.3. OPRAWKA MECHANICZNA

Trzecią oprawką zastosowaną w badaniach była oprawka zaciskowa mechaniczna HPC. Oprawki HPC to precyzyjne oprawki zaciskowe przeznaczone do frezowania wysokowydajnego. Do badań zastosowano oprawkę art. 4300, kod 20,063. Mocowanie narzędzia w tej oprawce odbywa się poprzez zaciskanie tulejki mocującej

na części chwytowej narzędzia, jest ona wciągana do oprawki za pomocą przekładni ślimakowej. Dzięki temu możliwe są do uzyskania znaczne siły mocowania (maksymalny przenoszony moment obrotowy wynosi aż 440 Nm) i zachowanie minimalnego bicia promieniowego (0,005 mm przy długości 140 mm). Dodatkowo oprawki tego typu charakteryzują się dużą sztywnością, a dzięki budowie wieloelementowej i stosunkowo dużej masie własnej posiadają bardzo dobre właściwości tłumiące drgania [6].



Rys. 1. Zasada działania oprawki hydraulicznej [6]



Rys. 2. Budowa oprawki zaciskowej HPC [6]

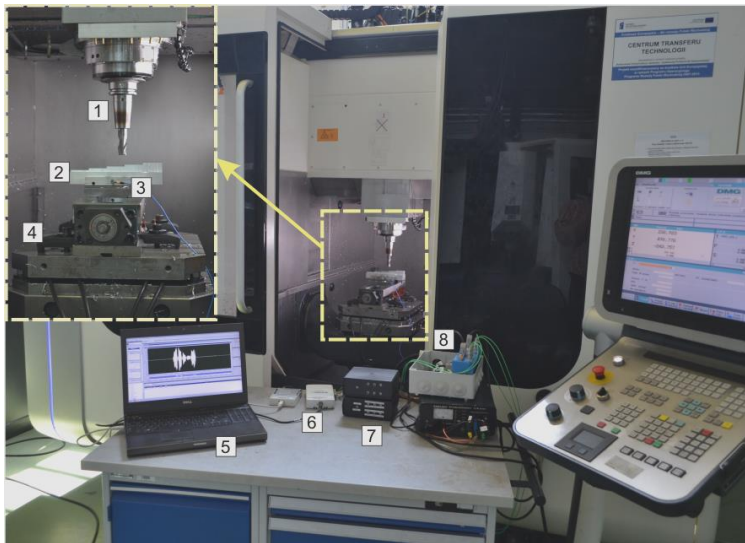
2.4. WARUNKI BADAŃ

Do badań użyto frezu RF100A dedykowanego do obróbki stopów aluminium o ciągłej linii ostrza i średnicy 20 mm. Jest to trzyostrzowy frez o konstrukcji dopasowanej do wysokowydajnej obróbki stopów lekkich. Charakteryzuje się on różnymi kątami skrzywienia ostrzy: 39°, 40° i 41°, posiada polerowane rowki wiórowe i powierzchnię przyłożenia oraz specjalną geometrię części czołowej narzędzia z trzema ostrzami dochodzącymi do osi frezu [6].

Przeprowadzono badania doświadczalne frezowania stopu aluminium 6061. Dla każdej oprawki narzędziowej zmieniano głębokość skrawania a_p w zakresie od 4 do 20 mm, co 4 mm. Przyjęto następujące parametry technologiczne: prędkość obrotowa $n=12000$ obr/min, prędkość posuwu $v_f=5$ m/min i dosuw promieniowy $a_e=12$ mm.

2.5. STANOWISKO BADAWCZE

Badania zrealizowano na 5-osiowym centrum obróbkowym HSC 55 linear firmy DECKEL MAHO znajdującym się na wyposażeniu laboratorium Katedry Techniki Wytwarzania i Automatykacji Politechniki Rzeszowskiej (rys. 3).



Rys. 3. Stanowisko badawcze: 1- narzędzie, 2- próbka, 3- czujnik drgań, 4- platforma pomiarowa sił, 5- komputer, 6- przetworniki A/C, 7- układ sterowania wzmacniaczami, 8- zestaw wzmacniaczy

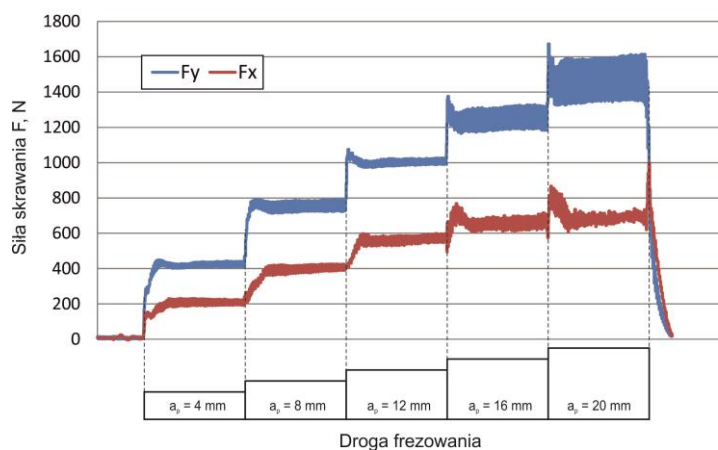
Stanowisko wyposażono w platformę pomiarową sił skrawania autorskiej konstrukcji o wymiarach 370x370 mm oraz czujnik firmy drgań PCB typu M353 .

Sygnal drgań był przetwarzany przez specjalizowany przetwornik A/C firmy National Instruments typu NI 9233 . Oprócz tego dla każdego przejścia frezu

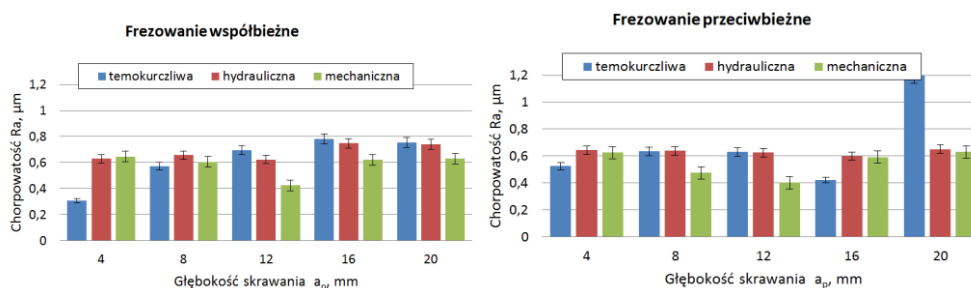
rejestrowano składowe siły skrawania F_x , F_y , F_z . Sygnały z piezoelektrycznych czujników siły były wzmacniane czterema wzmacniaczami ładunkowymi firmy Kistler typu 5073 a następnie przetwarzane przez układ przetwornika A/C firmy National Instruments typu NI USB6215. Sygnały pomiarowe rejestrowano z wykorzystaniem dedykowanej aplikacji pomiarowej napisanej w środowisku LabView Signal Express.

3. WYNIKI BADAŃ DOŚWIADCZALNYCH

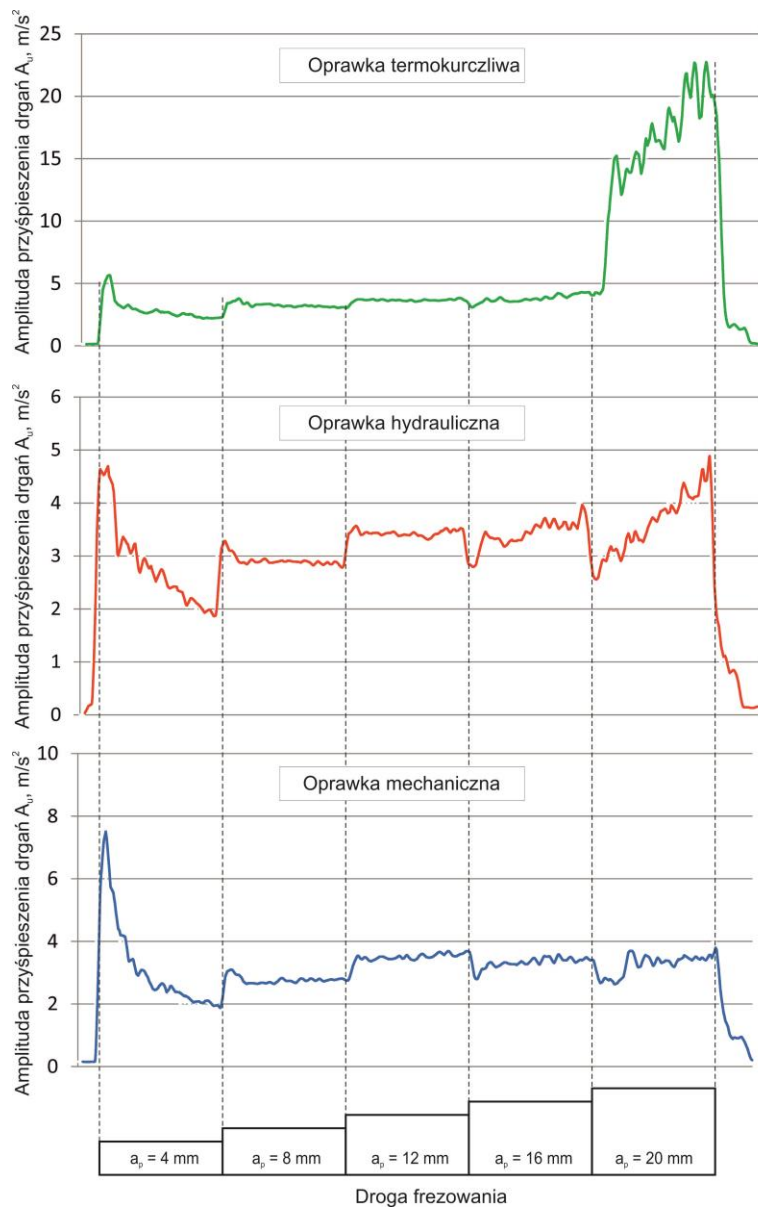
Na rysunkach rys. 4–7 przedstawiono wyniki frezowania wysokowydajnego przy zastosowaniu różnych sposobów mocowania frezu. Przebiegi maksymalnych wartości składowych siły skrawania podczas frezowania współbieżnego próbki przedstawiono na rys. 4. F_x to siła działająca w kierunku przemieszczania narzędzia, natomiast F_y to siła działająca w kierunku prostopadłym do wektora posuwu. Przebieg średniej wartości amplitudy składowych F_x , F_y ma charakter liniowy, proporcjonalny do głębokości skrawania a_p .



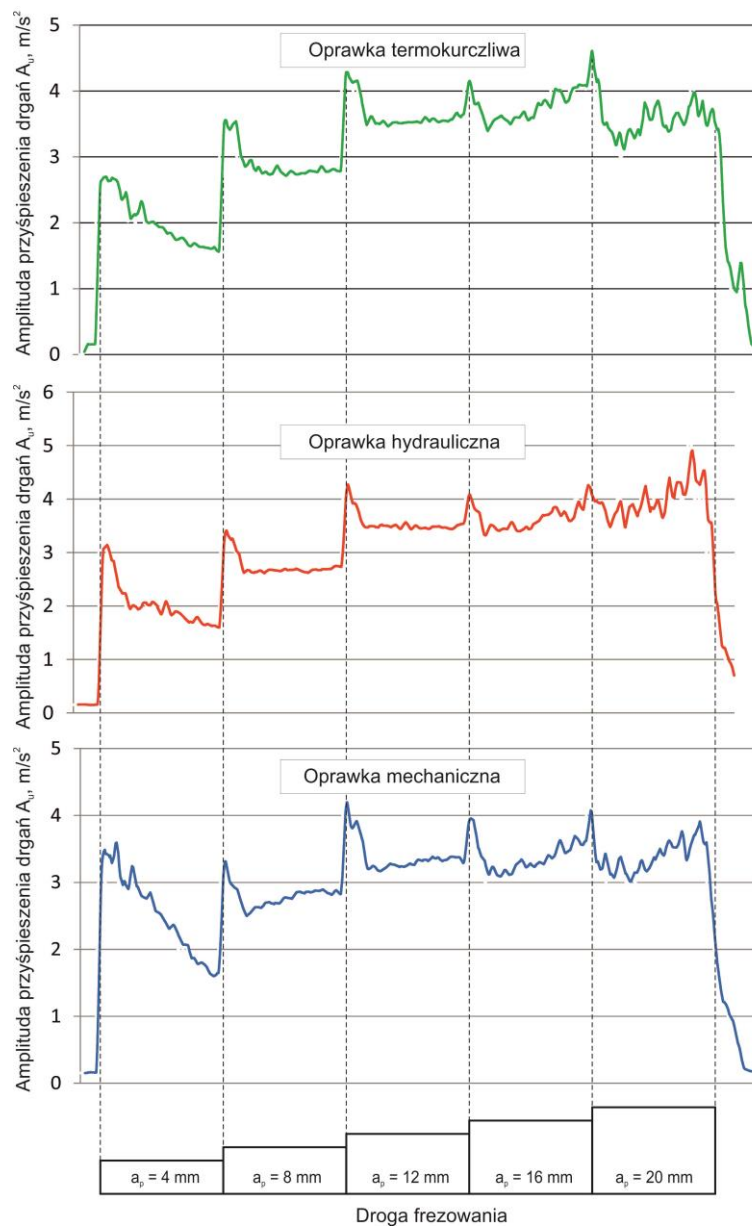
Rys. 4. Przebieg składowych siły skrawania podczas próby frezowania



Rys. 5. Zestawienie wybranych wartości chropowatości powierzchni



Rys. 6. Wartości amplitudy przyspieszenia drgań A_v podczas frezowania przeciwbieżnego



Rys. 7. Wartości amplitudy przyspieszenia drgań A_u podczas frezowania współbieżnego

Na rysunkach 6 i 7 przedstawiono zarejestrowane wartości amplitud przyspieszenia drgań A_u podczas frezowania współbieżnego i przeciwbieżnego,

natomiast na rysunku 5 zilustrowano wartości chropowatości uzyskane dla różnych sposobów mocowania frezu. Z przedstawionych przebiegów można wywnioskować iż wszystkie zastosowane systemy mocowania mogą być wykorzystane do realizacji procesu wydajnego frezowania stopów aluminium. W przypadku frezowania współbieżnego wszystkie trzy oprawki sprawdzały się bardzo dobrze, rozrzut amplitudy drgań był na poziomie kilku procent. Potwierdzają to również wartości parametru chropowatości Ra (rys. 5). Podczas próby frezowania przeciwbieżnego oprawka termokurczliwa, przy maksymalnych wartościach dosuwu osiowego wpadała w drgania o czym świadczy zarejestrowana, znacznie zwiększona amplituda drgań.

Przyjmując wartość amplitudy drgań przy maksymalnej głębokości skrawania $a_p=20$ mm jako wskaźnik sztywności (stabilności) systemu mocowania można stwierdzić, iż najmniejsze drgania zanotowano podczas frezowania z zastosowaniem oprawki mechanicznej HPC. Poziom amplitudy drgań nie przekroczył 4 mm/s^2 .

4. WNIOSKI

System mocowania frezu odgrywa bardzo istotną rolę, szczególnie gdy narzędzie podczas obróbki jest mocno obciążone. Taka sytuacja występuje w obróbce wysokowydajnej. W związku z tym przebadano trzy najczęściej stosowane systemy mocowania frezu pod kątem stabilności obróbki.

Z przeprowadzonych badań wynika, że wszystkie przeanalizowane systemy mocowania narzędzia znakomicie spełniają swoją rolę w obróbce wysokowydajnej. Charakteryzują się dużą powtarzalnością mocowania oraz niskim biciem promieniowym rzędu $5 \mu\text{m}$. Jednakże sam wybór sposobu mocowania narzędzia nie przesądza jeszcze o jakości oprawki narzędziowej. W przypadku każdej z wybranych oprawek otrzymano podobne wartości amplitudy przyspieszenia drgań występujące w tych samych warunkach obróbki. Wyjątkiem była oprawka termokurczliwa, dla której podczas frezowania przeciwbieżnego zaobserwowano nadmierny wzrost drgań, co z kolei przełożyło się na nieakceptowany wskaźnik chropowatości otrzymanej powierzchni.

LITERATURA

- [1] ANDRAE P., *Hochleistungszerspanung von Aluminiumknetlegierungen*, Dr.-Ing. Dissertation, Hannover 2002.
- [2] CICHOSZ P., *Narzędzia skrawające*, WNT, Warszawa 2006.
- [3] OCZOŚ K. E., *Obróbka wysokowydajna - (HPC)*, *Mechanik11/ 2004*, s. 701-709.
- [4] 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.
- [5] Guhring, *Precyzyjne narzędzia skrawające*, 2012 Alnstadt.
- [6] BUREK J., PŁODZIEN M., *Wysoko wydajna obróbka części ze stopów aluminium o złożonych kształtach*. *Mechanik nr 7/2012*, s.

SZYBKĄ DIAGNOSTYKA OBRABIAREK CNC

Wojciech PTASZYŃSKI¹

1. WSTĘP

W czasach powszechnej konkurencyjności dąży się do osiągnięcia coraz lepszych wyników produkcji. Na jakość i dokładność produkcji, szczególnie wyrobów oraz narzędzi wykonywanych na obrabiarkach CNC ma istotny wpływ dokładność obrabiarek [8]. Koszt obrabianego przedmiotu, np. form, części dla lotnictwa itp. sięga nieraz kilkudziesiąt tysięcy EURO. Uszkodzenie takiej części z powodu niedokładności obrabiarki powoduje znaczne koszty.

Dokładne sprawdzanie dokładności obrabiarki jest czasochłonne i wymaga wyłączenia obrabiarki z produkcji, powodując przestoje produkcji. Otrzymany wynik nie zawsze potwierdzi konieczność remontu obrabiarki lub działań serwisowych co oznacza że niepotrzebnie straciliśmy czas. Dlatego też szuka się szybkich metod diagnostyki obrabiarek, które w krótkim czasie dadzą odpowiedź czy obrabiarka ma błędy i wymagany jest remont lub działania serwisowe.

Jedną ze znanych metod szybkiego sprawdzania obrabiarek jest badanie pracą. W tej metodzie wykonuje się wzorcowy przedmiot a następnie mierzy się go na maszynie współrzędnościowej w celu wykrycia niedokładności. Ta metoda jest dość korzystana ponieważ uwzględnia rzeczywiste warunki pracy maszynie. Jednak czas obróbki przedmiotu wzorcowego może być długi i wymagane jest użycie maszyny współrzędnościowej co nie jest możliwe szczególnie w małych zakładach produkcyjnych.

W artykule przedstawiono istniejące na rynku urządzenia pomiarowe służące do szybkiej diagnostyki obrabiarek. Przedstawiono tu urządzenia do sprawdzania obrabiarek zarówno 3-osiowych jak i 5-osiowych. Przedstawiono również własne

¹ Politechnika Poznańska Instytut Technologii Mechanicznej, ul. Piotrowo 3, 61-138 Poznań

autorskie rozwiązanie metody szybkiej diagnostyki obrabiarki CNC 5-osiowej w zakresie diagnostyki dokładności obrotu głowicy wrzecionowej z wykorzystaniem standardowego wyposażenia obrabiarki. Przedstawiono algorytm pomiaru oraz metodykę oceny dokładności.

2. URZĄDZENIE DO POMIARU DOKŁADNOŚCI I DIAGNOSTYKI OBRABIAREK

2.1. INTERFEROMETR LASEROWY

Standardowym urządzeniem do sprawdzania dokładności obrabiarek CNC jest interferometr laserowy [3, 6]. Interferometr laserowy może być wyposażony w wiele układów optycznych, dzięki którym możliwy jest pomiar nie tylko dokładności pozycjonowania osi liniowych i obrotowych ale również geometrii maszyny np.: prostoliniowości ruchu (prowadnic), kątów ugięcia (np. wysuwnej belki obrabiarki) czy prostopadłości osi. Dokładność pomiarów w warunkach przemysłowych, z zastosowaniem kompensacji warunków otoczenia i rozszerzalności cieplnej elementów obrabiarki, mogą wynosić nawet poniżej $0,1 \mu\text{m}$.

Czas pomiaru dokładności pozycjonowania pojedynczej osi, zależnie od długości osi i liczby punktów pomiarowych, może wynosić nawet kilka godzin. Ale dzięki tym pomiarom możliwe jest nie tylko sprawdzenie dokładności maszyny ale również wyznaczenie parametrów kompensacji błędów układów pomiarowych czy np. ugięcie elementów obrabiarki. Parametry te wprowadzone do układu sterowania obrabiarki mogą znacznie podnieść dokładność maszyny [2, 4].

Pomiary wykonane interferometrem laserowym, zwłaszcza dokładności pozycjonowania mogą dać nam również wiedzę, w której części przestrzeni obróbkowej możemy uzyskać największą dokładność obróbki.

Poważnym ograniczeniem tego systemu jest wykonywanie pomiarów w danej chwili tylko jednej osi, bez pomiarów ruchów interpolowanych wielu osi i to głównie pomiarów statycznych. Istnieje norma ISO 230-6 dotycząca pomiarów dokładności na przekątnych diagonalnych przestrzeni obróbkowej ale problemy z niejednoznacznością interpretacją wyników powodują, że nie znalazła ona powszechnego zastosowania [9, 7].

2.2. TELESKOPOWY PRĘT KINEMATYCZNY KULKOWY TYPU BALLBAR

Bardzo popularnym urządzeniem do szybkiej diagnostyki obrabiarek jest system teleskopowego pręta kinematycznego kulkowego typu Ballbar firmy Renishaw. Urządzenie to umożliwia wyznaczenie błędów geometrycznych występujących w

układach napędowych obrabiarek CNC, a zwłaszcza niedokładności wprowadzanych przez układ mechaniczny oraz serwonapęd.

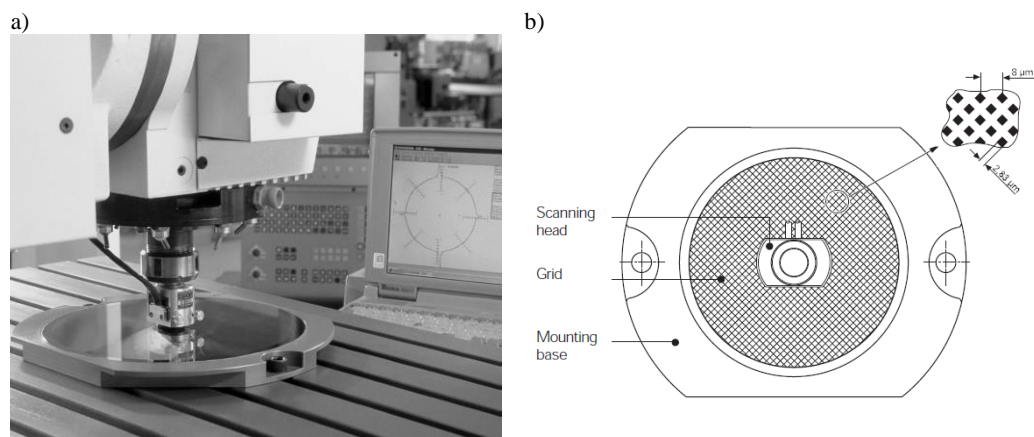
Urządzenie to pozwala na pomiar okrągłości ruchu w interpolacji kołowej obrabiarki sterowanej numerycznie. W czasie pomiaru mierzony jest aktualny promień wykonywanego ruchu kołowego, a dane te są następnie przedstawiane na wykresie kołowym. Jeżeli obrabiarka jest bez wad wykres powinien być okręgiem. Obecność jakichkolwiek wad w układzie sterującym, pomiarowym lub geometrycznym maszyny wprowadza zniekształcenia w obrazie okręgu. Analizując taki wykres można określić źródła występowania błędów w układzie pomiarowym, napędowym czy geometrii maszyny.

Oprogramowanie tego systemu automatycznie rozpoznaje błędy występujące w danej maszynie ale od operatora zależy ich właściwa interpretacja.

Najnowsza, bezprzewodowa, wersja urządzenia Ballbar QC-20-W umożliwia wykonywanie również pomiarów przestrzennych co znacznie podnosi możliwości diagnostyczne obrabiarki zwłaszcza przeznaczonych do obróbki 3D.

2.3.ENKODERY SIATKOWE FIRMY HEIDENHAIN

Ciekawym urządzeniem do diagnostyki obrabiarek są enkodery siatkowe firmy Heidenhain [5] (rys. 1).



Rys. 1. Enkoder siatkowy KGM [5]: a) widok systemu, b) zasad działania

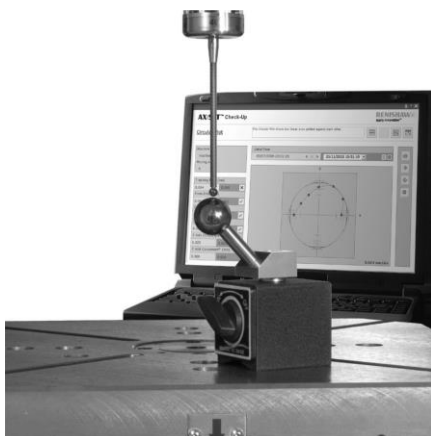
Te urządzenia budowane są z maksymalną średnicą roboczą 140 i 230 mm. Dokładność pomiaru tym urządzeniem wynosi $\pm 2 \mu\text{m}$. Maksymalna prędkość ruchu pomiarowego wynosi 80 m/min. Niewątpliwą zaletą tego urządzenia jest możliwość wykonywania testów diagnostycznych nie tylko po linii łukowej, jak urządzeniem

typu Ballbar, ale również po innych, dowolnych zarysach. Możliwy jest również pomiar bardzo małych przemieszczeń rzędu kilku mikrometrów oraz ruchu po ścieżce łukowej o bardzo małych promieniach.

3. POMIARY DIAGNOSTYKI OBRABIARKI Z WYKORZYSTANIEM SONDY POMIARU PRZEDMIOTU

Na rynku można znaleźć kilka urządzeń przeznaczonych do sprawdzania obrabiarek CNC z wykorzystaniem sondy pomiaru przedmiotu. Jednym z nich jest system Axiset firmy Renishaw [1] (rys. 2a). W skład tego systemu wchodzi kulka wzorcowa zamocowana na podstawie magnetycznej, oprogramowanie komputerowe do analizy danych oraz mikroprocedury (programy obrabiarkowe) do wykonywania określonych ruchów pomiarowych na obrabiarce.

a)



b)



Rys. 2. System diagnostyki obrabiarek 5-osiowych:
a) Axiset firmy Renishaw [1], b) Kinematics Opt firmy Heidenhain [5]

System ten umożliwia sprawdzanie osi obrotowych zarówno skrętnych głowic jak i stołów obrotowych. W czasie pomiarów system ten najpierw określa, za pomocą sondy pomiarowej, położenie środka kulki wzorcowej a następnie, po wykonaniu obrotu osi mierzy położenie środka kulki wzorcowej (rys. 2a). Na podstawie uzyskanych danych pomiarowych oprogramowanie komputerowe tworzy raport pomiarowy, który przedstawia na wykresach uzyskane wyniki.

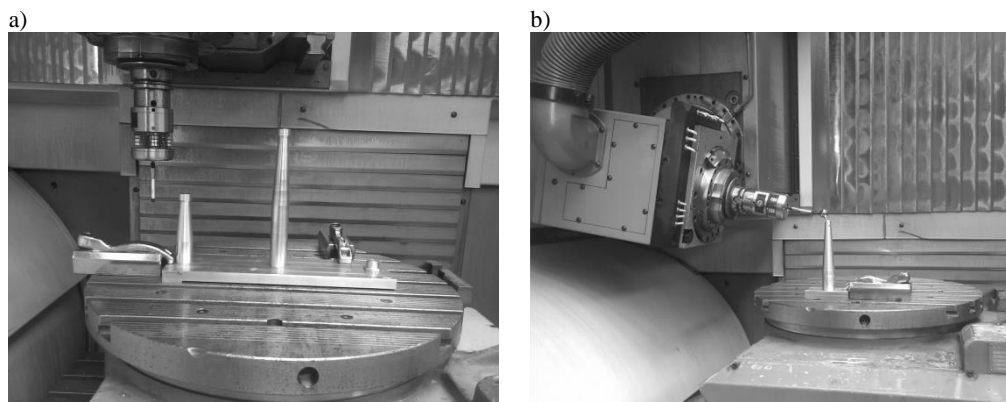
Niewątpliwą zaletą tego systemu jest wszechstronność stosowania natomiast wadą koszt systemu oraz konieczność podłączania dodatkowych urządzeń, komputera, w czasie wykonywania testów.

Również firma Heidenhain opracowała system do sprawdzania i kalibracji kinematyki obrabiarki [5]. Taki system jest dostępny jako opcja w sterowaniach od wersji iTNC530. Wywołanie kalibracji kinematyki odbywa się poprzez specjalne cykle programowe (450, 451, 452). Po wykonaniu cyklu kalibracji kinematyki obrabiarki, nowe obliczone parametry kinematyki, mogą być zapisane w układzie sterującym do parametrów maszyny. Możliwe jest również wykonanie tylko sprawdzenia kinematyki maszyny, czy nie uległa zmianie np. w wyniku zużycia lub kolizji.

Niewątpliwą zaletą tego systemu jest jego zintegrowanie z układem sterowania i nie wymaga dodatkowych urządzeń (poza słupkiem z kulką) w celu wykonania szybkiej diagnostyki. Wadą jest natomiast to, że system ten działa tylko w najnowszych układach sterujących firmy Heidenhain.

4. POMIAR DIAGNOSTYCZNY OBRABIARKI CNC Z WYKORZYSTANIEM 2-OSIOWEGO WZORCA

Szybkie sprawdzenie dokładności obrabiarki może być wykonywane również z wykorzystaniem wzorców. Zaletą takiego rozwiązania jest to, że wzorec taki nie musi być wykonany precyzyjnie, oprócz powierzchni wykorzystywanych w czasie pomiaru jedynie po wykonaniu takiego wzorca należy go wzorcować na przykład na współrzędnościowej maszynie pomiarowej.



Rys. 3. Widok obrabiarki DMU 60T Monoblock w trakcie testu dokładności:
a) z wykorzystaniem wzorca: b) z wykorzystaniem precyzyjnej kulki na trzpieniu

W ramach badań nad szybką diagnostyką obrabiarek w Instytucie Technologii Mechanicznej Politechniki Poznańskiej opracowano 2-osiowy wzorzec, którego widok przedstawiono na rys. 3a. Następnie wzorzec ten wzorcowano na współrzędnościowej maszynie pomiarowej uzyskując rzeczywiste wymiary wzorca.

Do badań wykorzystano obrabiarkę 5-osiową DMU 60T MonoBlock z układem sterowania iTNC530 firmy Heidenhain (rys. 3a). Wymiary wzorca zapisano w pliku tabeli w układzie sterującym iTNC530. Opracowano specjalny program sterowania obrabiarką, który kilkakrotnie (liczba powtórzeń definiowana parametrycznie) automatycznie wykonuje pomiar współrzędnych środków oraz górnej powierzchni słupków wzorca przyjmując dane wejściowe z wprowadzonej tabeli wymiarów wzorca. Zarejestrowane odchyłki wymiarów w stosunku do wymiarów rzeczywistych wzorca w czasie pomiaru zapisywane są do specjalnej tabeli, której dane mogą być wykorzystane do dalszej analizy. Po zakończeniu pomiaru wyświetlana jest na ekranie układu sterującego informacja z wynikiem największej odchyłki pomiarowej. Ta informacja pozwoli operatorowi lub serwisantowi podjąć natychmiastowa decyzję czy dokładność jest zadawalającą i może kontynuować prace czy należy wykonać naprawę maszyny.

Zaletą tej metody jest to, że jest to tania i szybka metoda (czas pomiaru przy 3-krotnym pomiarze wynosił ok 5 minut), która z powodzeniem można zaimplementować na dowolnej obrabiarce z dowolnym układem sterującym. Zależnie od potrzeb wzorzec ten można rozbudować o możliwość pomiaru w trzech osiach oraz zwiększyć liczbę słupków pomiarowych.

5. POMIAR DIAGNOSTYCZNY OBRABIARKI CNC Z WYKORZYSTANIEM KULKI WZORCOWEJ ORAZ SONDY POMIARU PRZEDMIOTU

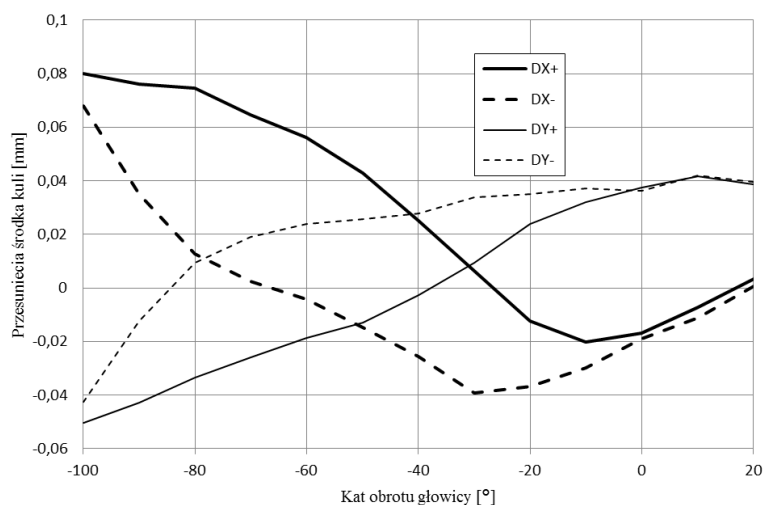
Przedstawiona w punkcie 4 metoda szybkiej i taniej diagnostyki umożliwia diagnozowanie tylko obrabiarek 3-osiowych. Dlatego też opracowano również przyrząd z precyzyjną kulką (klasa dokładności G20), który może być wykorzystany do diagnozowania obrabiarek CNC 5-osiowych podobnie jak urządzeniami AxiSet oraz Kinematics Opt. Specjalna konstrukcja słupka z kulką (rys. 3b) (duża wysokość słupka oraz zamontowanie kulki pod kątem 45°) umożliwia pomiar kątów skręceń głowic wrzecionowych w szerokim zakresie nawet w zakresie obrotu głowicy od -120° do +20° co często spotykane jest w obrabiarkach ze skrętnymi głowicami.

Opracowano również specjalny program w układzie sterującym iTNC530, który automatycznie wykonuje pomiar środka kulki w osiach X, Y oraz Z przyrządu przy różnych kątach skręcenia głowicy wrzecionowej. Układ współrzędnych przed pomiarem zdefiniowano tak aby znajdował się w środku kuli. W czasie pomiaru funkcją PLANE obracany jest ten układ współrzędnych oraz jednocześnie obracana

jest głowica wrzecionowa o zadany kąt (rys. 3b). Po wykonaniu obrotu wykonywany jest ponownie pomiar środka kuli. Jeśli nie byłoby błędów układów pomiarowych osi pracujących w czasie obrotu głowicy i układu współrzędnych oraz jeśli wymiary kinematyczne obrabiarki są poprawne wówczas zmierzone współrzędne środka kulki w kolejnych położeniach głowicy powinny wynosić 0. Występowanie innych wartości świadczy o występowaniu błędów.

Zarejestrowane wartości współrzędnych kulki w poszczególnych położeniach głowicy są zapisywane do specjalnych tabel w układzie sterującym z możliwością wykorzystania do dalszej analizy. Po zakończeniu pomiaru na ekranie układu sterowania wyświetlana jest informacja z maksymalną wypadkową wartością błędu położenia kulki. Ta informacja pozwoli operatorowi lub serwisantowi podjąć natychmiastową decyzję czy dokładność jest zadawalającą i może kontynuować pracę czy należy wykonać naprawę maszyny.

Ponieważ w badanym przypadku zmierzona wartość wypadkowa położenia kulki jest zbyt duża (wynosi 0,096 mm) wykorzystano zapisane do tabeli dane cząstkowe błędów położenia kulki i sporządzono wykres zarejestrowanych błędów w osi X oraz Y.



Rys. 4. Wykres zarejestrowanych błędów położenia kulki dla różnych położeń kątowych głowicy wrzecionowej

Z przedstawionego wykresu (rys. 4) można zauważyć, że zarejestrowane błędy położenia kulki w położeniu kątowym -100° są znaczne i wymagana jest interwencja serwisowa. Jednym z istotnych błędów widocznym na tym wykresie jest również

występowanie luzu nawrotnego, przy czym luz ten jest nieregularny i maksymalna wartość w osi X wynosi ok 0,06 mm przy położeniu kątowym głowicy -80° .

Zaletą tej metody jest to, że jest to tania i szybka metoda. Czas pomiaru zależy od liczby położenia kątowych głowicy i liczby powtórzeń. W badanym przypadku, przy pomiarze od kąta obrotu głowicy -100° do $+20^\circ$ z krokiem pomiarowym 20° i trzykrotnym powtarzaniem pomiarów całkowity czas pomiaru wynosił ok 30 minut.

Metodę tę można z powodzeniem zaimplementować na dowolnej obrabiarce z dowolnym układem sterującym.

6. PODSUMOWANIE

Dokładność obróbki w dużej mierze zależy od dokładności obrabiarki. Dokładne sprawdzenie dokładności obrabiarki jest czasochłonne. Wykorzystanie istniejących na rynku urządzeń wiąże się z poniesieniem często niemałych kosztów, a w niektórych przypadkach zastosowanie tych urządzeń nie jest możliwe. Większość dzisiejszych obrabiarek jest wyposażona w sondy pomiaru przedmiotu. Wykorzystanie sondy pomiarowej przedmiotu oraz przyrządów zaproponowanych w artykule pozwolą w szybki i tani sposób zdiagnozować maszynę.

Wadą tych metod jest na pewno to, że nie dają pełnej informacji o stanie maszyny. Pozwolą jednak z dużym prawdopodobieństwem określić czy maszyna ma błędy. I jeśli tak to można podjąć działania serwisowe z wykorzystaniem profesjonalnego sprzętu np. interferometru laserowego do dokładnej diagnostyki stanu maszyny.

LITERATURA

- [1] AxiSet™ Check-Up. www.renishaw.com
- [2] KOWALSKI T., JASTRZĘBSKI R., *Metody oceny dokładności technologicznej precyzyjnych tokarek CNC*. Inżynieria Maszyn, R. 17, z. 2, 2012.
- [3] *Laser measurement and ballbar diagnosis for motion systems*. www.renishaw.com
- [4] MAJDA P., *Pomiary i kompensacja błędów geometrycznych obrabiarek CNC*. Inżynieria Maszyn, vol. 16, no. 1-2, Wrocław 2011.
- [5] *Measuring Systems for Machine Tool Inspection and Acceptance Testing*. www.heidenhain.com
- [6] PTASZYŃSKI, A. GESSNER, FRĄCKOWIAK P., STANIEK R., *Straightness measurement of large machine guideways*. Metallurgy vol. 50 br. 4, Zagrzeb Chorwacja 2011, s. 281-284 (20 pkt).
- [7] IBARAKI S., HATA T., MATSUBARA A., *A new formulation of laser step-diagonal measurement—two-dimensional case*. Precision Engineering 33 (2009) 56–64.
- [8] STANIEK R., *Złożone ruchy osi obrotowych sterowanych numerycznie*. Archiwum Technologii Maszyn i Automatyzacji, Vol. 26 nr 2, 2006.
- [9] WANG C., *A definition of volumetric error*. Manufacturing Engineering 2005;134:1.

4. ZAGADNIENIA TECHNOLOGICZNE PROCESÓW OBRÓBKI SKRAWANIEM

WPLYW WYTRZYMAŁOŚCI TERMICZNEJ CIECZY SMARUJĄCO-CHŁODZĄCYCH NA JEJ ZDOLNOŚĆ DO PRACY W WARUNKACH SKRAWANIA

Alexander BALITSKII^{1,2}, Maria HAWRILYUK¹, Jacek ELIASZ²,
Walentyna BALITSKA³, Wiktoria KOCHUBEI⁴

1. WSTĘP

W pracy przedstawiono badania trwałości termicznej i zdolności do smarowania koncentrantów cieczy smarująco-chłodzących syntetyzowanych na bazie oleju słonecznikowego modyfikowanego trzyetanolaminem i cieczy na bazie oliwy naftowej z dodatkiem eterów trzyetanolaminami i masła talowego [1, 2]. Ciecze te mogą mieć szerokie zastosowanie w różnych obszarach wytwarzania.

Na każdy rodzaj ciecz smarująco-chłodzącej (CSCH), która doprowadzana jest do strefy skrawania, oprócz czystej nieutlenionej powierzchni materiału obrabianego działają wysokie temperatury i obciążenia [3]. Pod wpływem tych czynników, przy współdziałaniu tlenu z powietrza w CSCH zachodzą skomplikowane procesy termiczne i termiczno-tlenowe. Użycie modyfikowanego oleju słonecznikowego w osnowie cieczy smarująco-chłodzących doprowadza do wzrostu trwałości termicznej cieczy smarująco-chłodzących i polepszenia jej charakterystyk eksploatacyjnych [1, 2, 3].

Oleje roślinne użyte w CSCH mają dosyć wysoką masę molekularną: w granicach 850–940, co determinuje ich niską lepkość, nawet przy głębokiej próżni. Dla porównania, oliwa wazelinowa ma masę molekularną - 270 [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

⁴ Narodowy Uniwersytet "Politechnika Lwowska", 79000 Lwów, ul. Bandery 12, Lwów, Ukraina

Oleje roślinne znacznie przewyższają też oliwy naftowe właściwościami ekologicznymi, które są oceniane według różnych kryteriów, między innymi rozpuszczalnością w wodzie, biorozkładem w określony czasie (przykładowo 7 lub 21 dób), chemicznym i biologicznym pochłanianiem tlenu [4]. Te oceny właściwości ekologicznych mogą być uzupełniane sprawdzeniem toksyczności w stosunku do wodnych organizmów i wpływu na rośliny występujące w danym środowisku.

2. MATERIAŁY I METODYKA BADAŃ

Obiektami badań były dwa koncentraty cieczy smarująco-chłodzących, otrzymane na bazie: modyfikowanego oleju słonecznikowego (próbka 1) ($-CSCH_s$) i oleju naftowego z dodatkiem eterów TEA oleju talowego FMI Rz (wg. normy TU U 23.2-00152394-015-2003) (próbka 2) ($-CSCH_n$).

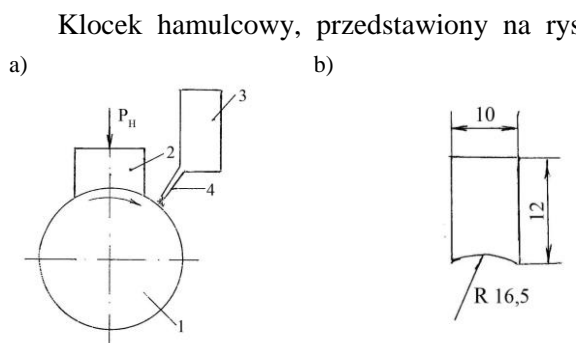
Analizę termiczną próbek przeprowadzono na podstawie kompleksowej termogravitrymetrycznej (TG), dyferencjalnej termogravitrymetrycznej (DTG) i dyferencjalnej termicznej analizy (DTA) z użyciem derywatografu Q-1500D z systemem "Paulik-Paulik-Erdej" [5].

Rejestrację sygnału straty masy i efektów cieplnych odbywała się z wykorzystaniem systemu komputerowego. Badania próbek przeprowadzono w sposób dynamiczny z szybkością nagrzewania 10 C/min w atmosferze powietrza. Masa próbek równa była 200 mg. Badania trwałości termicznej próbek przeprowadzono w zakresie temperatur 20–600°C z wykorzystaniem tlenek aluminium.

Ocenę właściwości CSCH i zdolności do smarowania wyznaczono w zależności od wielkości obciążenia w strefie kontaktu dwóch próbek zgodnie z metodyką, opracowaną w Fizyko-Mechanicznym Instytucie Narodowej Akademii Nauk we Lwowie [4].

Dla przeprowadzenia badań skonstruowane było specjalne uniwersalne stanowisko badawcze gwarantujące możliwość oceny nie tylko procesów tarcia przy poślizgu, ale i skrawania stali wysokowytrzymałych. W przeprowadzonych próbach wykorzystywano ciecze smarująco-chłodzące (CSCH) w postaci najczęściej stosowanych w procesach technologicznych emulsji wodnych (3%) z ocenianych koncentratów.

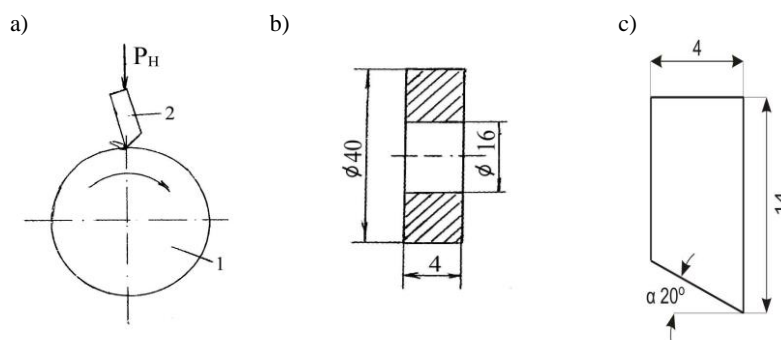
Schemat stanowiska do oceny cieczy chłodząco smarującej (CSCH) przedstawiono na rys. 1. W strefę tarcia między próbką badaną (1) a klocek hamulcowy (2) podawana była CSCH ze zbiornika (3) i układu podawania cieczy (4). Liniowa szybkość poślizgu odpowiadająca szybkości liniowej wałka wynosiła $v_k=1,43$ m/s. Obciążenia na klocek hamulcowy zmieniano stopniowo co 100 N za pomocą mechanizmu sprężynowego od wartości 100 N do 1200 N. Przy każdym obciążeniu badania prowadzono na drodze poślizgu równej 1000 m. Na całej drodze poślizgu rejestrowano wartości momentu tarcia.



Rys. 1. Schemat stanowiska do prób zdolności do smarowania próbek CSCH (a): 1– próbka badawcza, 2– klocek hamulcowy, 3– zbiornik CSCH, 4– system podania płynu; (b) klocek hamulcowy ze stali SW7M

Wykonano ze stali SW7M [6]. Wykorzystywane w ocenie CSCH próbki materiału skrawanego (rys. 2b) wykonano ze stali 12Kh18AG18Sh. Zdolność do smarowania koncentratów cieczy smarująco-chłodzących oceniano po maksymalnym obciążeniu kontaktowym P_H przy którym obserwowana była destrukcja powłoki CSCH i jej całkowite usunięcie ze strefy kontaktu. Skutkowało to bezpośrednim kontaktem powierzchni metalowych materiału próbki skrawanej (1– rys. 1) i klocka hamulcowego.

Dla oceny wpływu CSCH na jej efektywność w procesie skrawania próbki stopu (rys. 2a) wykorzystano mikronarzędzie w postaci specjalnego noża ze stopu WK-8, o geometrii przedstawionej na rys. 2c.

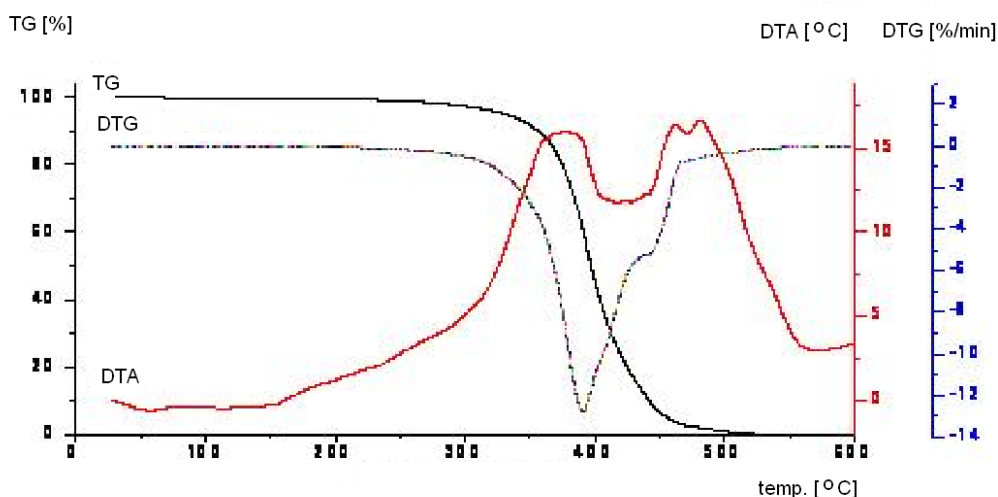


Rys. 2. Schemat skrawania: (a) 1– próbka obrabiana, 2– mikronarzędzie, (b) próbki obrabiane, (c) mikronarzędzie

Optymalne obciążenie dla specjalnego noża określono na drodze eksperymentu i wynosiło 300 N. Przy zwiększeniu obciążenia powyżej 300 N miało miejsce intensywne zużycie próbki (1– rys. 2a) i zmniejszenie jej o średnicy o około 2–3 mm. Droga skrawania była równa 1000 m. Stratę masy próbek przy skrawaniu oceniane były metodą wagową. Każdy eksperyment powtarzano co najmniej cztery razy.

3. WYNIKI BADAŃ

Wyniki analizy termo grawimetrycznej próbek CSCH_s i CSCH_n przedstawiono w postaci termogramów na rys. 3, 4.



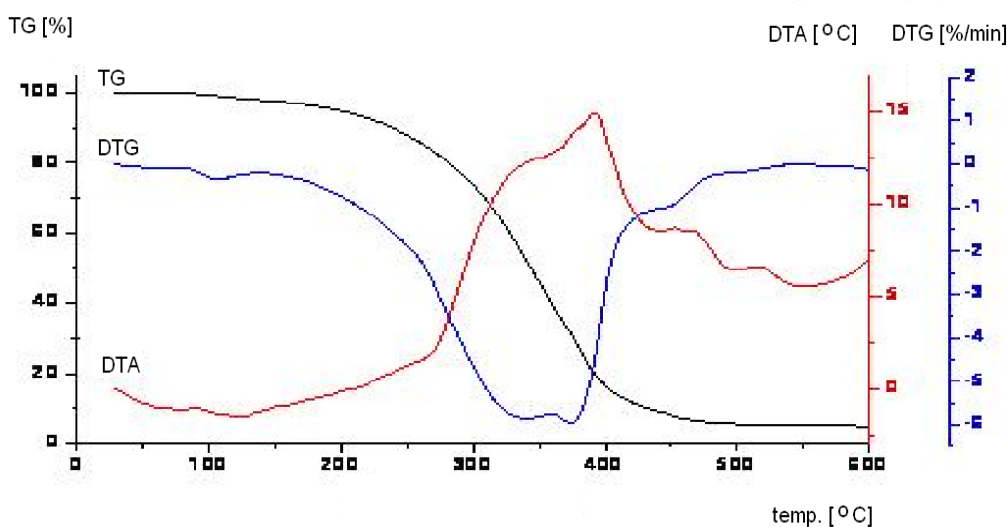
Rys. 3. Termogram próbki 1 – CSCH_s

Krzywe termo grawimetryczne (TG) pokazują stratę masy próbek w trakcie ich nagrzewania, dyferencjalne termo grawimetryczne krzywe (DTG) odpowiadają zależności szybkości straty masy próbek od temperatury, krzywymi analizy dyferencjalnej termicznej (DTA) odpowiada różnica temperatur, która obserwuje się między próbką badaną i etalonem przy zadanej wartości temperatury.

Znikomą stratę masy wzorca CSCH_n przy temperaturach 20–160°C, która towarzyszy pojawieniem niegłębokiego efektu endotermicznego na krzywej DTA, można wyjaśnić wydzieleniem się ulotnych związków, które wchodzi w skład badanej próbki cieczy smarująco-chłodzących. Na krzywej TG próbki cieczy smarująco-chłodzących CSCH_s w analizowanym przedziale temperatury nie obserwuje się straty masy i pojawienia się efektu endotermicznego na krzywej DTA, co świadczy o braku w próbce CSCH_s ulotnych domieszek. Fakt ten można wyjaśnić wynikiem przeprowadzonych w tej cieczy smarująco-chłodzącej modyfikacji, wskutek czego następuje zmniejszenie zawartość komponentów ulotnych.

Pojawienie efektu egzotermicznego na krzywej DTA próbki CSCH_s w zakresie temperatur 160–300°C, któremu towarzyszy znikoma strata masy na krzywej TG, odpowiada procesom destrukcji termo tlenowej trzy-, dy-, monoglicerydów i kwasów tłuszczowych.

Według otrzymanych wyników analizy termicznej destrukcja termo tlenowa węglowodorów, które wchodzą w skład próbki cieczy smarująco-chłodzących, $CSCH_n$, odbywa się w zakresie temperatur 160–270°C. Destrukcji tej towarzyszy znaczna strata masy na krzywej TG i pojawienie się efektu egzotermicznego na krzywej DTA. Początek i koniec fazy destrukcji próbki $CSCH_n$ widoczny jest na krzywej DTG. Temperaturze początku destrukcji odpowiadała temperatura, przy której szybkość procesu straty masy próbki, określona za krzywą DTG, wynosi 0,1% w okresie jednej minuty.



Rys. 4. Termogram próbki 2 – $CSCH_n$

Należy zaznaczyć, że w przedziale temperatur 160–30°C próbka $CSCH_s$ mniej intensywnie traci masę ($\Delta m=3\%$) niż próbka $CSCH_n$ ($\Delta m=14\%$). Świadczy to o wyższej trwałości termicznej próbki cieczy smarująco-chłodzącej otrzymanej na bazie: modyfikowanego oleju słonecznikowego ($CSCH_s$).

W zakresie temperatur 255–435°C odbywa się spalanie się produktów destrukcji organicznej składowej próbek obu badanych cieczy. Temu procesowi towarzyszy intensywna strata masy na krzywych TG i pojawienie się wyraźnych efektów egzotermicznych na krzywych DTA próbek. Należy zaznaczyć, że spalanie się próbki $CSCH_s$ przebiega bardziej intensywnie ($\Delta m=83\%$) niż próbki $CSCH_n$ ($\Delta m=74\%$) i charakteryzuje się większym wydzielaniem ciepła (rys. 3).

Proces termolizy kończy się spalaniem próbek, czemu towarzyszy pojawienie się jaskrawych efektów egzotermicznych na krzywych DTA w zakresie temperaturę 435–600°C.

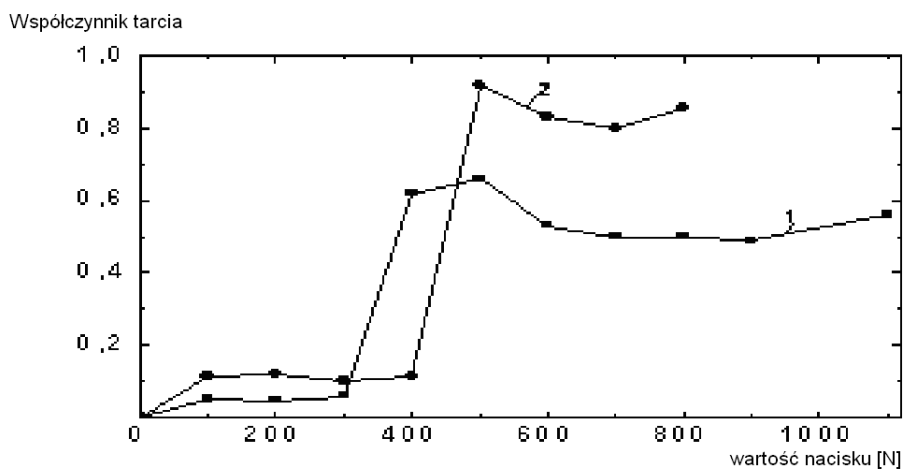
Na podstawie przeprowadzonych badań trwałości termicznej cieczy smarująco-chłodzących można konstatować, że CSCH_s, charakteryzuje się wyższą odpornością na temperaturę niż CSCH_n. W trakcie nagrzewania CSCH_s, mniej intensywnie traci masę w stosunku do CSCH_n (tabela 1). Występowanie głębokich procesów destruktywnych i termo tlenowych w próbce tej cieczy, które towarzyszą wydzielaniu ulotnych produktów destrukcji, ma miejsce w zakresie wyższych temperatur.

Tabela 1. Wyniki badania trwałości termicznej próbek

Próbka	Temperatura °C, odpowiednio do straty masy, %				
	5	10	25	50	90
CSCH _s	350	370	390	400	440
CSCH _n	220	250	300	340	440

Zdolność do smarowania CSCH_s badano w odniesieniu do CSCH_n w parze tarcia złożonej ze stali szybko tnącej SW7M i stali 12Kh18AG18Sh.

Wyniki badań zdolności smarowania obu cieczy smarująco-chłodzących (CSCH) przedstawiono na rys. 5. Ustalono jednocześnie, że współczynnik tarcia jest niższy przy smarowaniu emulsją na bazie koncentratu CSCH_s.



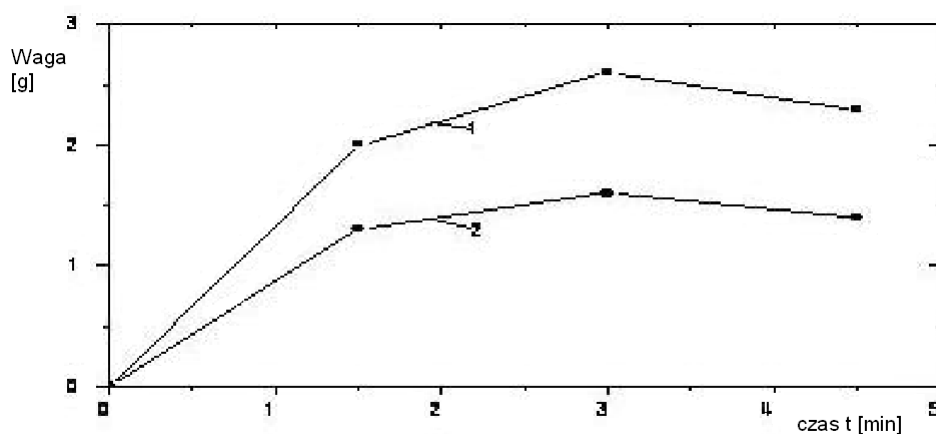
Rys. 5. Zdolność do smarowania w parze tarcia stal SW7M - stal 12Kh18AG18Sh:
1 – CSCH_s, 2– CSCH_n.

Wpływ cieczy smarująco-chłodzących (CSCH) na właściwości skrawne mikro narzędzia przy obróbce stali 12Kh18AG18Sh przy obciążeniu $P=300$ N i szybkości skrawania $v_c=1,43$ m/s przedstawiono w tabeli 2 i na rys. 6. Maksymalny przyrost zużycia ostrza obserwowany był po przekroczeniu drogi skrawania $S=250$ m.

Tabela 2. Wpływ CSCH na wielkość zużycia próbki ze stali 12Kh18AG18Sh

Lp	Droga skrawania S [m]	Wielkość zużycia próbki określona masą wytworzonych wiórów [g]	
		CSCH _n	CSCH _s
1	250	1,5843	2,6329
2	350	1,3823	2,3090
3	500	0,3538	0,7270
4	750	0,6226	0,9304
5	1000	1,063	1,2641

Jak widać z kolejnych etapów pracy narzędzia (tabela 2) jego zużycie nie ma liniowego charakteru. Sumaryczne zużycie na drodze skrawania $S=1000$ m wynosiło odpowiednio dla emulsji CSCH_n – 5 g, CSCH_s – 7,86 g.



Rys. 6. Zużycie próbki ze stali 12Kh18AG18Sh przy skrawaniu:
1 - CSCH_s, 2 - CSCH_n

Wyniki badań wskazują, że zdolność do smarowania emulsji CSCH_s jest lepsza niż emulsji CSCH_n.

4. PODSUMOWANIE

Przeprowadzono analizę termiczną nowej cieczy smarująco-chłodzącej z użyciem derywatografu. Właściwości tej cieczy (CSCH_s), którą otrzymano przez modyfikację oleju roślinnego (słonecznikowego) trzyetylenaminem, porównano z właściwościami CSCH_n na bazie oleju naftowego. Otrzymane wyniki wskazują na wysoką wytrzymałość termiczną i właściwości smarne cieczy na bazie oleju słonecznikowego. Ciecze te wykazują również szybką biodegradację w warunkach naturalnych.

LITERATURA

- [1] BALITSKII A.I., HAVRYLYUK M.R., DEVIATKIN R.M., FEDUSIV I.R., *Concentrate of Modified Sunflower Oil as an Emulsifier of Lubricating-Cooling Liquids*. Patent of Ukraine N 89417 MPK ((2013.01) C10M 173/00, C10M 133/02 (2006.01), C10M 129/56 (2006.01), C10M 40/20 (2006.01). Announced N u 2013 10508; 29.08.2013. Publ. 25.04.2014. Bul.N 8 . – s.4
- [2] BALITSKII A., ELIASZ J., SOSZKO W., HAWRILYUK M., *Modyfikacja powierzchni stali z wykorzystaniem cieczy chłodząco-smarujących w celu zwiększenia efektywności procesu skrawania*, Obróbka skrawaniem: efektywne wytwarzanie, pod red. Piotra Cichosza, Wrocław 2012, s. 333 – 340.
- [3] BALITSKI A., HAWRILYUK M., ELIASZ J., BALITSKA W., KOWALENKO W., *Wpływ cieczy smarująco-chłodzących na proces wiercenia stali wisocoazotowej, Obróbka Materiałów Trudnoobrabialnych*. VII Konferencja Szkoły Obróbki Skrawaniem. – Mierzęcin, 11-13, Poznań 2013, s. 287-294.
- [4] SZAPOWAŁ J.M., KOCZUBEJ W.W., SUBERLJAK O.W., *Trwałość termiczna i właściwości technologiczne cieczy chłodząco-smarujących z dodatkami polimerów*, Prace Politechniki Lwowskiej „Chemia, technologia substancji i ich stosowanie”. - 2013.- No 761, s.382 - 387.
- [5] TJUTJUNNIKOW B. N., *Chemia tłuszczów*, Moskwa. 1974, 442 s.
- [6] PAULIK J., PAULIK F.; *Thermal analysis*, Amsterdam, 1981 (Comprehensive analytical chemistry, v.12), p.49-56.
- [7] WYSIECKI M., *Nowoczesne materiały narzędziowe*, Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, Warszawa 1997, 172 s.

WPLYW KĄTA PROWADZENIA FREZU NA DOKŁADNOŚĆ WYMIAROWO-KSZTAŁTOWĄ POWIERZCHNI PROSTOKREŚLNYCH

Jan BUREK¹, Karol ŻURAWSKI¹, Piotr ŻUREK¹

1. WPROWADZENIE

W ciągu ostatnich lat obserwuje się dynamiczny rozwój technologii lotniczych i motoryzacyjnych. Taki stan rzeczy determinuje konieczność opracowywania nowych oraz udoskonalanie istniejących technik wytwarzania. Elementy wirujące takie jak łopatki oraz wirniki muszą spełniać wysokie wymagania dokładności wymiarowo-kształtowej i jakości powierzchni. Ze względu na skomplikowany kształt profili, który jest niezbędny do zachowania prawidłowych własności aerodynamicznych, opracowanie technologii ich wykonania przysparza wiele trudności. Nowoczesne maszyny CNC w połączeniu z zaawansowanymi systemami CAD/CAM, stanowią alternatywę dla odlewania skomplikowanych części tego typu [1, 3].

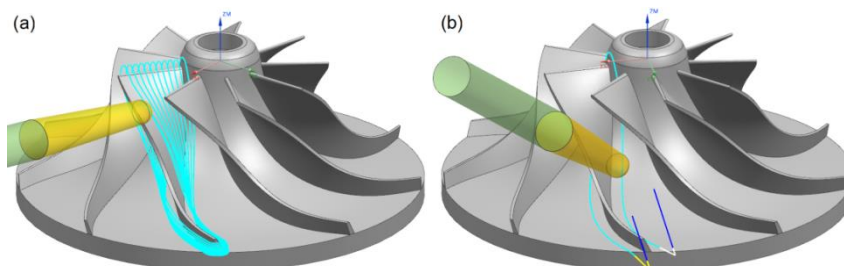
W dotychczasowej praktyce przemysłowej podstawową strategią obróbki wirników jest frezowanie punktowe (rys. 1a). Polega ona na wykonaniu wielu płytkich przejść frezem kulistym wokół obrabianej powierzchni. Metoda ta pozwala na wykonanie dowolnego kształtu powierzchni, lecz by zachować dostateczną jej jakość należy minimalizować głębokość skrawania, co w konsekwencji skutkuje wydłużeniem czasu obróbki [1, 3].

Mniej powszechną metodą obróbki tego typu elementów jest pięcioosiowe frezowanie obwodowe (rys. 1b). 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 do frezowania punktowego, przy zachowaniu wymaganej jakości powierzchni. Natomiast podstawowym problemem w tej metodzie, jest określenie

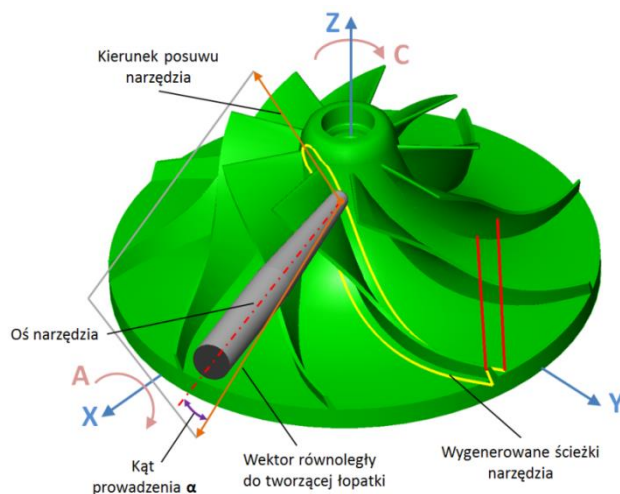
¹ Politechnika Rzeszowska, Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa, Katedra Techniki Wytwarzania i Automatykacji, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów

optymalnej pozycji osi narzędzia, w szczególności kąta prowadzenia frezu α (rys. 2)

W poniższej pracy przedstawiono wpływ tego kąta na dokładność wymiarowo-kształtową wykonywanej powierzchni prostokreślnej nierozwijalnej.



Rys. 1. Przykłady frezowania a) punktowego, b) obwodowego [1]



Rys. 2. Schemat pozycjonowania narzędzia przy frezowaniu obwodowym

1.1. POZYCJONOWANIE NARZĘDZIA PRZY SYMULTANICZNYM PIĘCIOOSIOWYM FREZOWANIU OBWODOWYM

W ogólnym znaczeniu powierzchnię możemy nazywać prostokreślną, jeżeli można ją utworzyć poprzez przemieszczenie prostej w przestrzeni (rys. 3a). W celu jej opisania należy zdefiniować dwie krzywe przestrzenne $P(u)$ i $Q(u)$. Następnie punkty P_i i Q_i znajdujące się odpowiednio na krzywych $P(u)$ i $Q(u)$ należy ze sobą połączyć odcinkiem. W efekcie możemy zapisać następujące równanie parametryczne powierzchni prostokreślnej [2]:

$$\mathbf{R}(u_i, v) = \mathbf{P}_i + v(\mathbf{Q}_i - \mathbf{P}_i) \quad (1)$$

gdzie v jest parametrem wzdłuż odcinka tworzącego. Ogólniej powyższe równanie można zapisać w postaci:

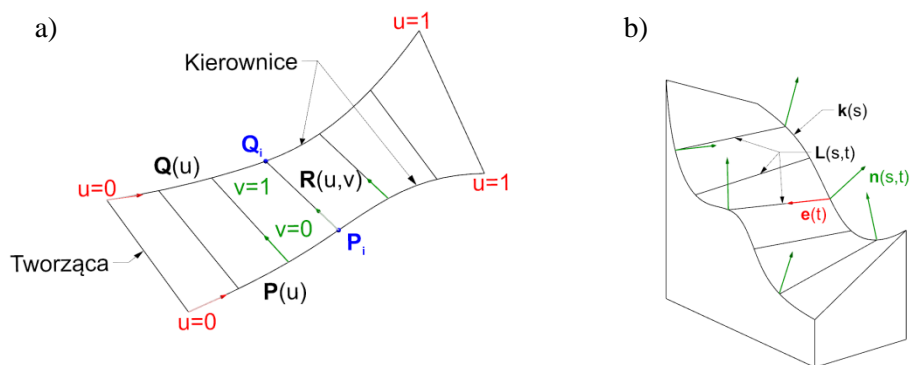
$$\mathbf{R}(u, v) = \mathbf{P}(u) + v[(\mathbf{Q}(u) - \mathbf{P}(u))] = (1 - v)\mathbf{P}(u) + v\mathbf{Q}(u) \quad (2)$$

przy założeniu że:

$$0 \leq u \leq 1, 0 \leq v \leq 1 \quad (3)$$

Krzywe $\mathbf{P}(u)$ i $\mathbf{Q}(u)$ nazywane kierownicami mogą być dowolnymi krzywymi parametrycznymi np.: krzywymi Bezier'a, B-spline, itp. Parametryczne równanie powierzchni prostokreślnej możemy zdefiniować również w następujący sposób [2]:

$$\mathbf{L}(s, t) = \mathbf{k}(s) + t\mathbf{e}(s) \quad (4)$$



Rys. 3. Parametryczny opis powierzchni: a) prostokreślnej, b) prostokreślnej nierozwijalnej wraz z wektorami normalnymi [2]

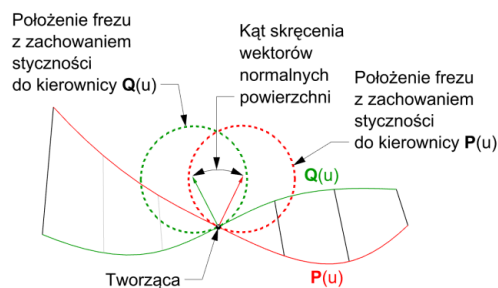
przy czym s jest parametrem określającym długość kierownicy $\mathbf{k}(s)$, parametr t definiuje tworzącą, natomiast $\mathbf{e}(s)$ jest wektorem jednostkowym o kierunku zgodnym z $\mathbf{P}(u) - \mathbf{Q}(u)$. Przy takiej reprezentacji powierzchni przedstawionej na rys. 3b możemy określić wektor normalny powierzchni następującym wzorem[2]:

$$\mathbf{n}(s, t) = \frac{\left(\frac{d\mathbf{k}}{ds} + t \frac{d\mathbf{e}}{ds}\right) \times \mathbf{e}}{\left[\left(\frac{d\mathbf{k}}{ds} + t \frac{d\mathbf{e}}{ds}\right)^2 - \left(\frac{d\mathbf{k}}{ds} \cdot \mathbf{e}\right)^2\right]^{\frac{1}{2}}} \quad (5)$$

Jeżeli weźmiemy pod uwagę wyłącznie wektory normalne wzdłuż odcinka tworzącego, to wzór (5) przyjmuje postać:

$$\mathbf{g}(s)|_{s=s_0} = \mathbf{n}(s, t)|_{s=s_0}^{t \rightarrow -\infty} = \frac{-\frac{d\mathbf{e}}{ds} \times \mathbf{e}}{\left| \frac{d\mathbf{e}}{ds} \right|} \Bigg|_{s=s_0} \quad (6)$$

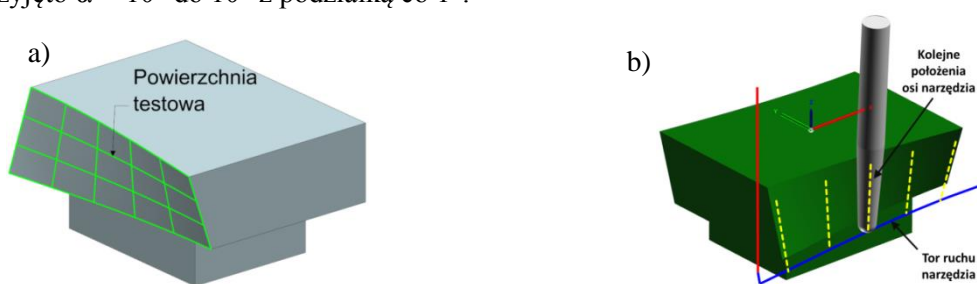
Można zauważyć, że w przypadku gdy mamy do czynienia z powierzchniami prostokreślnymi nierozwijalnymi, to kierunki wektorów normalny $\mathbf{g}(s)$ zmieniają się wraz zmianą parametru t (rys. 4). Skutkuje to niemożnością dokładnego odwzorowania powierzchni za pomocą rzeczywistego frezu (o średnicy większej niż 0). Spozycjonowanie narzędzia wzdłuż linii tworzącej powoduje pozostawienie naddatku lub podcięcia na wykonywanej powierzchni [2].



Rys. 4. Schemat położenia narzędzia na powierzchni prostokreślniej nierozwijalnej [2]

2. BADANIA SYMULACYJE

W celu przeprowadzenia komputerowej analizy wpływu kąta prowadzenia α na dokładność wymiarowo-kształtową powierzchni prostokreślnych, w procesie symultanicznego pięcioosiowego frezowania obwodowego przyjęto model testowy przedstawiony na rys. 5a. Do symulacji wykorzystano frezy monolityczne stożkowe o średnicy $d=4, 6, 8, 10$ i 12 mm, kącie pochylenia stożka 3° oraz maksymalnej głębokości skrawania $a_p=40$ mm. Zakres badanych kątów prowadzenia narzędzia przyjęto $\alpha = -10^\circ$ do 10° z podziałką co 1° .



Rys. 5. Model: a) powierzchnia testowa, b) tor ruchu frezu stożkowego przy frezowaniu obwodowym

Pierwszym etapem analizy było opracowanie toru ruchu narzędzia dla frezowania obwodowego oraz przeprowadzenie symulacji samej obróbki. Do tego celu wykorzystano oprogramowanie HyperMILL firmy OPEN MIND. Przykładową ścieżkę ruchu narzędzia przedstawiono na rys. 5b.

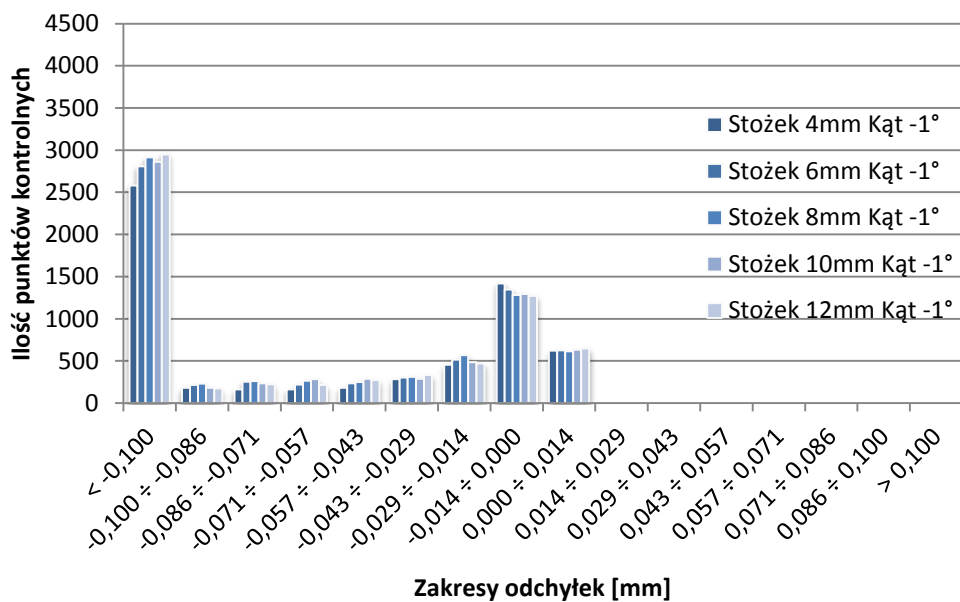
Kolejnym krokiem było porównanie modelu nominalnego z modelami uzyskanymi w symulacji obróbki. W tym celu wykorzystano oprogramowanie FocusInspection firmy Nikon. Aplikacja pozwala na wygenerowanie mapy odchyłek badanego elementu, utworzenie histogramu rozkładu punktów kontrolnych w polu tolerancji oraz obliczenie wartości statystycznych w postaci średniej kwadratowej, a także odchylenia standardowego.

3. ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ SYMULACYJNYCH

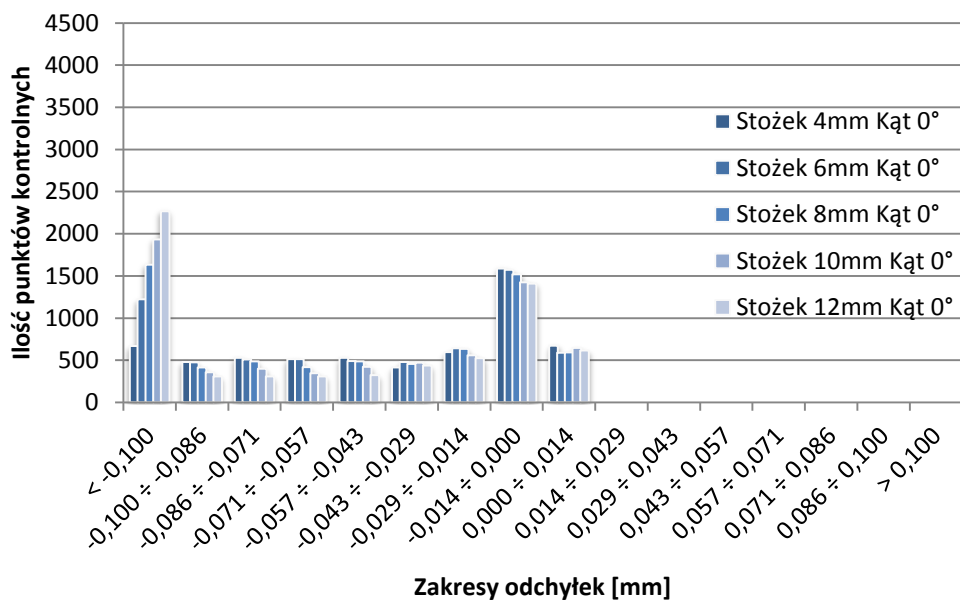
Wartości odchyłek standardowych σ oraz średnich kwadratowych odchyłek punktów pomiarowych **RMS** od modelu nominalnego przy zastosowaniu różnych kątów prowadzenia α zamieszczono w tab. 1. Histogramy odchyłek modeli uzyskanych podczas symulacji obróbki od modelu nominalnego przy zastosowaniu różnych kątów prowadzenia α przedstawiono na rys. 6–9.

Tabela 1. Wartości odchyłek standardowych σ oraz średnich kwadratowych **RMS** odchyłek punktów kontrolnych od modelu nominalnego dla kątów prowadzenia od $\alpha=-10^\circ$ do $\alpha=10^\circ$

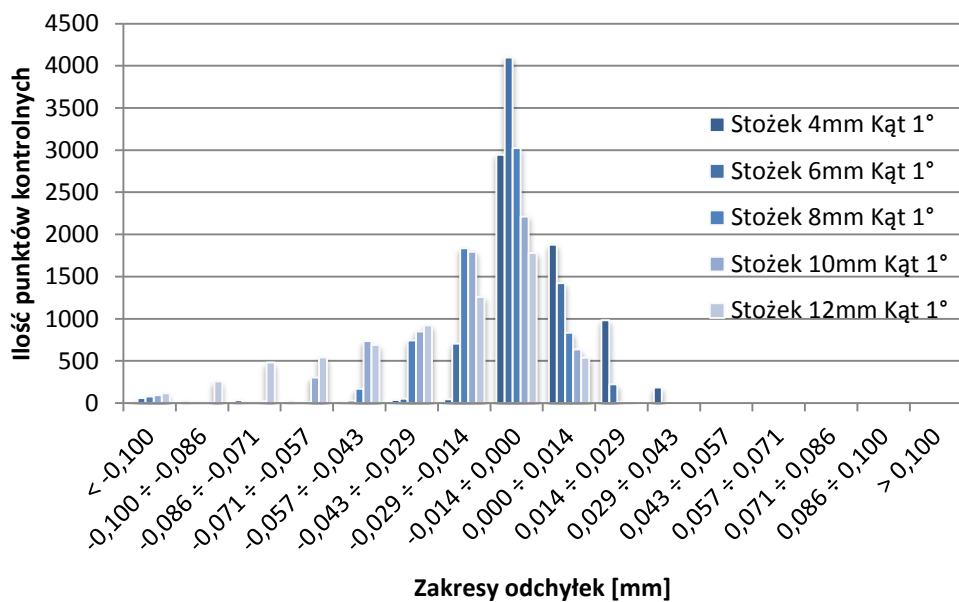
α [°]	Stożek d=4 mm		Stożek d=6 mm		Stożek d=8 mm		Stożek d=10 mm		Stożek d=12 mm	
	σ [mm]	RMS [mm]	σ [mm]	RMS [mm]	σ [mm]	RMS [mm]	σ [mm]	RMS [mm]	σ [mm]	RMS [mm]
-10	0,493	0,703	0,484	0,690	0,480	0,683	0,489	0,690	0,502	0,705
-9	0,447	0,635	0,438	0,628	0,437	0,622	0,444	0,627	0,457	0,642
-8	0,401	0,571	0,394	0,564	0,393	0,560	0,400	0,564	0,412	0,576
-7	0,356	0,508	0,349	0,500	0,349	0,499	0,356	0,504	0,370	0,520
-6	0,310	0,442	0,306	0,439	0,306	0,438	0,313	0,444	0,326	0,459
-5	0,264	0,337	0,261	0,377	0,263	0,378	0,269	0,382	0,282	0,398
-4	0,219	0,314	0,217	0,313	0,220	0,316	0,228	0,324	0,239	0,338
-3	0,174	0,284	0,174	0,252	0,178	0,256	0,185	0,264	0,196	0,278
-2	0,129	0,186	0,131	0,189	0,135	0,196	0,142	0,205	0,153	0,219
-1	0,086	0,123	0,090	0,131	0,095	0,139	0,102	0,147	0,113	0,161
0	0,042	0,060	0,048	0,070	0,055	0,080	0,062	0,089	0,072	0,103
1	0,016	0,016	0,015	0,017	0,019	0,024	0,025	0,034	0,033	0,046
2	0,051	0,070	0,043	0,057	0,036	0,045	0,030	0,035	0,023	0,025
3	0,095	0,134	0,085	0,118	0,076	0,104	0,069	0,092	0,061	0,079
4	0,139	0,196	0,127	0,179	0,117	0,163	0,110	0,150	0,102	0,137
5	0,183	0,259	0,169	0,239	0,159	0,222	0,151	0,207	0,143	0,195
6	0,211	0,300	0,211	0,300	0,200	0,281	0,192	0,267	0,185	0,254
7	0,271	0,384	0,254	0,360	0,241	0,338	0,233	0,324	0,226	0,311
8	0,315	0,446	0,296	0,420	0,282	0,398	0,274	0,382	0,268	0,370
9	0,358	0,507	0,337	0,479	0,324	0,458	0,315	0,440	0,309	0,427
10	0,415	0,602	0,384	0,548	0,365	0,515	0,356	0,496	0,351	0,487



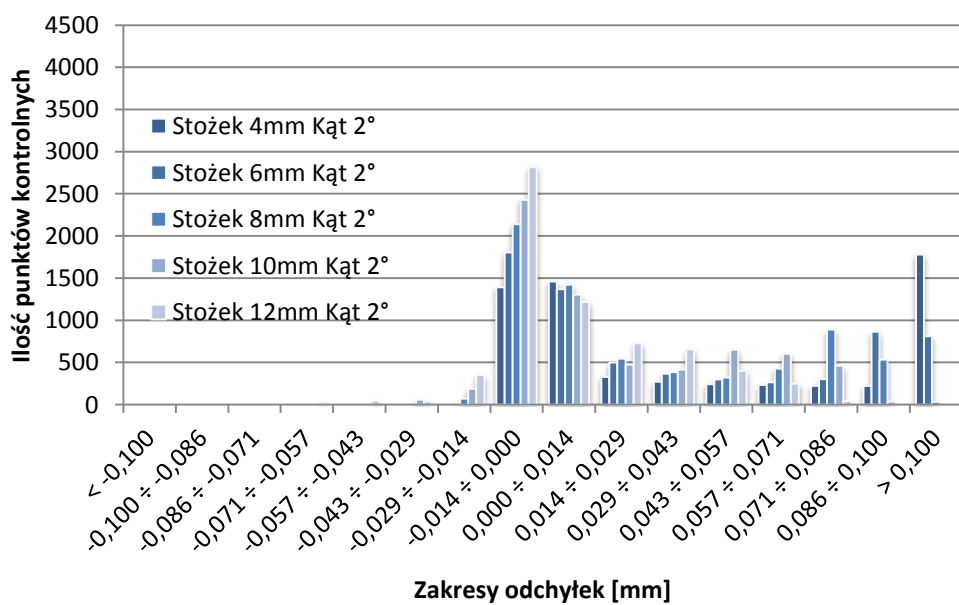
Rys. 6. Histogram odchyłek modelu symulacyjnego przy zastosowaniu kąta prowadzenia $\alpha=-1^\circ$



Rys. 7. Histogram odchyłek modelu symulacyjnego przy zastosowaniu kąta prowadzenia $\alpha=0^\circ$



Rys. 8. Histogram odchyłek modelu symulacyjnego przy zastosowaniu kąta prowadzenia $\alpha=1^\circ$



Rys. 9. Histogram odchyłek modelu symulacyjnego przy zastosowaniu kąta prowadzenia $\alpha=2^\circ$

Z analizy otrzymanych wyników można stwierdzić, że zachodzi korelacja pomiędzy kątem prowadzenia α a dokładnością geometryczną wykonywanej powierzchni. Najwyższą dokładność obróbki uzyskano, w zależności od zastosowanej średnicy narzędzi, przy zastosowaniu kąta prowadzenia α od 1° do 2° . Przy zastosowaniu tych kątów ilość punktów kontrolnych mieszczących się w zakresie tolerancji rzędu $+0,015 \div -0,015$ sięgały ponad 85% wszystkich badanych punktów.

4. PODSUMOWANIE

Z przeprowadzonych badań symulacyjnych można wywnioskować, że zastosowany podczas symultanicznego pięcioosiowego frezowania obwodowego kąt prowadzenia α ma istotny wpływ na dokładność wymiarowo-kształtową wykonywanej powierzchni prostokątnej nierozwijalnej. Ponadto rozkład poprawnie wykonanych obszarów powierzchni był zróżnicowany w zależności od zastosowanego kąta prowadzenia α . Oba stwierdzenia świadczą, iż istnieje możliwość opracowania metody dopasowania kąta prowadzenia, dzięki której jesteśmy w stanie wykonać tego typu geometrię z zadowalającą dokładnością.

LITERATURA

- [1] BUREK J., ŻURAWSKI K., PŁODZIEN M., ŻUREK P., *Analiza strategii symultanicznego pięcioosiowego frezowania powierzchni bocznej frezu stożkowego*, Mechanik, 2013,
- [2] TASY D. M., HER M. J., *Accurate 5-Axis Machining of Twisted Ruled Surfaces*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2001,
- [3] WALDT N., *NC-Programmierung für das funfachsige Flankenfräsen von Feriformflächen*, Universität Hannover, 2005.

WPLYW STRATEGII OBRÓBKI NA DOKŁADNOŚĆ KSZTAŁTOWĄ PRZY PIĘCIOOSIOWYM FREZOWANIU ELEMENTÓW CIENKOŚCIENNYCH FREZEM KULISTYM

Jan BUREK¹, Piotr ŻUREK¹, Marcin PŁODZIEN¹, Jacek MISIURA¹,
Karol ŻURAWSKI¹

1. WSTĘP

Przemysł lotniczy, a w szczególności produkcja zespołów napędowych jest branżą, w której najczęściej występują części ukształtowane z powierzchni złożonych z materiałów trudnoobrabialnych. Do takich zespołów konstrukcyjnych niewątpliwie należą zintegrowane tarcze łopatkowe tzw. bliski (bladed disk). Jest to wirnik osiowy sprężarki lub turbiny gdzie łopatki i tarcza stanowią jedną całość. Klasyczne konstrukcje składają się z dysku oraz łopatek montowanych na jaskółczy ogon lub jodelkę [1].

Obecne możliwości 5-osiowych obrabiarek CNC a także oprogramowania CAM, pozwalają na wykonanie tych konstrukcji z pełnego materiału, unikając połączeń łopatek z tarczą. Pozwala to obniżyć masę konstrukcji, zwiększyć wytrzymałość i równocześnie zmniejszyć całkowity czas wykonania wirnika. Z drugiej zaś strony zwiększa się pracochłonność obróbki z powodu dużych ubytków materiału pomiędzy poszczególnymi łopatkami. Dlatego bardzo długie czasy główne przy obróbce skrawaniem tarcz łopatkowych, stanowią istotny czynnik decydujący o kosztach procesu produkcyjnego, a tym samym o konkurencyjności producenta zespołu napędowego [4].

Ze względu na dużą złożoność obróbki tego typu części, proces frezowania 5-osiowego sprawia wiele problemów technologicznych, które muszą być rozwiązane w celu spełnienia wysokich norm, jakie narzuca przemysł lotniczy. Z drugiej jednak strony należy pamiętać o konieczności zachowania wysokiej wydajności procesu dla

¹ Politechnika Rzeszowska im. Ignacego Łukasiewicza

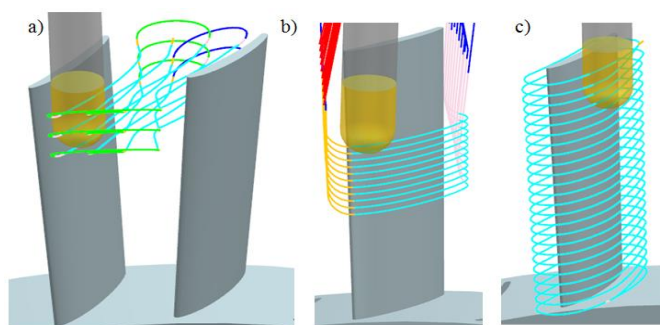
utrzymania konkurencyjności produkcji. Dodatkowym problemem, jaki utrudnia wytwarzanie elementów tego typu jest ich cienkościenna budowa. Stosunek grubości ścianek łopatek do ich wysokości może wynosić 1:30 lub więcej. Przy obróbce tego typu elementów następują odkształcenia sprężyste i plastyczne. W wyniku odkształceń sprężystych obrabiana łopata odkształca się pod wpływem siły skrawania powodując błędy kształtu, drgania oraz pogorszenie jakości struktury geometrycznej obrabianej powierzchni. Odkształcenia plastyczne mogą skutkować błędami kształtu oraz naprężeniami własnymi trudnymi do usunięcia z warstwy wierzchniej. W efekcie następuje zwiększenie kosztów produkcji w wyniku występowania braków [2, 3, 4].

Dlatego też jednym z najważniejszych zadań przy programowaniu obróbki tego typu części jest odpowiednie dostosowanie strategii obróbki frezem kulistym i właśnie temu zagadnieniu poświęcone będą badania w niniejszym artykule.

2. OBRÓBKA TARCZY ŁOPATKOWEJ

Pierwszym etapem wytwarzania tarczy łopatkowej jest obróbka zgrubna (rys. 1a). Ma ona na celu wstępne wybranie materiału i przygotowanie łopatek do obróbki kształtującej. Przestrzenie międzyłopatkowe frezowane są w pełnym zakresie, a osiowa głębokość skrawania wynosi nawet połowę średnicy narzędzia.

Kolejną operacją jest obróbka kształtująca (rys. 1b). Polega ona na usunięciu większości nadmiaru pozostałego po obróbce zgrubnej (ok. 2 mm). Zazwyczaj obróbka ta prowadzona jest stopniowo ze względu na smukły kształt łopatek i ich mały przekrój. Jest ona kluczowa ze względu na małą sztywność obrabianych elementów tarczy. Wszelkie odkształcenia łopatek powstałe na tym etapie obróbki będą niemożliwe do zniwelowania na etapie obróbki wykończeniowej. W związku z tym należy przyjąć odpowiednią strategię obróbki kształtującej zapewniającą minimalne odkształcenie łopatki, a zarazem zapewnienie wymaganej wydajności obróbki. Biorąc powyższe pod uwagę przebadano wpływ strategii obróbki kształtującej na odkształcenie przedmiotu.

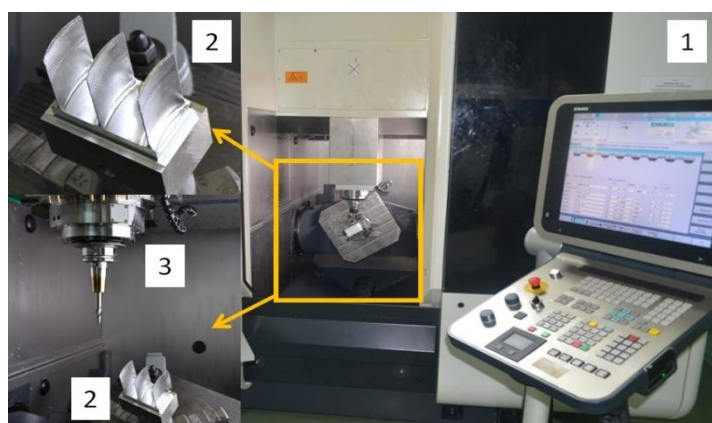


Rys. 1. Obróbka tarczy łopatkowej: a) obróbka zgrubna, b) obróbka kształtowa, c) obróbka wykończeniowa

Końcowym etapem jest obróbka wykańczająca (rys. 1c). Odbywa się ona bez stopniowania, spiralnie wokół całego pióra.

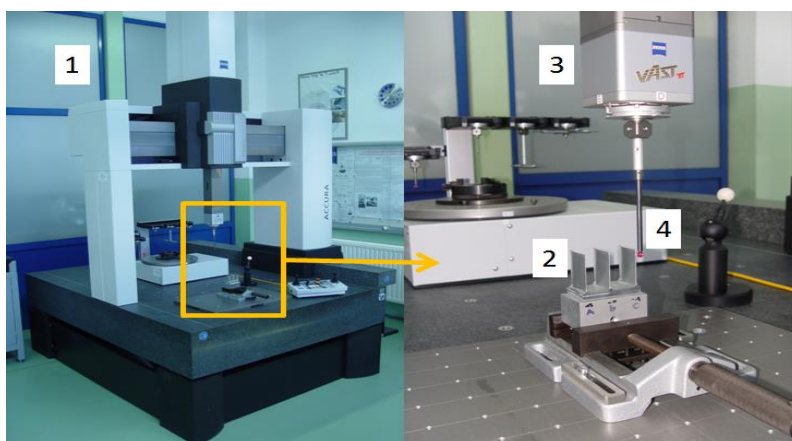
3. BADANIA DOŚWIADCZALNE

Badania zostały wykonane na maszynie 5-osiowej HSC55 Linear firmy DMG z układem sterowania SINUMERIK 840D.



Rys. 2. Stanowisko badawcze: 1- centrum obróbkowe HSC55 Linear, 2- model testowy, 3- frez kulisty

Do pomiarów dokładności kształtu wykorzystano maszynę CARL ZEISS ACCURA II. Maszyna pomiarowa zaprogramowana została przy pomocy systemu CALYPSO PLANNER.

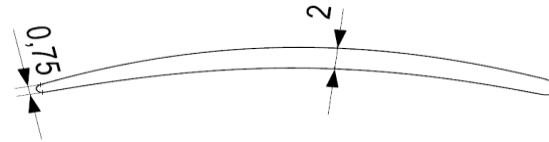


Rys.3. Stanowisko badawcze: 1- maszyna pomiarowa Carl Zeiss Accura II, 2- model testowy, 3- głowica pomiarowa Vast, 4- końcówka pomiarowa

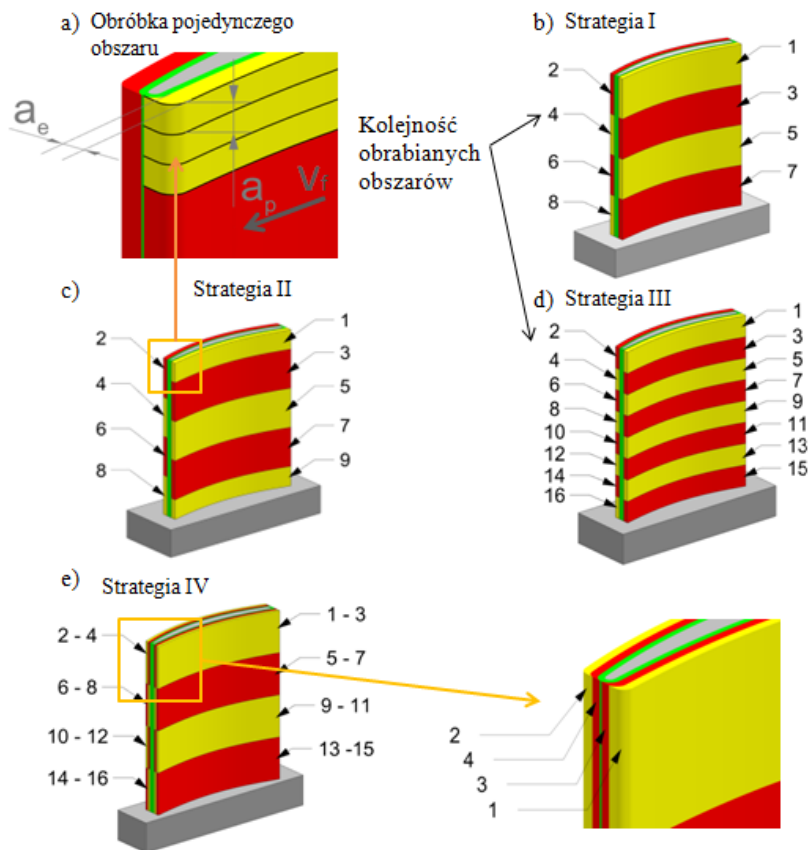
3.1. WARUNKI BADAŃ

Obróbka była wykonywana pełnowęglkowym frezem kulistym firmy SANDVIK typu AK19A H10F.

Element testowy stanowił profil o wysokości 50 mm i zmiennej grubości od 0,75 do 2 mm (rys. 4). Przeprowadzono obróbkę kształtową z naddatkiem 2 mm.



Rys. 4. Zarys obrabianego profilu



Rys. 5. Strategie stosowane w badaniach: a) obróbka pojedynczego obszaru, b) strategia I, c) strategia II, d) strategia III, e) strategia IV

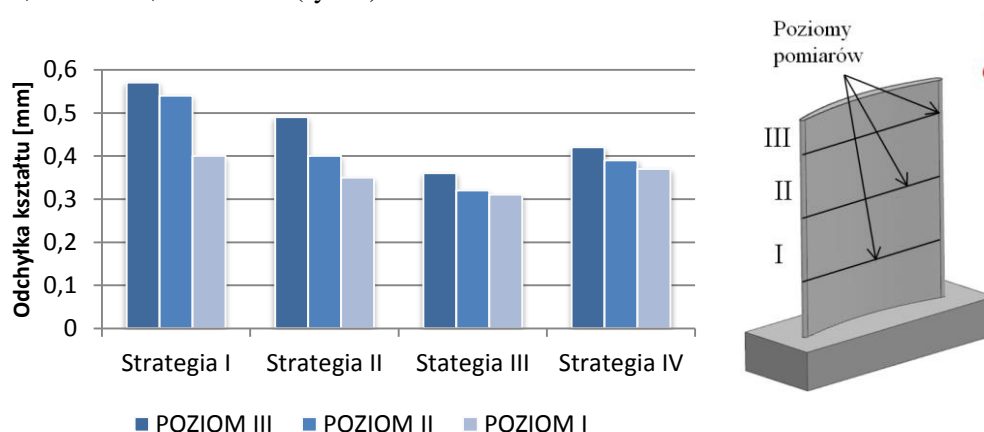
Przebadane zostały cztery strategie obróbkowe. W pierwszej z nich (rys. 5b) obróbka została podzielona na 8 obszarów, na które przypadało po 6 przejść narzędzia. Drugi wariant (rys. 5c) polegał na rozsunięciu względem siebie obszarów po obu stronach profilu, co skutkuje pojawieniem się dodatkowego segmentu, który wynika z rozkładu stopni. W trzeciej strategii (rys. 5d) obszary zostały podzielone przy zachowaniu tej samej szerokości skrawania bez zastosowania przesunięcia. Ostatnia strategia (rys. 5e) zakładała zmniejszenie szerokości skrawania na skutek podwojenia ilości obszarów. Dla poszczególnych strategii zastosowano parametry obróbki przedstawione w tab.1.

Tab.1 Parametry obróbki

Strategie	I	II	III	IV
v_c [m/min]	680	680	680	680
v_f [mm/min]	2000	2000	2000	2000
a_p [mm]	2	2	2	2
a_e [mm]	2	2	2	1
Ilość obszarów	8	9	16	16
Czas obróbki	6 min 20 s	6 min 23 s	12 min 50 s	6 min 40 s

3.2. WYNIKI BADAŃ

Kształt profilu dla poszczególnych strategii badany był na trzech poziomach: I-11 mm, II-25 mm, III-41 mm (rys. 6).

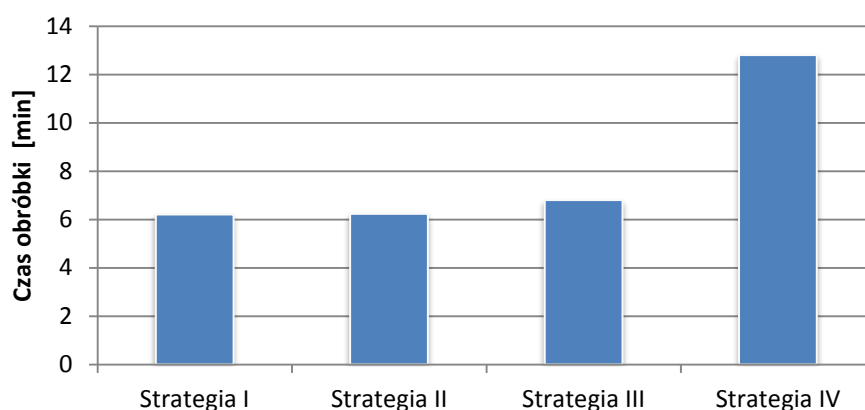


Rys 6. Wpływ strategii obróbki kształtowej na dokładność kształtową profilu

Analizując rys. 6. można zauważyć, że niezależnie od rodzaju strategii największe maksymalne odchyłki pojawiają się na najwyższym poziomie pomiarowym (III). Dzieje się tak w skutek najmniejszej sztywności łopatki w tym miejscu.

Widać również, że najgorszym rozwiązaniem okazała się strategia pierwsza (rys. 5b). To właśnie w tym rozwiązaniu można odnotować największą różnicę między poziomami. Poprawa wyników nastąpiła przy wprowadzeniu obróbki z przesunięciem (strategia II). Również korzystnie wpływa podzielenie obszarów i dwukrotne skrawanie materiału (strategia IV). Jednak najlepszy wynik został odnotowany przy dwukrotnym zwiększeniu liczby stopni (strategia III).

Analizując wydajność obróbki widać, że pod tym względem najdłuższy czas obróbki wykazuje strategia IV (rys. 7).



Rys 7. Czas obróbki kształtowej pojedynczej łopatki

Czas obróbki jest ponad dwukrotnie większy niż w przypadku pozostałych rozwiązań. Różnice pomiędzy pozostałymi strategiami są dużo mniejsze. Można odnotować fakt, że zwiększenie liczby stopni w strategii III nie wpłynęło znacznie na czas obróbki.

4. PODSUMOWANIE

Przeprowadzone badania potwierdzają, że dobór strategii ma istotny wpływ na dokładność wykonania obrabianego przedmiotu. Optymalną okazała się strategia III. Odpowiednia kolejności poszczególnych przejść przyniosła znaczne zmniejszenie błędu kształtu bez większej utraty wydajności. Przy zastosowaniu strategii IV wyniki uległy poprawie ale wydajność zmalała dwukrotnie. Należy jednak pamiętać że skuteczność poszczególnych strategii może ulec zmianie kiedy obrabiany będzie element o innym stosunku wysokości do grubości łopatki.

LITERATURA

- [1] OCZOŚ K. E. KAWALEC A., *Kształtowanie metali lekkich*, Wydawnictwo Naukowe PWN, 2012.
- [2] OZTURK, E., BUDAK E., *Chatter Stability of 5-Axis Milling Using Multi-Frequency Solution*.
- [3] SADÍLEK M. , ČEP R., *Progressive Strategy of Milling by means of Tool Axis Inclination Angle*, World Academy of Science, Engineering and Technology 29 2009.
- [4] ZĘBALA W., *Minimalizacja błędów obróbki przedmiotów cienkościennych*, Inżynieria Maszyn, R. 15, z. 3, 2010.

Badania realizowane w ramach Projektu "Badania procesów wysokowydajnej obróbki powierzchni złożonych części z materiałów trudnoobrabialnych", Nr WND-EPPK.01.03.00-18-017/13 współfinansowanego przez Unię Europejską z Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego w ramach Regionalnego Programu Operacyjnego Województwa Podkarpackiego na lata 2007 – 2013.

OBRÓBKA WYSOKOWYDAJNA CIENKOŚCIENNYCH STRUKTUR ALUMINIOWYCH

Jan BUREK¹, Łukasz ŻYŁKA¹, Marcin PŁODZIEN¹, Robert BABIARZ¹,
Michał GDULA¹

1. WSTĘP

Dążenie do obniżenia ciężaru wytwarzanych wyrobów powoduje coraz szersze wykorzystanie stopów aluminium w przemyśle. Dotyczy to w szczególności przemysłu lotniczego, gdzie ciężar wyrobu w znacznym stopniu decyduje o efektach ekonomicznych jego eksploatacji. Lotnicze cienkościenne części aluminiowe o złożonych kształtach wytwarza się w małych seriach. Ze względu na kosztocłonność ich produkcji konieczne jest odstępianie od trudnych do zautomatyzowania metod produkcji, takich jak np. bardzo praco- i czasochłonne nitowanie elementów w jedną strukturę. Dlatego poszukuje się nowych technologii wytwarzania części o złożonych strukturach, które zapewniają uzyskanie pożądaných właściwości eksploatacyjnych przy jak najmniejszych kosztach produkcji. Do coraz powszechniej stosowanych metod wytwarzania tych części zalicza się między innymi technologię wysokowydajnego procesu skrawania *high performance cutting* (HPC) [1, 2, 3].

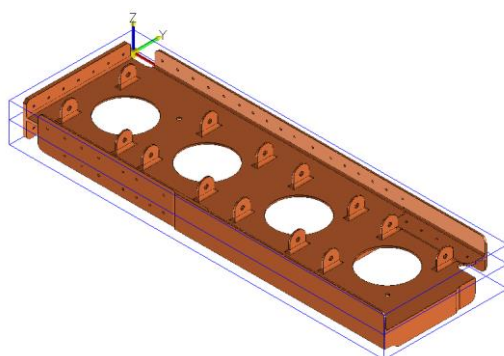
W obróbce HPC cienkościenne części o złożonej strukturze, wykonywane są z pojedynczego bloku aluminium w kształcie prostopadłościanu (rys.1) Stąd też niejednokrotnie objętość zeskrwanego materiału przekracza 90% całego bloku. Dlatego w procesie skrawania muszą być zastosowane odpowiednie frezy i bardzo wysokie parametry skrawania, które zapewnią wysoką wydajność ubytkową.

Proces obróbki HPC takich części składa się zazwyczaj z dwóch etapów: obróbki zgrubnej realizowanej frezem z łamaczem wióra i obróbki wykończeniowej za pomocą frezu bez łamacza. Planując obróbkę HPC dąży się do tego, aby jak największa objętość materiału została usunięta na etapie obróbki zgrubnej z maksymalnymi dopuszczalnymi wartościami parametrów skrawania [4, 2].

¹ Politechnika Rzeszowska, Al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów

W przypadku frezowania struktur cienkościennych jednym z ograniczeń w planowaniu obróbki zgrubnej jest wielkość naddatku obróbkowego, jaki musi zostać pozostawiony na ściance, który następnie usuwany jest w obróbce wykończeniowej.

Wartość naddatku obróbkowego determinuje sztywność ścianki podczas obróbki wykończeniowej. Z drugiej strony im większa jest wartość naddatku obróbkowego tym dłuższy jest czas obróbki wykończeniowej [5, 6].



Rys. 1. Złożona struktura części lotniczej wykonanej z pełnego materiału

W przedstawionych poniżej badaniach pokazano wpływ zgrubnego frezowania wysokowydajnego przedmiotu cienkościennego o różnej grubości ścianki frezem z łamaczem wióra i bez łamacza. Celem badań było określenie wpływu zastosowania łamacza wióra na stabilność procesu frezowania wysokowydajnego cienkościennych struktur aluminiowych.

2. WARUNKI BADAŃ

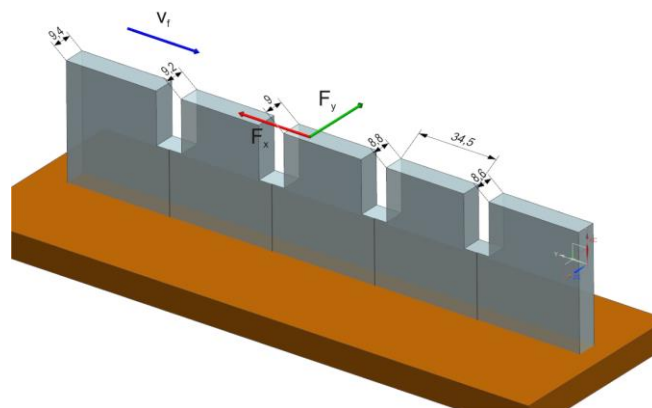
Próby frezowania wysokowydajnego zrealizowano na 5-osiowym centrum obróbkowym HSC 55 Linear firmy DMG (rys. 2). Obrabiarkę wyposażono w układ pomiarowy, który składał się z platformy pomiarowej sił skrawania wykonanej przy użyciu czterech pojedynczych 3-składowych piezoelektrycznych siłomierzy firmy Kistler typu 5073 oraz czujnika drgań PCB typu M353.

Badania doświadczalne przeprowadzono frezując model testowy, o stopniowanej grubości ścianki, przy stałej szerokości frezowania podczas jednego przejścia frezu (rys. 3). Jako materiał obrabiany wykorzystano stop aluminium 6061. Proces frezowania zrealizowano z wykorzystaniem dwóch frezów palcowych o średnicy 12 mm. Pierwszy z nich to frez katalogowy z geometrią łamacza wióra typu Kordell firmy Sandvik Coromant. Makrogeometria frezu przedstawia się następująco: kąt natarcia $\gamma=10^\circ$, kąt przyłożenia $\alpha=13^\circ$ oraz kąt nachylenia linii ostrza $\lambda=40^\circ$. Drugi to frez specjalny o tej samej makrogeometrii ostrza jak frez katalogowy, ale bez łamacza wióra. Przyjęto następujące parametry technologiczne: prędkość skrawania $v_c=680$

m/min, prędkość posuwu $v_f=5000$ mm/min, dosuw osiowy $a_p=12$ mm oraz dosuw promieniowy $a_e=8$ mm.



Rys. 2. Stanowisko badawcze: 1- narzędzie, 2- badana próbka, 3- platforma sił skrawania, 4- komputer, 5- przetworniki A/C, 6- sterowanie wzmacniaczy, 7- wzmacniacze ładunku, 8- czujnik drgań

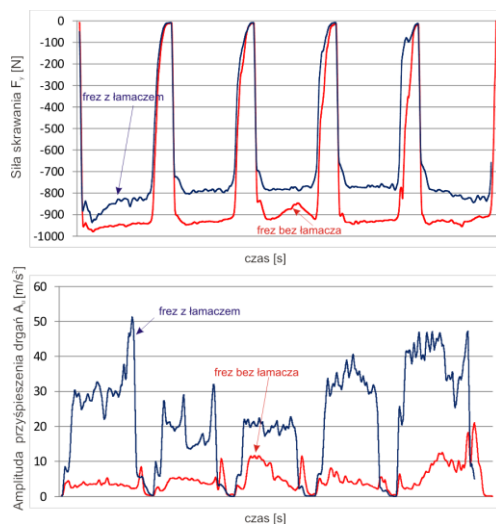


Rys. 3. Próbka do badań

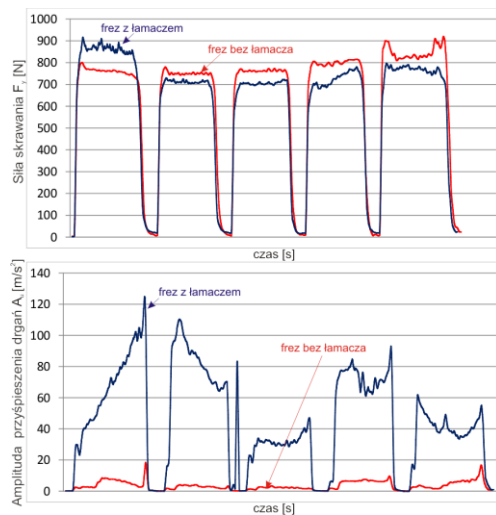
3. ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ

Wykonano próby frezowania współbieżnego oraz przeciwbieżnego dla obu frezów. Przeprowadzono próby frezowania ścianek o różnej grubości, w celu określenia dla jakiej grubości ścianki możliwe jest zastosowanie frezu z łamaczem wióra z zachowaniem wymaganej dokładności kształtu i wymiaru.

Podczas procesu frezowania rejestrowano składową siły skrawania F_y oraz amplitudę przyspieszenia drgań A_u . Na rys. 4 i 5 przedstawiono przebiegi czasowe składowej siły F_y bezpośrednio oddziałującej na ściankę oraz amplitudę przyspieszenia drgań A_u zarejestrowaną podczas frezowania współbieżnego i przeciwbieżnego.

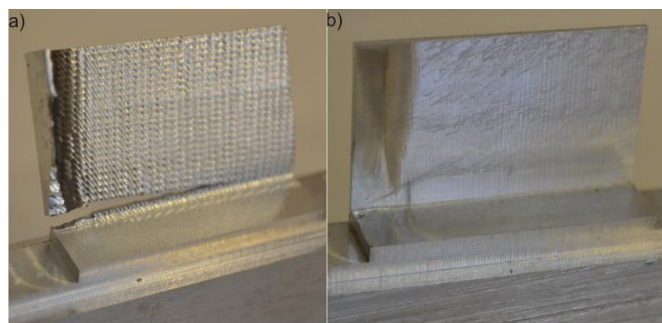


Rys. 4. Przebiegi czasowe siły F_y oraz amplitudy przyspieszenia drgań A_u podczas frezowania współbieżnego



Rys. 5. Przebiegi czasowe siły F_y oraz amplitudy przyspieszenia drgań A_u podczas frezowania przeciwbieżnego

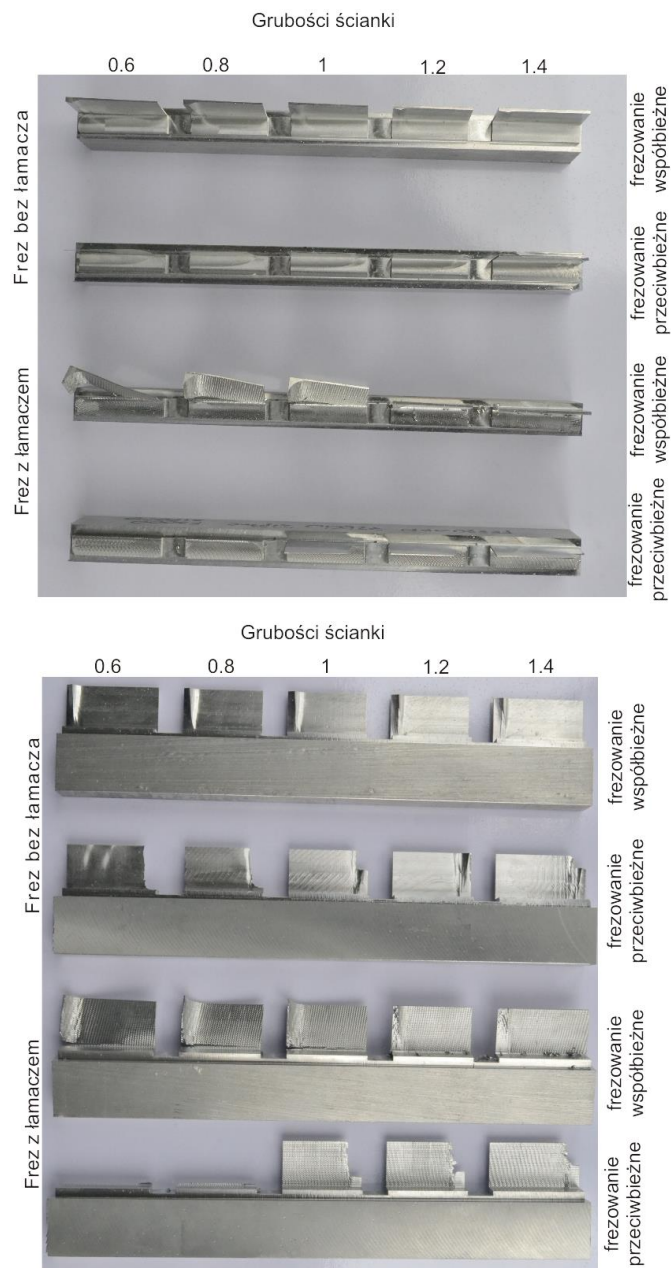
Z przeprowadzonych badań wynika, że zastosowanie frezu z łamaczem wióra skutkuje znacznie zmniejszonymi wartościami składowej siły F_y . Dla frezowania współbieżnego amplituda drgań A_u mieściła się w zakresie 5–10 m/s^2 . Natomiast dla frezu z łamaczem wióra, pomimo mniejszej o ok. 20% wartości składowej siły skrawania F_y , zarejestrowano drgania o znacząco większej amplitudzie niż dla frezu bez łamacza wióra. Można to wytłumaczyć faktem, iż w przypadku frezu z łamaczem wióra ma miejsce stopniowe wchodzenie sfalowanego wielopunktowego ostrza w materiał, co wynika z konstrukcji łamacza wióra. Powoduje to wielokrotny wzrost amplitudy drgań w porównaniu do frezu bez łamacza wióra z ciągłą linią ostrza. Tak duże wartości drgań spowodowały uszkodzenie najcieńszych ścianek o grubościach 0,6; 0,8 i 1 mm frezowanych frezem z łamaczem wióra, co pokazano na rys. 6 i 7.



Rys. 6. Widok ścianki o grubości 1 mm po frezowaniu współbieżnym frezem:
a) z łamaczem wióra, b) bez łamacza wióra

Z przedstawionych przebiegów czasowych składowej siły skrawania F_y wynika, że jej wartość we frezowaniu przeciwbieżnym jest o 30% mniejsza niż w frezowaniu współbieżnym oraz posiada przeciwny zwrot. W przypadku frezowania przeciwbieżnego skutkowało to tzw. „wciąganiem” materiału pod narzędzie. Powodowało to, że zarówno dla frezu bez łamacza wióra jak i z łamaczem nie otrzymano zakładanych wartości grubości ścianek niezależnie od ich nominalnej grubości. Ponadto podczas frezowania przeciwbieżnego zarejestrowano dwukrotny wzrost amplitudy drgań w porównaniu do frezowania współbieżnego, co w przypadku najcieńszych ścianek o grubościach 0,6 i 0,8 mm spowodowało ich oderwanie (rys. 6).

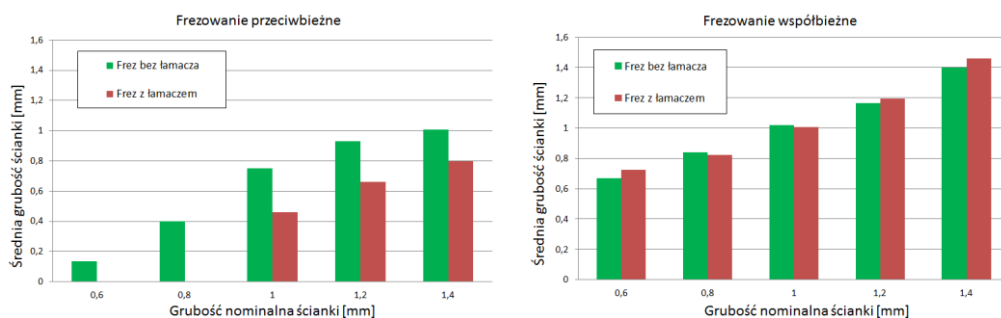
Widok ścianek po frezowaniu przedstawiono na rys. 7. Po każdej próbie frezowania przeprowadzono pomiar grubości frezowanych ścianek oraz ich ugięcia pod wpływem działania siły F_y .



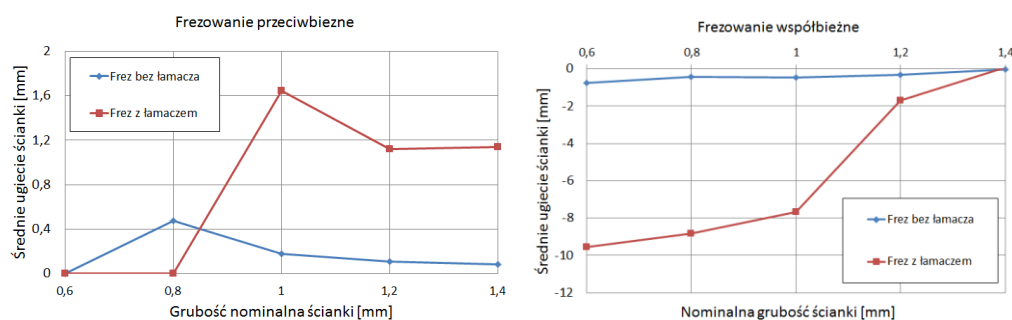
Rys. 7. Widok ścianek po frezowaniu współbieżnym i przeciwbieżnym

Na rys. 8-9 przedstawiono wyniki pomiarów grubości ścianek oraz ich ugięcia. Wyznaczono wartości średnie z trzech pomiarów przeprowadzonych na długości

frezowania każdej ścianki. Przedstawiona wartość ujemna ugięcia ścianki oznacza jej odpychanie od frezu, natomiast wartość dodatnia oznacza odkształcenie ścianki w kierunku narzędzia. Jest to zgodne z kierunkiem działania siły F_y .



Rys. 8. Zestawienie grubości ścianki po frezowaniu



Rys. 9. Ugięcie ścianek po frezowaniu

Największe różnice grubości ścianek od wartości nominalnej uzyskano w procesie frezowania przeciwbieżnego niezależnie od zastosowanego frezu. Ponadto podczas frezowania przeciwbieżnego frezem z łamaczem wióra, ścianki o grubości 0,6 oraz 0,8 mm uległy zniszczeniu, oderwaniu od frezowanej próbki (rys. 7).

Natomiast w przypadku frezowania współbieżnego grubości ścianek charakteryzowały się mniejszym odchyleniem wartości od wielkości nominalnych. Dla frezu z łamaczem wióra uzyskano grubości ścianek 1; 1,2 i 1,4 mm odpowiadające ich wartościom nominalnym. Tylko w przypadku cieńszych ścianek o grubości 0,6 i 0,8 mm zanotowano ich znaczne odkształcenie. Podczas frezowania współbieżnego frezem bez łamacza wióra odkształcenie ścianek nie przekroczyło 1 mm. Jednakże dla frezu z łamaczem wióra ścianki o grubości 0,6; 0,8 i 1 mm uległy znacznie większemu odkształceniu na poziomie kilku milimetrów oraz uszkodzeniu (rys. 7).

Frezowanie przeciwbieżne niezależnie od zastosowanego frezu i grubości ścianki nie pozwala na uzyskanie wymaganej grubości ścianki. Natomiast w przypadku frezowania współbieżnego dla przyjętych warunków badań ścianka o grubości 1,4 mm została wykonana poprawnie frezem z łamaczem wióra.

4. WNIOSKI

Przebieg obróbki zgrubnej HPC stopów aluminium ma wpływ nie tylko na wydajność frezowania, ale również na końcową jakość przedmiotu. Szczególnie w przypadku obróbki struktur cienkościennych istotne znaczenie ma wybór strategii frezowania oraz wartość naddatku obróbkowego na obróbkę wykończeniową pozostawianego na ścianie. Im większa wartość naddatku tym większa sztywność struktury podczas obróbki wykończeniowej, lecz dłuższy czas jej trwania.

Z przeprowadzonych badań wynika, że zastosowanie frezu z łamaczem wióra pomimo generowania mniejszych sił skrawania oddziałujących na przedmiot obrabiany powoduje powstawanie znacząco większych amplitud drgań. Dla przyjętych warunków badań skutkowało to uszkodzeniem ścianek o grubościach 0,6; 0,8 i 1 mm. Dla ścianki o grubości 1,2 mm odnotowano ugięcie na poziomie 2 mm. Jedynie jakość ścianki o grubości 1,4 mm była akceptowalna.

Korzystniejszą strategią obróbki było frezowanie współbieżne, gdyż nie powodowało efektu wciągania materiału i generowało mniejsze amplitudy drgań.

LITERATURA

- [1] OCZOŚ K. E., KAWALEC A., *Kształtowanie metali lekkich*, PWN 2012.
- [2] OCZOŚ K. E., *Obróbka wysokowydajna - (HPC)*, *Mechanik*11/ 2004, s. 701-709.
- [3] 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.
- [4] BUREK J., PŁODZIEN M., *Wysoko wydajna obróbka części ze stopów aluminium o złożonych kształtach*, *Mechanik* nr 7/2012, s.
- [5] KENEDY B., Earsl A. R., *Wall Smart*, *Cutting Tool Engineering*, February Volume 59 2007.
- [6] ANDRAE P., *Hochleistungszerspannung von Aluminiumknetlegierungen*, Dr.-Ing. Dissertation, Hannover 2002.

ANALIZA MIESI WPLYWU WIELKOŚCI ORAZ ROZKŁADU SIŁ MOCOWANIA NA DOKŁADNOŚĆ OBRÓBKI PRZEDMIOTU O MAŁEJ SZTYWNOŚCI

Ryszard DĘBKOWSKI¹, Paweł OSTROWSKI¹

1. WPROWADZENIE

Zaostrzenie przepisów dotyczących ochrony środowiska oraz zwiększanie zainteresowania nabywców produktami ekologicznymi i ergonomicznymi, sprzyja dążeniu do tworzenia coraz lżejszych konstrukcji, np. pojazdów, przedmiotów codziennego użytku, elektronarzędzi, urządzeń elektronicznych, itp. Stosowanie lekkich konstrukcji zapewnia obniżenie zużycia energii zarówno na etapie ich wytwarzania jak i w trakcie eksploatacji, podnosi walory użytkowe tych urządzeń, których wykorzystanie związane jest z ręczną obsługą (trzymanie, manipulowanie). Obniżenie masy elementów można uzyskać m.in. stosując do ich budowy materiały lekkie (np. tworzywa sztuczne, kompozyty, stopy aluminium, tytanu itd.), minimalizując przekroje, zastępując pełne ścianki konstrukcjami ażurowymi oraz stosując uźebrowanie. Dostępne obecnie programy obliczeniowe umożliwiają konstruowanie nakierowane na zapewnienie cech użytkowych konstrukcji przy pełnym wykorzystaniu właściwości tworzących ją materiałów, uwzględniając kryteria wytrzymałości, sztywności, czy przewodności cieplnej. Powstają przez to coraz bardziej wyrafinowane, w tym cienkościennie konstrukcje, których wytworzenie, szczególnie gdy są one wykonywane ze stopów metali lekkich (np. aluminium, tytan), wymusza zastosowanie adekwatnych technologii, w tym technologii obróbki ubytkowej.

Mniejsza sztywność takich konstrukcji wymaga od technologa projektującego obróbkę ubytkową zwrócenia szczególnej uwagi na wielkość sił skrawania oraz wielkość i miejsce przyłożenia sił mocowania. Zbyt duże ich wartości mogą doprowadzić do takich odkształceń przedmiotu, których następstwem są wykonawcze

¹ Politechnika Łódzka, Katedra Technologii Maszyn, 90-924 Łódź, ul. Stefanowskiego 1/15

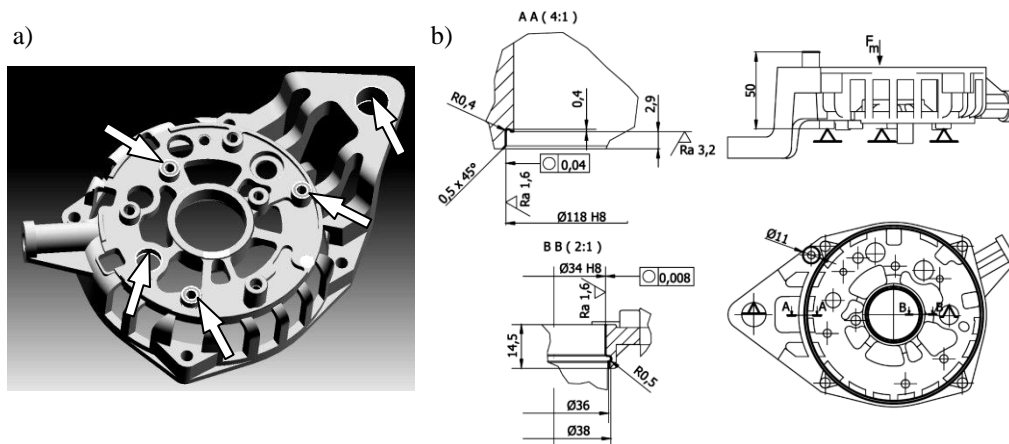
odchyłki wymiaru i kształtu, przekraczające wartości dopuszczalne. Obróbka cienkościennych konstrukcji winna być więc tak zaprojektowana, by zminimalizować niepożądane odkształcenia powierzchni poddawanych skrawaniu [1, 2].

W referacie przedstawiono przykład zastosowania metody elementów skończonych do analizy odkształceń wywołanych siłami mocowania oraz ich wpływu na dokładność kształtowo-wymiarową obrabianych powierzchni odlewu cienkościennego ze stopu aluminium.

2. ZADANIE OBRÓBKOWE

Opis rozważanego zagadnienia przedstawiono na przykładzie operacji obróbki odlewu pokrywy prądnicy (rys. 1) wykonanego ze stopu aluminium EN-AC 46000, realizowanego w warunkach produkcji seryjnej.

Schemat ustalenia przedmiotu w rozpatrywanej operacji wraz z zaznaczeniem powierzchni podlegających obróbce zamieszczono na rysunku 1a. Przedmiot w tej operacji został ustalony na płaszczyźnie i parze kołków, wykorzystujących jako powierzchnie bazowe obrobione nadlewy oraz otwory. Efektem przeprowadzonej operacji mają być m.in. wykonane dokładnie dwa otwory: $\varnothing 34$ z tolerancją 0,033 mm i odchyłką kołowości 0,008 mm oraz $\varnothing 118$ o tolerancji 0,054 mm i odchyłce kołowości 0,04 mm. Ponieważ przedmiot ma małą sztywność, wybór miejsc przyłożenia i wielkości sił mocowania odgrywa bardzo istotną rolę. Zaprojektowany mechanizm mocowania nie może doprowadzić do powstania zbyt dużych ugięć sprężystych, które zanikając wraz z odmocowaniem przedmiotu spowodują utratę nadanej obróbką dokładności kształtowo-wymiarowej i pojawienie się odchyłek przekraczających dopuszczalne tolerancje.



Rys. 1. a) Pokrywa prądnicy z zaznaczonymi powierzchniami ustalającymi
b) Zadanie obróbkowe, schemat ustalenia i zamocowania

3. WYMAGANA WIELKOŚĆ SIŁY ZAMOCOWANIA

Podstawowym kryterium określenia wymaganej wielkości siły zamocowania jest wartość występujących sił skrawania. W rozpatrywanej operacji obróbkowej (rys. 1b) obróbce zostaną poddane dwie powierzchnie metodą wytaczania (otwory $\varnothing 118H8$, $\varnothing 34H8$), jedna powierzchnia frezowaniem czołowym (czoło nadlewu na wymiar 50) oraz jedna powierzchnia kształtowym frezowaniem cyrkulacyjnym (otwór $\varnothing 36$ + rowek $R0,5$ na $\varnothing 38$). Najistotniejszy wpływ na wymaganą siłę zamocowania przedmiotu, zapewniającą jego unieruchomienie podczas obróbki, będzie miała styczna siła skrawania pojawiająca się w trakcie frezowania cyrkulacyjnego. Przyjęto, że powierzchnia ta zostanie wykonana frezem kształtowym z ostrzami PCD, z wysoką prędkością skrawania. Korzystając ze wzorów (1) i (2) [3] obliczono przybliżoną wartość stycznej siły skrawania, która dla zakładanych warunków obróbki i właściwym oporze skrawania materiału odlewu wynosi 240N.

$$F_c = b \cdot h \cdot k_c \quad (1)$$

$$k_c = k_{c1} \cdot h^{-m_c} \quad (2)$$

Szerokość warstwy skrawanej $b=4,5$ mm, opór właściwy skrawania $k_{c1}= 600$ N/mm², grubość warstwy skrawanej $h=0,05$ mm, stała materiałowa $m_c=0,20$.

Przy założeniu elastycznego sposobu mocowania, wartość wymaganej siły zamocowania opisuje wzór (3) [4].

$$F_m = \frac{kF_c - \mu_1 G}{\mu_1 + \mu_2} \quad (3)$$

F_m – siła mocowania [N], μ_1, μ_2 – współczynniki tarcia,
 F_c – styczna siła skrawania [N], G – ciężar części [N].

Przyjmując jednakową wartość współczynników tarcia na styku przedmiotu z powierzchniami elementów mechanizmu mocowania oraz uchwytu obróbkowego ($\mu_1=\mu_2=0,2$ tarcie półsuche, w którym na obu stykających się powierzchniach występują warstwy adsorpcyjne środków smarnych zawartych w cieczy chłodząco-smarującej), wielkość współczynnika bezpieczeństwa na poziomie $k=2$ oraz ciężar przedmiotu 3,35 N, wartość szacowanej na podstawie wzoru (3) wymaganej minimalnej siły mocowania wynosi 1200 N.

Styk elementów mechanizmu zamocowania z powierzchnią przedmiotu można zaprojektować w różnych miejscach. W rozpatrywanej operacji, by zapewnić prostą konstrukcję uchwytu obróbkowego i łatwy dostęp narzędzi do powierzchni

obrabianych, siły mocowania należy rozmieścić na powierzchni kołnierza. Alternatywnym rozwiązaniem, ale wymagającym złożonej konstrukcji uchwytu, jest wykorzystanie dna wnętrza pokrywy. Wybór rozwiązania winien być poprzedzony analizą wielkości powstających odkształceń i ich potencjalnego wpływu na dokładność obróbki.

4. SYMULACJA MES ODKSZTAŁCEŃ PRZEDMIOTU

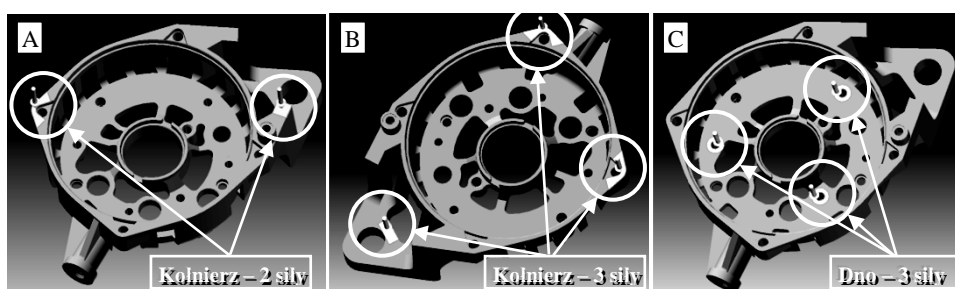
Analizę odkształceń przedmiotu poddanego działaniu sił mocowania przeprowadzono z zastosowaniem symulacji MES przy użyciu studenckiej wersji programu Autodesk Inventor Professional 2014.

W przedmiocie po przyłożeniu sił mocowania występuje złożony stan odkształcenia. Wzdłuż obwodu każdego z otworów obserwuje się różne wartości składowych ugięcia w kierunkach X,Y,Z. O wielkości powstałej w wykonanych otworach odchyłki kołowości decydować będą wartości odkształceń występujących w płaszczyźnie prostopadłej do osi otworów.

W prowadzonych badaniach maksymalną wielkość ugięcia surowych powierzchni otworów wyznaczono dla kilku wariantów sposobu mocowania, różniących się:

- miejscem przyłożenia składowych siły docisku,
- liczbą punktów przyłożenia składowych siły docisku,
- wartością sił dociskowych w poszczególnych punktach przyłożenia,
- wielkością powierzchni docisku.

W każdym przypadku wypadkową wartość siły mocowania przyjęto zgodnie z wcześniejszym oszacowaniem – 1200 N. Dla wariantu charakteryzującego się najmniejszą wartością strzałek ugięcia, wykonano dodatkowo symulację odkształceń, jakie pojawiłyby się w przypadku przekroczenia zakładanej, minimalnej siły mocowania. Na rysunku 5 przedstawiono przyjęte podczas obliczeń miejsca styku elementów mocujących z powierzchniami przedmiotu.



Rys. 2. Rozkład miejsc przyłożenia sił mocowania

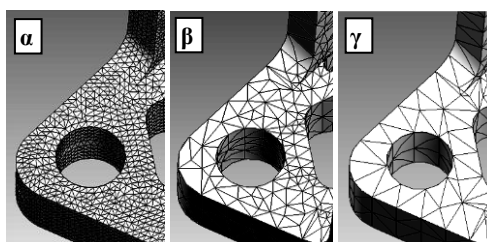
W każdym z wyżej wymienionych wariantów przedmiot opiera się na trzech wcześniej obrobionych nadlewach, których powierzchnie czołowe mają kształt

pierścieni o średnicy 9 mm, oznaczonych na rys. 1a białymi okręgami.

Z uwagi na istniejący wpływ sposobu dyskretyzacji modelu CAD na wynik symulacji MES [5], w pierwszym etapie badań symulacyjnych skupiono się na ocenie zależności otrzymywanych wartości przemieszczeń powierzchni przedmiotu wywołanych siłami mocowania od przyjętej wielkości elementu siatki MES. Badanie przeprowadzono dla wariantów B i C (rys. 2), zakładając równomierny rozkład wartości sił mocowania. W tabeli 1 przedstawiono zastosowane parametry dyskretyzacji a na rysunku 3 odpowiadające im siatki MES.

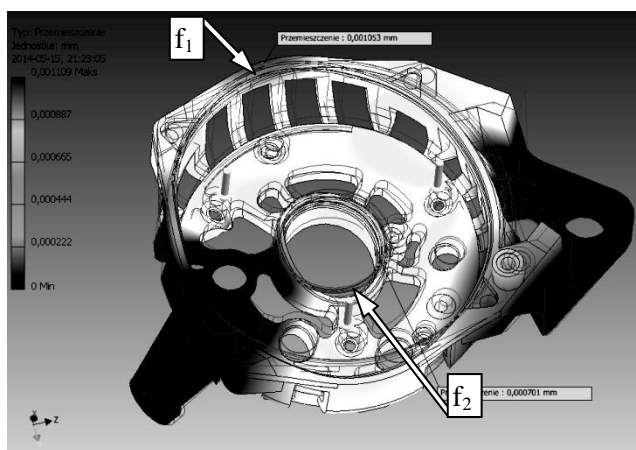
Tabela 1. Parametry dyskretyzacji modelu MES

Ustawienia siatki	Wariant siatki		
	α	β	γ
Średnia wielkość elementu	0,01	0,1	1,0
Minimalna wielkość elementu	0,2		
Współczynnik gradacji	1,5		
Maksymalny kąt trójkąta siatki	60deg		



Rys. 3. Siatka MES dyskretyzacji modelu

Przykład wizualizacji wyników symulacji MES przemieszczeń powierzchni przedmiotu zaprezentowano na rysunku 4. Do dalszej analizy wyznaczono wartości maksymalnych przemieszczeń powierzchni otworów w płaszczyźnie prostopadłej do ich osi. Symbolem f_1 przyjęto oznaczać przemieszczenie występujące w otworze $\varnothing 118H8$ a symbolem f_2 , w otworze $\varnothing 34H8$. Efekty zmian parametrów dyskretyzacji modelu MES na wyniki symulacji przedstawiono w tab. 2.



Rys. 4. Mapa deformacji pokrywy prądnicy z symulacji 3D MES

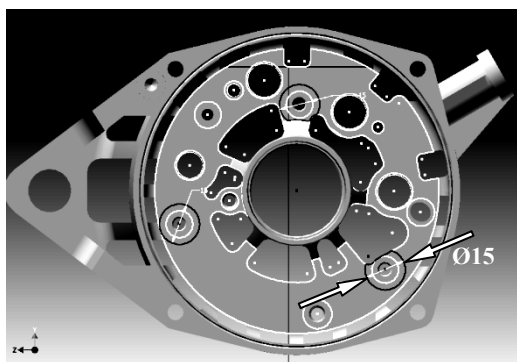
Tabela 2. Maksymalne przemieszczenia powierzchni otworów pokrywy prądnicy z symulacji 3D MES

Rozkład sił	Wariant siatki	Przemieszczenie	
		f_1 [mm]	f_2 [mm]
C	α	0,001068	0,000708
	β	0,001058	0,0007
	γ	0,001053	0,000701
B	α	0,07756	0,00386
	β	0,07406	0,00369
	γ	0,0725	0,00364

Uzyskane wyniki wskazują, że zmiana parametrów dyskretyzacji modelu korpusu prądnicy w niewielkim stopniu wpłynęła na wartości przemieszczeń powierzchni otrzymanych w procesie symulacji. Rząd wielkości zmian jest pomijalnie mały. Stąd w dalszych badaniach, dla zapewnienia optymalnej szybkości obliczeń, przy akceptowalnej rozdzielczości wyników symulacji, zastosowano wariant β dyskretyzacji modelu MES.

5. WPŁYW SPOSOBU PRZYŁOŻENIA SIŁ MOCOWANIA NA WYNIK SYMULACJI MES ODKSZTAŁCEŃ POKRYWY PRĄDNICY

W tabeli 3 zestawiono wyniki symulacji odkształceń powierzchni otworów pokrywy prądnicy zgodnie z oznaczeniami przedstawionymi na rysunku 4. Przedstawiono 6 wariantów przyłożenia wymaganej, minimalnej siły mocowania, uwzględniając w tym 3 przypadki jej nierównego podziału na składowe, w których



Rys. 5. Kształty pól styku z dociskiem Ø15

największą siłę dokładano w pobliżu miejsca maksymalnego ugięcia z wariantu równomiernego rozkładu. Kształt i powierzchnia miejsc styku elementów mocujących z powierzchnią kołnierza w każdym z rozpatrywanych wariantów pozostawała bez zmian. W wariantach mocowania poprzez dno rozważono dwa przypadki zastosowanej wielkości elementu dociskającego: o średnicy 8 mm i 15 mm. Powierzchnia styku docisku z dnem pokrywy może mieć kształt pierścienia o zewnętrznym

Tabela 3. Wartości maksymalnych przemieszczeń powierzchni otworów pokrywy prądnicy z symulacji 3D MES w zależności od sposobu mocowania

Sposób przyłożenia sił mocowania		Odkształcenie	f_1 [mm]	f_2 [mm]
Kołnierz	2 siły	Rozkład nierównomierny (400N+800N)	0,1025	0,0059
		Rozkład równomierny (600N+600N)	0,0852	0,0053
	3 siły	Rozkład nierównomierny (300N+300N+600N)	0,1238	0,0055
		Rozkład równomierny (400N+400N+400N)	0,0733	0,00366
Dno	3 siły	Rozkład nierównomierny (300N+300N+600N)	0,00119	0,00055
		Rozkład równomierny (400N+400N+400N)	0,00106	0,00069
		Rozkład równomierny (400N+400N+400N) zwiększona powierzchnia docisku	0,00216	0,00101

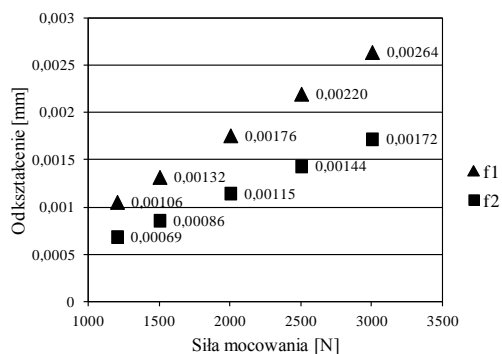
zarysie w postaci okręgu (gdy docisk 8 mm) lub mieć zarys nieregularny, wynikający z ażurowej geometrii tej ścianki (docisk 15 mm, rys. 5).

Symulowane odkształcenia powierzchni, dla których konstruktor narzucił wąskie tolerancje odchyłek wymiaru i kształtu, mają znacznie wyższe wartości przy rozmieszczeniu sił mocujących na kołnierzu aniżeli w przypadku przyłożenia ich na dnie pokrywy. Największe wartości występują przy nierównomiernym rozkładzie wartości sił składowych rozmieszczonych w trzech punktach kołnierza. Równomierne rozłożenie siły docisku w trzech punktach zmniejsza symulowaną wartość odkształceń, jednak ich wpływ na końcowy efekt obróbki jest zbyt znaczny w odniesieniu do dopuszczalnych odchyłek geometrii otworów. Na odkształcenia szczególnie narażona jest powierzchnia otworu $\varnothing 118H8$, której zakładane dopuszczalne odchyłki kołowości (0,04 mm) nie mogą być osiągnięte przy zastosowaniu mocowania poprzez kołnierz. Ten wariant mógłby zostać dopuszczony przy ograniczeniu obecnego zadania tylko do obróbki otworu $\varnothing 34H8$ i osiągnięciu bardzo małych błędów obróbki. Tutaj symulowane odchyłki odkształceń nie przekraczają dopuszczalnych tolerancji (kołowości 0,008 mm).

W przypadku wykorzystania dna pokrywy do przyłożenia sił mocowania model MES także prognozuje powstanie odkształceń, ale radykalnie mniejszych w stosunku do poprzedniego wariantu. Warto tutaj zaznaczyć, że odkształcenie nastąpiło tylko w wyniku naprężeń ściskających, jakie występują w materiale pokrywy znajdującym się pomiędzy podporami a elementami dociskowymi. Przedmiot w tym przypadku nie został obciążony momentami gnącymi. Prognozowane wartości przemieszczeń są na tyle małe, że dokładność kształtowo-wymiarowa obrabianej powierzchni w tym przypadku będzie zależna od dokładności przeprowadzonej obróbki.

Wyniki symulacji zamieszczone w ostatnim wierszu tabeli 3 wskazują, że na odkształcenie ma także wpływ wielkość powierzchni styku elementu dociskowego z przedmiotem. Jej powiększenie powyżej wielkości i kształtu pola powierzchni podparcia może być przyczyną wzrostu deformacji. W rozpatrywanym przykładzie wielkość przemieszczenia zwiększyła się dwukrotnie.

Przedstawione wyżej wyniki symulacji pokazały, że żaden sposób realizacji mocowania nie zachowuje pierwotnego kształtu przedmiotu. Czy zatem przy wyborze najlepszego wariantu (C, rys. 2, dno – 3 siły) można dowolnie zwiększać siłę mocowania? Na rys. 6 przedstawiono wyniki symulacji MES odkształceń przedmiotu obciążonego wyższymi



Rys. 6. Wartości maksymalnych odkształceń powierzchni otworów pokrywy prądnicy z symulacji 3D MES w zależności od wielkości siły docisku

siłami mocowania. Przebieg wykresu jednoznacznie wskazuje, że istnieje proporcjonalna zależność wielkości odkształcenia od siły mocowania. Deformacja, której może ulec przedmiot w tym przypadku nie będzie wpływała na wynik obróbki, nawet przy trzykrotnym przekroczeniu założonej wartości minimalnej.

6. PODSUMOWANIE

Osiąganie wysokiej dokładności kształtowo-wymiarowej w obróbce przedmiotów o małej sztywności jest utrudnione przez ich podatność na deformacje wywoływane siłami skrawania i mocowania. Symulacje MES dają możliwość analizy odkształceń konstrukcji na etapie projektowania operacji obróbki. Można je wykorzystać np. do optymalizacji wyboru miejsc przyłożenia i wartości sił mocowania. Na podstawie wyników przeprowadzonych symulacji przedstawionego w referacie przykładu można sformułować kilka, ogólniejszej natury wniosków. Badanie wpływu dyskretyzacji modelu przedmiotu do symulacji MES odkształceń wykazało, że niezależnie od przyjętej średniej wielkości elementu siatki wyniki symulacji są bardzo podobne. W fazie projektowania operacji można więc rekomendować stosowanie takiego rodzaju dyskretyzacji, który zapewni szybkie uzyskanie wyników obliczeń. Symulacja odkształceń w różnych wariantach rozmieszczenia punktów przyłożenia sił mocowania jednoznacznie wykazała, że należy unikać tych rozwiązań, w których powstają momenty gnące, wynikające z przesunięcia punktu działania siły względem miejsca podparcia przedmiotu, także w przypadku niewielkich sił mocowania stosowanych w obróbce z wysokimi prędkościami. Przyłożenie sił mocowania bezpośrednio nad punktami podparcia również wywołuje odkształcenia w objętości całej bryły przedmiotu, a więc także w punktach odległych od miejsc działania sił. Na taki przypadek należy zwrócić uwagę szczególnie wówczas, gdy wielkość elementu dociskowego jest większa od powierzchni podparcia.

LITERATURA

- [1] RATCHEV S., LIU S., BECKER A.A., *Error compensation strategy in milling flexible thin-wall parts*, Journal of Material Processing Technology 162–163 (2005) 673–681.
- [2] ZĘBALA W., *Minimalizacja błędów obróbki przedmiotów cienkościennych*, Inżynieria Maszyn R. 15, z. 3, 2010, str. 45-54.
- [3] Poradnik obróbki skrawaniem GARANT. www.garant-tools.com.
- [4] POREMBSKI J., *Przyrządy obróbkowe*, Warszawa, PWN, 1982, 205.
- [5] NIEŚLONY P., GRZESIK W., CHUDY R., *Wpływ dyskretyzacji modelu narzędzia na efekt symulacji MES procesu skrawania*, VII Konferencja Szkoły Obróbki Skrawaniem, Mechanik, Vol. 86, nr 8-9, 2013, str. 89-96.

PRZEDSTAWIENIE WARIANTÓW TECHNOLOGII OBRÓBKİ KORPUSU GAZOMIERZA POPRZEZ WYBÓR ROZWIĄZANIA KONSTRUKCJI UCHWYTU MOCUJĄCEGO

Jan KACZMAREK¹, Sebastian LANGE¹, Robert ŚWIĘCIK², Artur ŻURAWSKI¹

1. WPROWADZENIE

Obróbka skrawaniem pozostaje nadal jedną z wiodących metod kształtowania części maszyn i urządzeń. Wiele zabiegów technologicznych wykonuje się przez usunięcie zewnętrznej warstwy materiału za pomocą skrawania, nawet w przypadku stosowania w danym procesie innych metod obróbki. Ważnym czynnikiem w procesie wytwarzania wyrobu jest opracowanie technologii. Oczekiwania i wymagania klientów, co do dokładności i jakości wytwarzanych produktów, ciągle rosną. Aby obniżyć koszty gotowego wyrobu bardzo istotnym czynnikiem jest optymalizacja technologii obróbki. Duże możliwości daje tu zastosowanie w procesie produkcyjnym obrabiarek sterowanych numerycznie, jak również zastosowanie najnowszych technik komputerowych w procesach projektowania. Użycie tych technik, do stosowanych technologii danego przedsiębiorstwa produkcyjnego, czyni je bardziej efektywnym, a dla inżyniera, technologa bądź konstruktora – przydatnym narzędziem poprawiającym wydajność pracy [1].

Istotną cechą każdej konstrukcji wyrobu jest jej technologiczność [2]. Dotyczy ona szczególnie uchwytów obróbkowych. Uchwyty powinny spełniać warunki funkcjonalności oraz niskiego kosztu wytworzenia, przy jednoczesnym zachowaniu wymagań jakościowych, odpowiednich zasad ustalenia i zamocowania przedmiotu obrabianego [3]. Innymi czynnikami, które należy uwzględnić podczas projektowania, są m.in.: minimalizacja masy uchwytu, krótki czas mocowania przedmiotów,

¹ COMMON S.A., ul. Aleksandrowska 67/93, 91-205 Łódź (www.common.pl)

² Politechnika Łódzka, Katedra Technologii Maszyn, ul. Stefanowskiego 1/15, 90-924 Łódź

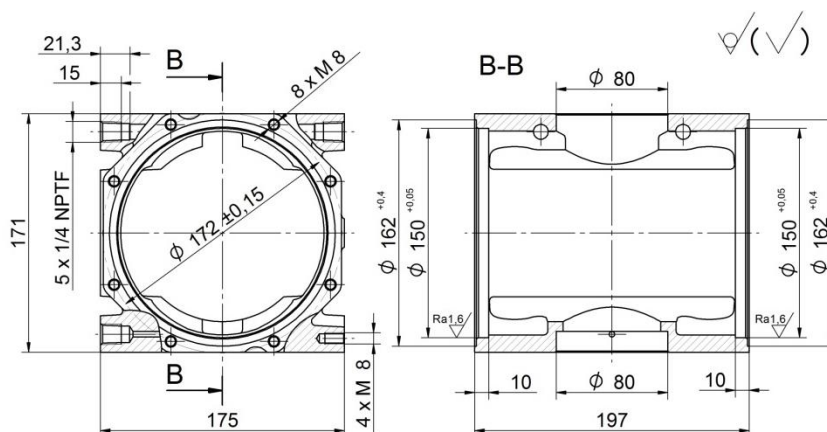
zastosowanie znormalizowanych elementów, minimalizacja liczby części składowych, a także bezpieczna obsługa [4].

W niniejszej publikacji przedstawiono sposób postępowania przy realizacji zadania opracowania technologii obróbki, poprzez zmianę konstrukcji przyrządu, w firmie Common S.A. - producenta systemów opomiarowania gazu. Technologia powinna przede wszystkim uwzględniać aspekt jakościowy i ekonomiczny, na który składają się takie elementy jak:

- wykorzystanie istniejącego parku maszynowego,
- wykorzystanie istniejącego oprzyrządowania,
- dążenie do zintegrowania jak największej liczby zabiegów obróbkowych w jednej operacji,
- możliwość osiągnięcia wysokich parametrów obróbki (sztywności zamocowania, mały wysięg narzędzia itp.).

2. PRZEDMIOT OBRABIANY

Zadanie technologiczne, jakie zostało przedstawione do zrealizowania, polegało na wdrożeniu do produkcji korpusu zewnętrznego gazomierza HTB. Wymagania geometryczne tego korpusu przedstawiono na rys. 1.



Rys. 1. Rysunek wykonawczy korpusu żeliwnego

Materiałem wyjściowym korpusu jest odlew z żeliwa sferoidalnego EN-GJS-400-18-LT.

3. WARIANTY TECHNOLOGII DLA ANALIZOWANEGO KORPUSU

Wymagania w stosunku do technologii obróbki:

- minimalna liczba operacji,
- przystosowanie oprzyrządowania do obróbki na poziomych centrach frezarskich (dotychczas obróbka podobnych technologicznie elementów odbywała się jedynie na centrach pionowych),
- ze względu na małe naddatki obróbkowe wewnątrz korpusu, konieczne jest bazowanie na wewnętrznych powierzchniach przedmiotu obrabianego,
- skrócenie czasów obróbczych poprzez zapewnienie sztywności układu OUPN.

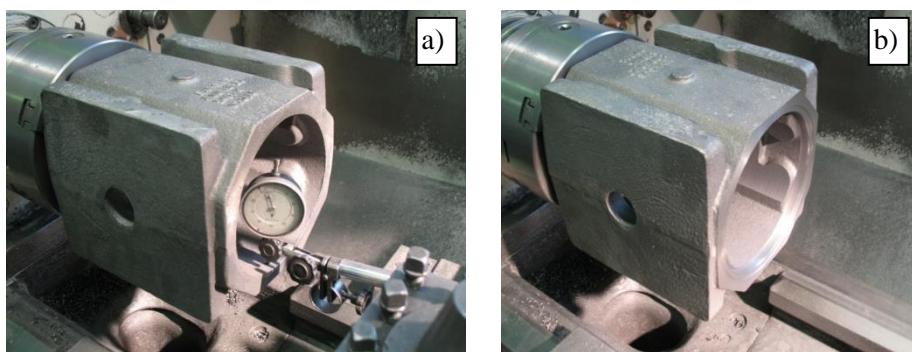
Analiza i wdrożenie odbyło się w trzech wariantach wynikających z wymaganego programu produkcji:

- wariant 1: produkcja jednostkowa wymagana do wytworzenia prototypów i serii pilotażowej,
- wariant 2: produkcja małoseryjna (10 szt./mc) w początkowym etapie produkcyjnym wykorzystująca część istniejącego oprzyrządowania dla produkowanych już technologicznie podobnych korpusów,
- wariant 3: produkcja seryjna (ok. 100 szt./mc) nowe i zmodyfikowane oprzyrządowanie pozwalające w pełni wykorzystać możliwości obróbcze maszyn i zminimalizować czas obróbki.

3.1. WARIANT PIERWSZY OBRÓBKII KORPUSÓW

Proces technologiczny zawiera następujące operacje:

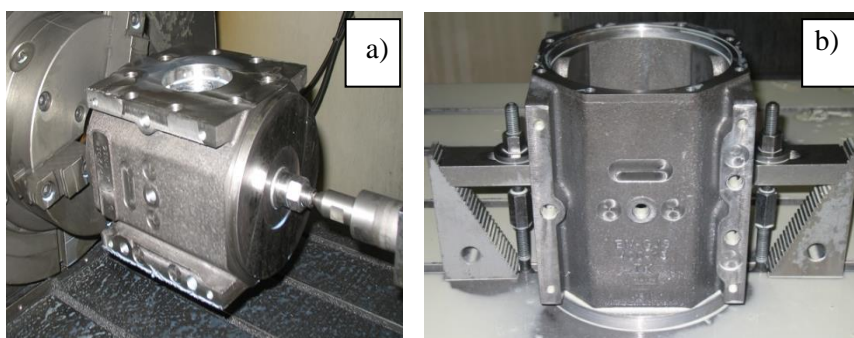
operacja 1 na tokarce konwencjonalnej, mocowanie w uchwycie trójszczekowym za nieobrobioną powierzchnię wewnętrzną – planowanie powierzchni czołowej oraz wytaczanie zamka (rys. 2a);



Rys. 2. Obróbka korpusu na tokarce konwencjonalnej: a) operacja 1– planowanie i toczenie zamka I strony korpusu, b) operacja 2– planowanie i toczenie zamka II strony

operacja 2 na tokarce konwencjonalnej, mocowanie w uchwycie trójszczękowym za powierzchnię wewnętrzną, obrobioną w poprzedniej operacji – planowanie powierzchni czołowej oraz toczenie powierzchni wewnętrznej (rys. 2b).

operacja 3 na frezarce CNC (4-osie), mocowanie na stole obrotowym, za pomocą tarcz dociskowych zamontowanych z obu stron korpusu i skręconych przy pomocy śruby, bazowanie na powierzchniach wytoczonych zamków w poprzednich operacjach – frezowanie powierzchni bocznych korpusu (rys. 3a),



Rys. 3. Obróbka korpusu na frezarce CNC: a) operacja 3– frezowanie powierzchni bocznych, b) operacja 4 i 5– obróbka otworów gwintowanych

operacja 4 na frezarce CNC, z wykorzystaniem tarczy przykręconej za pomocą rowków teowych do stołu obrabiarki, bazowanie na powierzchni wytoczonego zamka – obróbka otworów gwintowanych na powierzchni czołowej korpusu (rys. 3b),

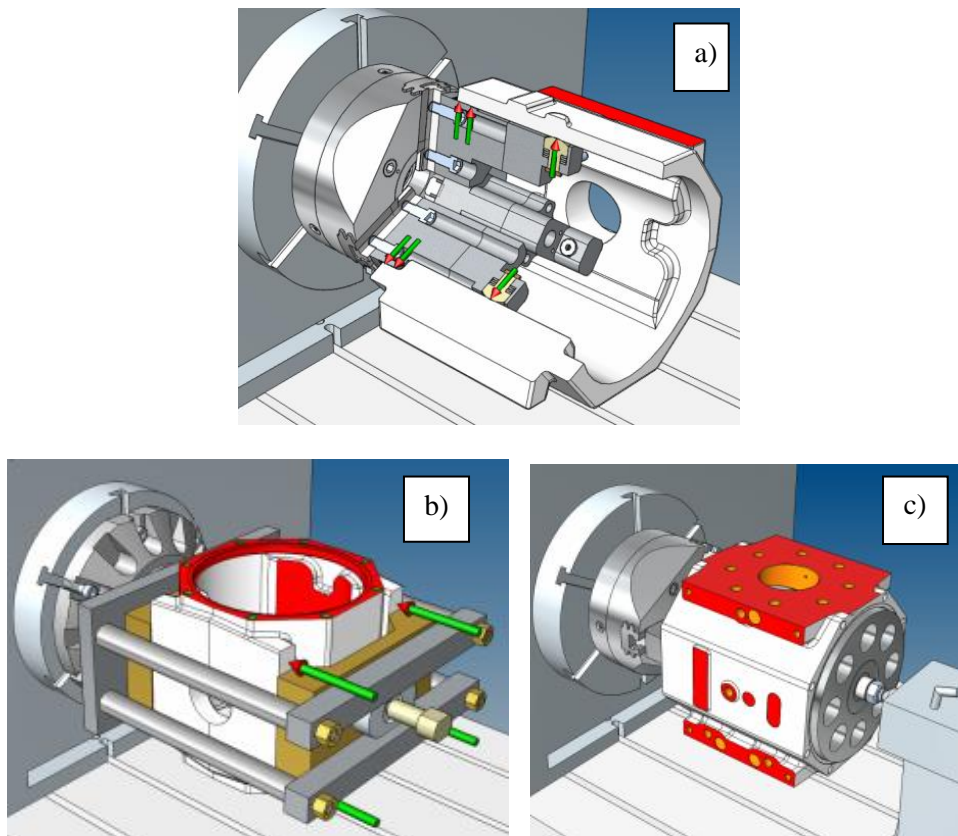
operacja 5 obróbka otworów gwintowanych z drugiej strony korpusu, przy pomocy przyrządów z operacji 4, bazowanie na powierzchni wytoczonego zamka.

3.2. WARIANT DRUGI OBRÓBKI KORPUSÓW

W drugim procesie przeznaczonym do produkcji małoseryjnej zrezygnowano z operacji tokarskich, które w tym przypadku są czasochłonne ze względu na małe siły mocowania i konieczność manualnego osiowania korpusu w uchwycie trójszczękowym. Dla operacji 2 i 3 wykorzystano istniejące oprzyrządowanie stosowane dla części technologicznie podobnych. Takie rozwiązanie wymaga jednak zaprojektowania i wykonania dodatkowego przyrządu mocującego korpus dla operacji 1. W procesie projektowania wykorzystano oprogramowanie Solid Edge.

Proces technologiczny zawiera następujące operacje:

- operacja 1** - frezowanie powierzchni bocznych do ich „zabielenia”, bazowanie na nieobrobionych powierzchniach wewnętrznych (rys. 4a). Wprowadzenie tej operacji jest niezbędne, aby umożliwić zamocowanie korpusu w istniejących przyrządach, przy zachowaniu warunku wyboru pierwszej bazy na powierzchniach wewnętrznych korpusu.
- operacja 2** - wytaczanie zamków, wykorzystano istniejący przyrząd do obróbki czół, wykonanie otworów gwintowanych na czołach korpusu, bazowanie odbywa się na powierzchniach obrobionych w operacji poprzedniej (rys. 4b),
- operacja 3** - frezowanie zgrubne i wykończeniowe powierzchni bocznych korpusu, bazowanie na powierzchniach obrobionych zamków w operacji 2 (rys. 4c).



Rys. 4. Obróbka korpusu na frezarce pionowej CNC: a) operacja 1– wykonanie baz do dalszej obróbki, b) operacja 2– wytaczanie zamków, wykonanie otworów gwintowanych, c) operacja 3– frezowanie powierzchni bocznych

Konstrukcja przyrządów obróbkowych:

Przyrząd 1. Mocowanie odbywa się w uchwycie trójszczekowym do którego dorobiono szczęki specjalne. W celu wycentrowania stosunkowo długiego korpusu wprowadzono dodatkowe trzpienie centrujące. Ponieważ mocowanie odbywa się na powierzchniach surowych wykonanych w technologii odlewania elementy centrujące osadzone są na podatnych sprężynach talerzowych. Mocowanie odbywa się tylko na powierzchni zamka z jednej strony korpusu. Szczęki takie oddziałują na niewielkiej powierzchni i nie mogą zapewnić dużej sztywności mocowania, dlatego rozwiązanie takie można stosować jedynie do obróbki wstępnych baz. Kątowe ustalenie korpusu zapewniają kołki mocowane do jednej ze szczęk. Przyrząd mocowany jest do tarczy stołu obrotowego sterowanego w czwartej osi, umożliwiającej obróbkę w kilku płaszczyznach. Przyrząd nie wymaga podparcia konikiem, dlatego możliwe jest użytkowanie go na centrach frezarskich poziomych jak i pionowych.

Przyrząd 2. Korpus obrabiany mocowany jest w przyrządzie o konstrukcji „klatkowej”. Docisk wywierany jest poprzez płytę za pomocą śruby. Dla osiągnięcia dużych sił mocowania powierzchnie bazujące muszą być poddane wcześniejszej obróbce. Przyrząd mocowany jest również do stołu 4osi obrabiarki CNC i może być stosowany zarówno na centrum poziomym jak i pionowym.

Przyrząd 3. Korpus mocowany jest pomiędzy dwoma tarczami skręconymi za pomocą trzpienia poza obrabiarką. Całość następnie montowana pomiędzy uchwytem a konikiem, zapewniając prawidłowe ustalenie korpusu względem stołu obrotowego sterowanego w czwartej osi. Bazowanie tarcz musi odbywać się na obrobionych zamkach korpusu, uniemożliwiając tym samym zastosowanie tej metody do surowych części. Przyrząd można stosować tylko na centrach poziomych ze względu na użycie konika.

Zaletą przedstawionego rozwiązania obróbki korpusu gazomierza jest ograniczenie liczby operacji i realizacja obróbki tylko na jednej obrabiarence, przy wykorzystaniu istniejącego oprzyrządowania. W związku z tym skróceniu ulega ilość zamocowań przedmiotu, co przekłada się również w końcowym efekcie na skrócenie czasu obróbki całego korpusu. Analizując powyższy wariant należy zwrócić uwagę na fakt, że operacje 1 i 3 pozwalają na obróbkę tych samych powierzchni, oraz na bardzo utrudnione zastosowanie tego wariantu na obrabiarence z poziomą osią wrzeciona. Postanowiono zatem rozważyć jeszcze inny wariant obróbki korpusu.

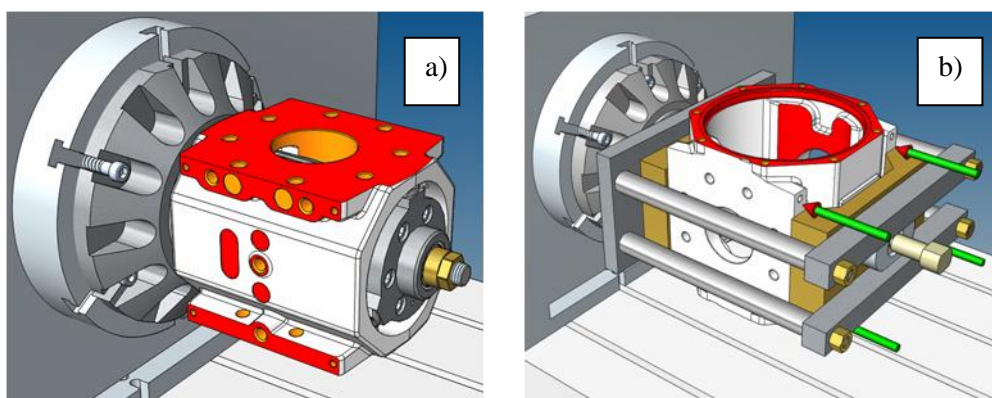
3.3. WARIANT TRZECI OBRÓBKI KORPUSÓW

Kolejny, trzeci już rozpatrywany proces obróbki korpusów gazomierza, zakłada podobnie jak wariant drugi, wykorzystanie tylko jednej frezarki CNC. Wariant

technologii rozpatrywany jest dla produkcji seryjnej. Proces technologiczny zawiera następujące operacje:

operacja 1 frezowanie powierzchni bocznych na „gotowo”, bazowanie na nieobrobionych powierzchniach wewnętrznych (rys. 5a),

operacja 2 obróbka czół, wytaczanie zamków, wykonanie otworów gwintowanych na czołach korpusu, bazowanie na powierzchniach obrobionych w operacji poprzedniej (rys. 5b),

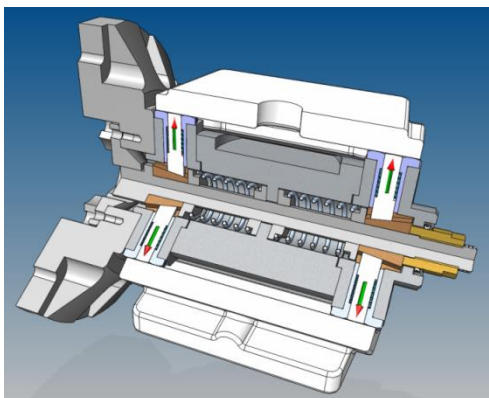


Rys. 5. Obróbka korpusu na centrum frezarskim CNC: a) operacja 1– frezowanie powierzchni bocznych, b) operacja 2– obróbka czół (wytaczanie zamków, obróbka otworów gwintowanych)

Przyrząd 1. Przyrząd mocujący do pierwszej operacji pozwala na obróbkę zgrubną jak i wykańczającą, przy bazowaniu i mocowaniu na surowej wewnętrznej powierzchni korpusu. Przyrząd mocowany jest do tarczy stołu czwartej osi i nie wymaga podparcia konika. Zasada działania polega na mocowaniu przedmiotu obrabianego przy pomocy wysuwanych trzpieni. Trzpień wysuwają się w dwóch płaszczyznach w każdej po trzy. Uruchamiane są przy pomocy naprzeciwległych stożkowych kamieni ściskanych główną śrubą, przykręcaną przez operatora obrabiarki kluczem dynamometrycznym. Przyrząd ten przedstawiono na rysunku 6.

Przyrząd 2. Do realizacji operacji drugiej wykorzystuje się uchwyt obróbkowy analizowany w drugim wariantcie procesu technologicznego (operacja 2, rys. 5b).

Zastosowanie oprzyrządowania specjalnego w operacji pierwszej umożliwia obróbkę powierzchni bocznych korpusu w jednym zamocowaniu. Tym samym wyeliminowana została operacja frezowania baz (operacja 1) z wariantu drugiego. Takie rozwiązanie przyczynia się niewątpliwie do skrócenia czasu zamocowania przedmiotu a tym samym – czasu obróbki całego korpusu.



Rys. 6. Przyrząd obróbkowy do realizacji obróbki operacji 1 wariantu 3

4. PODSUMOWANIE I WNIOSKI

Zaprezentowane warianty rozwiązań konstrukcyjnych uchwytów mocujących ukazują możliwości optymalizacji procesu obróbki z punktu widzenia technologa. W połączeniu z optymalnym doбором parametrów technologicznych obróbki, pozwoli to na minimalizację braków oraz zwiększenie dokładności wykonywanych korpusów.

Przedstawione warianty różnią się złożonością rozwiązań konstrukcyjnych przyrządów. W przypadku produkcji jednostkowej liczba operacji ma mniejsze znaczenie, priorytetem jest wykonanie korpusu zgodnego z dokumentacją. Gdy jest rozpatrywany wariant produkcji małoseryjnej, wówczas niezbędna jest konieczność wykonania oprzyrządowania, którego koszty będą miały duży wpływ na koszt gotowego wyrobu. W produkcji seryjnej istnieje konieczność wykonania bardziej skomplikowanego oprzyrządowania, umożliwiającego znaczne skrócenie czasu obróbki i czasu przygotowawczo-zakończeniowego.

Spośród zaprezentowanych rozwiązań technologii obróbki korpusu wybrano wariant trzeci, który umożliwia spełnienie założeń, takich jak: minimalna liczba operacji, krótki czas przygotowawczo-zakończeniowy, możliwość zastosowania oprzyrządowania na pionowych i poziomych centrach frezarskich, zapewnienie dużej sztywności układu OUPN. Wariant ten został przekazany do wykonania i wdrożenia w firmie Common.

LITERATURA

- [1] KORDOWSKA M., KOZŁOWSKI M., MUSIAŁ W., *Opracowanie modeli 3D uchwytów obróbkowych na obrabiarki sterowane numerycznie przy wykorzystaniu systemów CAD/CAM*. X Forum Inżynierskie ProCAx, Sosnowiec/Siewierz, 2011r.
- [2] SKARBIŃSKI M., SKARBIŃSKI J., *Technologiczność konstrukcji maszyn*. Warszawa, WNT, 1982.
- [3] FELD M.: *Uchwyty obróbkowe*. Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, Warszawa, 2002
- [4] BARYLSKI A., *Analiza technologiczności konstrukcji uchwytów obróbkowych*. Technologia i Automatykacja Montażu, 2006, nr 3, 39-42.

STRUKTURA GEOMETRYCZNA POWIERZCHNI PO TROCHOIDALNYM FREZOWANIU STALI 42CrMo4

Marek KOŁODZIEJ¹, Paweł KAROLCZAK¹

1. WPROWADZENIE

Skrawanie materiałów w stanie utwardzonym, potocznie zwanym skrawaniem na twardo (ang. hard machining, HM), można zdefiniować jako obróbkę ubytkową materiałów konstrukcyjnych w stanie utwardzonym o twardości powyżej 45 HRC [1, 4]. Praca z tak twardymi materiałami wiąże się z wysokimi temperaturami oraz siłami w strefie skrawania, dlatego dotychczas materiały o twardościach powyżej 55 HRC obrabiano najczęściej z wykorzystaniem obróbki ścierniej tj. szlifowania, gładzenia, docierania, lub też obróbki elektroiskrowej. Obecnie, dzięki zastosowaniu nowoczesnych materiałów narzędziowych o dużej odporności na zużycie coraz częściej alternatywą staje się obróbka na twardo.

Występująca podczas obróbki na twardo wysoka temperatura jest powodem, dla którego frezowanie na twardo prowadzi się bez stosowania emulsji obróbkowej. Większość stosowanych emulsji po przekroczeniu temperatury 800°C zamienia się w parę wodną, co jest zjawiskiem niekorzystnym. Ponadto przy przerywanym frezowaniu obecność czynnika chłodzącego może wywołać szok termiczny oraz pęknięcia ostrza. Opcjonalnie można stosować chłodzenie powietrzem [2].

Frezowanie trochoidalne można określić jako frezowanie kołowe z jednoczesnym ruchem narzędzia do przodu. Jest to metoda, która znajduje zastosowanie głównie do frezowania rowków, wgłębień oraz zamkniętych kieszeni [5]. Obróbka z zastosowaniem ścieżki trochoidalnej umożliwia usuwanie w jednym przejściu dużej ilości materiału przy jednoczesnym zmniejszeniu kąta opasania narzędzia, co powoduje zmniejszenie siły skrawania oraz pozwala na zwiększenie głębokości skrawania a_p .

Charakterystycznymi cechami frezowania trochoidalnego jest: cykliczność pracy

¹ Politechnika Wroclawska, Wydział Mechaniczny, Katedra Obrabiarek i Technologii Mechanicznych, ul. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław

narzędzia, możliwość frezowania rowków o szerokości do dwóch średnic freza, 50% czasu pracy narzędzia jest bez kontaktu ostrzy z przedmiotem obrabianym. Ponadto trajektoria trochoidalna powoduje zwiększenie płynności ruchu narzędzia, łagodną zmianę kierunku i wartości sił skrawania, co jest istotne w przypadku obróbki z dużymi prędkościami [3].

Jednym z powodów małego wykorzystywania tej metody obróbki na szerszą skalę było problematyczne programowanie ścieżki trochoidy. Obecnie coraz częściej producenci oprogramowania CAM, umieszczają w swoich programach moduły pozwalające na wygenerowanie trochoidalnego toru narzędzia. Sam proces programowania, w najbardziej popularnych na rynku programach takich jak NX, EDGECAM czy MASTERCAM, sprowadza się do wprowadzenia parametrów trajektorii trochoidalnej. Podczas generowania ścieżki trochoidalnej wymagana jest duża moc obliczeniowa komputera.

2. CEL ORAZ METODYKA BADAŃ

Celem badań było określenie wpływu parametrów frezowania trochoidalnego, w warunkach skrawania na twardo stali hartowanej, na efekty technologiczne struktury geometrycznej powierzchni (SGP). Badania zostały przeprowadzone na uprzednio przygotowanej próbce ze stali 42CrMo4, w której wykonano rowki o szerokości 22,4 mm, z zastosowaniem obróbki trochoidalnej oraz konwencjonalnego frezowania. Frezowanie trochoidalne wykonano z parametrami skrawania: prędkość skrawania $v_c=281$ m/min, głębokość skrawania $a_p=20$ mm, prędkość posuwu $v_f=960; 1070; 1550$ mm/min, szerokość skrawania $a_e=1,27; 2,32; 3,22$ mm, skok trochoidy $w=2,5; 5; 7,5$ %. Frezowanie konwencjonalne przeprowadzono z parametrami skrawania: prędkość skrawania $v_c=54$ m/min, głębokość skrawania $a_p=1,5$ i 3 mm, prędkość posuwu $v_f=373$ mm/min, szerokość skrawania $a_e=16$ mm. Tor ruchu narzędzia został wygenerowany z wykorzystaniem programu CAM. Obróbkę frezowania przeprowadzono na centrum obróbkowym HASS 1P. Badania chropowatości powierzchni przeprowadzono na stacjonarnym profilografometrze FORM TALYSURF 120L firmy TAYLOR HOBSON z ustawieniami: długość odcinka pomiarowego – 8mm, filtracja filtrem Gaussa $\lambda c=0,8$ mm, pasmo przenoszenia 300:1.

2.1. WARUNKI PROWADZENIA BADAŃ

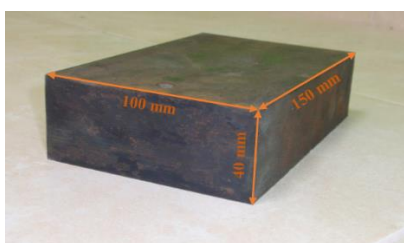
Do badań wykorzystano próbkę w kształcie prostopadłościanu o wymiarach: 100x150x40 mm (rys. 1), wykonanej ze stali stopowej konstrukcyjnej do ulepszenia cieplnego o oznaczeniu 42CRM04 (tabela 1). Dzięki dodatkom stopowym, a w szczególności molibdenowi oraz wanadowi, stal ta charakteryzuje się bardzo dobrą hartownością.

Tabela 1. Skład chemiczny stali 42CrMo4wg normy EN 10083

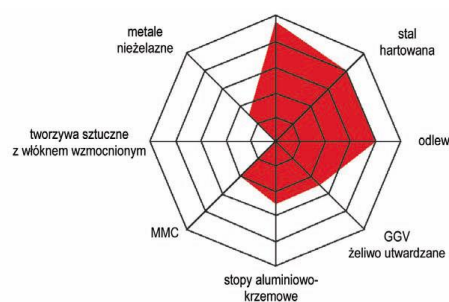
C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	W	V	Co	Cu
0,38-0,45	0,4-0,7	0,17-0,37	max 0,035	max 0,035	0,8-1,2	max 0,3	0,15-0,25	max 0,2	max 0,05	-	max 0,25

Próbkę poddano obróbce cieplnej, której celem było uzyskanie twardości w zakresie od 50 do 62 HRC. Wartość maksymalna twardości uwarunkowana jest wytrzymałością freza, która była określona przez producenta narzędzia. Po analizie wykresów hartowności ustalono, że aby uzyskać założoną twardość należy wygrzewać próbkę w temperaturze 820°C przez okres 30 minut a następnie hartować w wodzie.

Do wygrzewania materiału wykorzystano piec indukcyjny typu FCF 12 SHM firmy Czylok.



Rys. 1. Proces wygrzewania próbki ze stali 42CrMo4 w piecu indukcyjnym



Rys. 2. Narzędzie z pokryciem „FIRE” oraz obszar jego zastosowań [6]

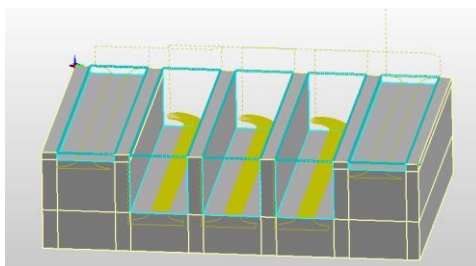
Po obróbce cieplnej twardość zmierzono metodą Vickersa na urządzeniu firmy Zwick typ 3212.01. Otrzymano wartość 720 HV, którą przeliczono na twardość w skali Rockwella i uzyskano wartość 59 HRC.

Narzędziem wybranym do badań był frez trzpieniowy GH100H firmy GÜHRING (rys. 2). Jest to pełnowęglkowy, sześciostrzowy frez o średnicy $\phi 16$ milimetrów pokryty powłoką typu „FIRE”, która zabezpiecza narzędzie przed zużyciem ściernym oraz przegrzaniem podczas obróbki materiałów o twardości poniżej 62 HRC. Narzędzia z tą powłoką doskonale nadają się do obróbki „na sucho”.

Jednym z najważniejszych etapów przeprowadzonych badań było zaprogramowanie ścieżki dla trochoidalnego ruchu narzędzia. W tym celu zamodelowano próbkę do symulacji w programie INVENTOR. W próbce wykonano pięć kieszeni o szerokości 22,4 mm, trzy z nich o głębokości 20 mm, pozostałe dwie o głębokości 3 mm każda.

Następnie utworzono ścieżki narzędzia dla frezowania konwencjonalnego oraz trochoidalnego dla ustalonych wcześniej parametrów skrawania. Do tego celu użyto programu EDGE CAM (rys. 3). Każdą z trzech głębszych kieszeni wykonano w jednym przejściu z określonym skokiem trochoidy. Jeżeli chodzi o rowki o głębokości 3 mm wykonano je w dwóch przejściach po 1,5 mm.

Programując kształt trochoidy należało określić jej skok. Literatura określa, że nie należy stosować większego skoku niż 8%–10% średnicy freza D [5]. Biorąc pod uwagę fakt, iż obróbka prowadzona była z wykorzystaniem zahartowanego materiału, maksymalny skok trochoidy został ustalony na poziomie $w=7,5\%$.



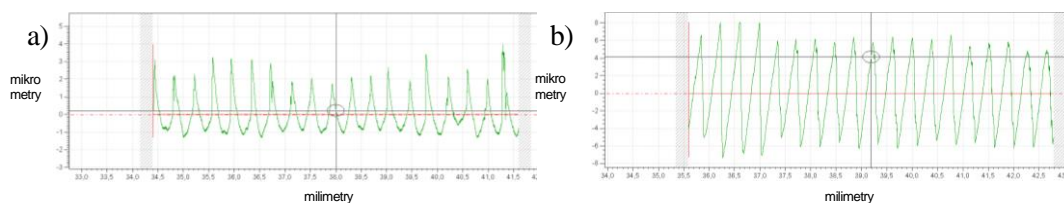
Rys. 3. Ścieżki toru narzędzia wygenerowane za pomocą programu EDGECAM

Następnie przeprowadzono symulację sprawdzającą, czy wygenerowane trajektorie nie powodują kolizji narzędzia z przedmiotem obrabianym. Kolejnym etapem było wygenerowanie kodu maszynowego w formacie .txt, który został wgrany do centrum obróbkowego.

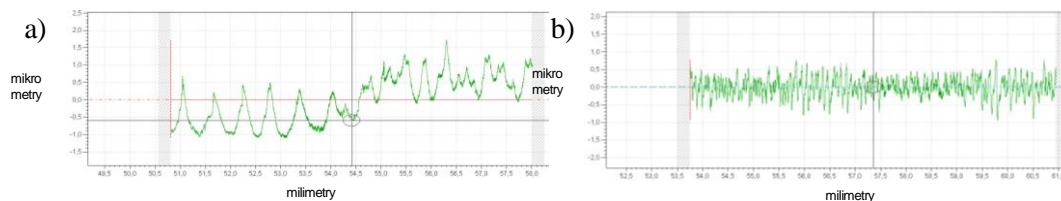
3. WYNIKI BADAŃ

3.1. WPLYW FREZOWANIA TROCHOIDALNEGO NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI

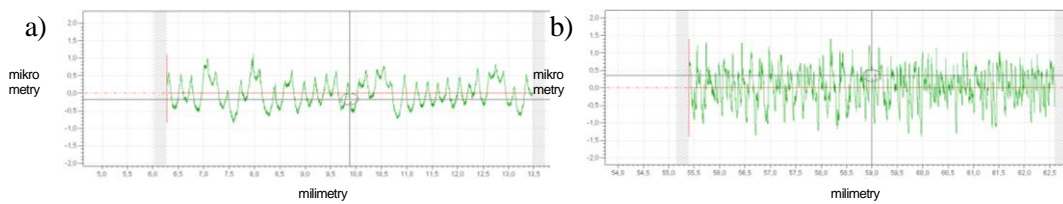
Na rysunkach od 4 do 7 pokazano profilogramy zmierzonych powierzchni po frezowaniu konwencjonalnym i trochoidalnym rowków z różnymi parametrami.



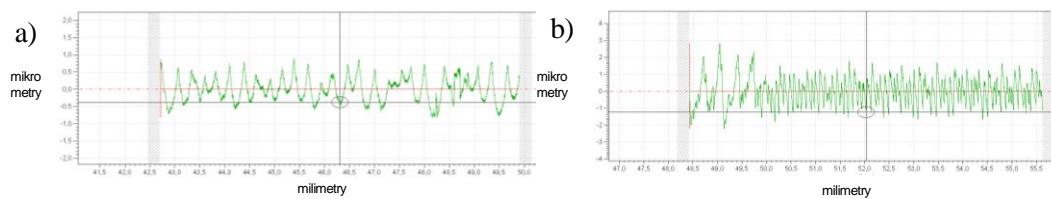
Rys. 4. Profilogram powierzchni: a) bocznej rowka, b) dna rowka dla frezowania konwencjonalnego z parametrami, $a_p=1,5$ mm, $f_z=0,058$ mm/ostrze, $v_c=54$ m/min



Rys. 5. Profilogram powierzchni: a) bocznej rowka, b) dna rowka dla frezowania trochoidalnego z parametrami, $a_p=20$ mm, $f_z=0,1$ mm/ostrze, $v_c=281$ m/min, $w=2,5\%D$



Rys. 6. Profilogram powierzchni: a) bocznej rowka, b) dna rowka dla frezowania trochoidalnego z parametrami, $a_p=20$ mm, $f_z=0,1$ mm/ostrze, $v_c=281$ m/min, $w=5\%D$



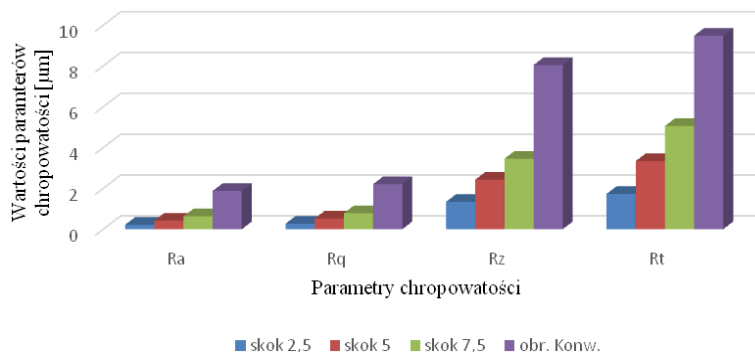
Rys. 7. Profilogram powierzchni: a) bocznej rowka, b) dna rowka dla frezowania trochoidalnego z parametrami, $a_p=20$ mm, $f_z=0,1$ mm/ostrze, $v_c=281$ m/min, $w=7,5\%D$

W tabeli 2 przedstawiono parametry chropowatości Ra , Rq , Rz , Rt dla frezowania trochoidalnego dna rowka (P1) oraz powierzchni bocznej (P2). Dla porównania podano także wartości chropowatości obu powierzchni dla frezowania konwencjonalnego.

Tabela 2. Parametry chropowatości Ra , Rq , Rz , Rt powierzchni bocznej oraz dna rowka w zależności od skoku trochoidy

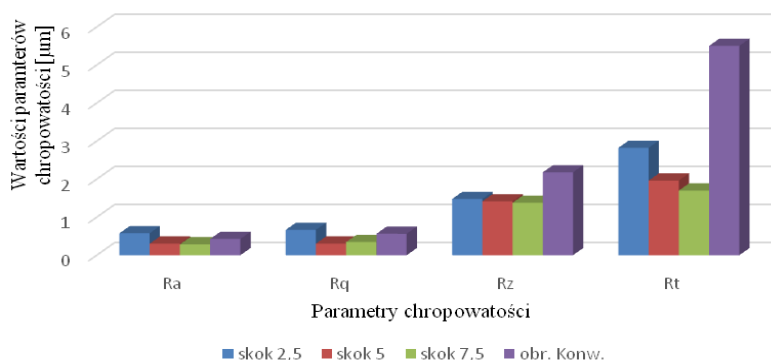
Rodzaj obróbki \ Parametry	Ra [μm]		Rq [μm]		Rz [μm]		Rt [μm]	
	P1	P2	P1	P2	P1	P2	P1	P2
Trochoidalna $w=2,5\%$	0,22	0,58	0,27	0,67	1,34	1,48	1,73	2,82
Trochoidalna $w=5\%$	0,42	0,3	0,53	0,31	2,42	1,41	3,34	1,96
Trochoidalna $w=7,5\%$	0,63	0,28	0,78	0,35	3,45	1,38	5,06	1,7
Konwencjonalna	1,87	0,43	2,21	0,56	8,05	2,18	9,48	5,50

Analizując wykresy można zauważyć, że chropowatość dna rowka dla wszystkich jej parametrów wzrasta wraz ze wzrostem skoku trochoidy (rys. 8). Otrzymane wyniki wskazują również to, że frezowanie konwencjonalnie daje około 2 razy większe wartości parametrów chropowatości, w stosunku do frezowania trochoidalnego (ze skokiem 7,5%). Najmniejszą wartość $Ra=0,22$ μm ($Rz=1,34$ μm) uzyskano dla frezowania ze skokiem 2,5%. Największą wartość Ra otrzymano dla frezowania ze skokiem 7,5% i wyniosła $Ra=0,63$ μm ($Rz=3,45$ μm).



Rys. 8. Parametry chropowości Ra , Rq , Rz , Rt dna rowka w zależności od skoku trochoidy

Analizując wykres wartości parametrów chropowości dla powierzchni bocznej rowka (rys. 9) można zauważyć, że wraz ze zwiększaniem skoku trochoidy nieznacznie maleją wartości parametrów chropowości. Analizując parametr Ra można zauważyć, iż osiąga on najmniejszą wartość dla frezowania trochoidalnego ze skokiem 7,5% i wynosi $Ra=0,28 \mu\text{m}$ ($Rz=1,38 \mu\text{m}$). Największą wartość $Ra=0,58 \mu\text{m}$ ($Rz=1,48 \mu\text{m}$) dla skoku trochoidy 2,5%. Stanowi to większą wartość niż Ra uzyskane dla frezowania konwencjonalnego, gdzie $Ra=0,43 \mu\text{m}$ ($Rz=2,18 \mu\text{m}$).



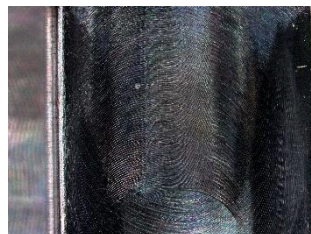
Rys. 9. Parametry chropowości Ra , Rq , Rz , Rt powierzchni bocznej rowka w zależności od skoku trochoidy

Otrzymana chropowość powierzchni, zarówno dla dna oraz powierzchni bocznej rowka, przy zastosowaniu frezowania trochoidalnego pozwala na uzyskanie jakości powierzchni porównywalnej z procesem szlifowania.

Należy zwrócić uwagę, że obróbka konwencjonalna daje większą chropowość powierzchni, pomimo zastosowania mniejszego posuwu niż w frezowaniu trochoidalnym. Ponadto przy rowku wykonanym tą metodą widoczne są zadziory powstające przy ścianie bocznej (rys. 10). Zjawisko to nie występowało dla obróbki trochoidalnej (rys. 11).



Rys. 10. Zadziory powstałe podczas obróbki konwencjonalnej

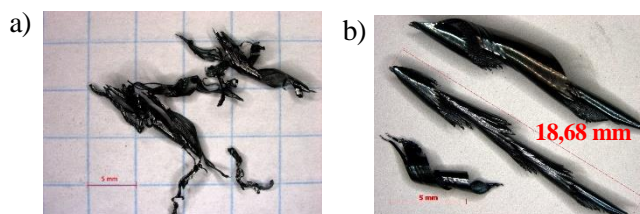


Rys. 11. Zdjęcie powierzchni otrzymanej po obróbce trochoidalnej

3.2. WPLYW METODY FREZOWANIA NA POSTAĆ WIÓRA W OBRÓBCE NA TWARDO

Kształt wióra ma istotne znaczenie dla obróbki na twardo, szczególnie jeżeli jest to obróbka wysokowydajna. Podczas tego typu obróbki następuje usuwanie dużej ilości materiału w krótkim czasie. Ważne jest, aby powstający wiór był łatwo usuwalny ze strefy skrawania oraz przestrzeni roboczej obrabiarki.

Obserwację oraz pomiary wielkości występujących wiórów przeprowadzono za pomocą mikroskopu stereoskopowego Zeiss Discovery V 20. W przeprowadzonych badaniach, przeważająca większość wiórów, dla frezowania konwencjonalnego, ma kształt śrubowy zwarty o długości do 20 mm (rys. 12a i b). Widoczne jest wyraźne postrzępienie krawędzi wióra.



Rys. 12. Kształt i wielkość wióra dla frezowania konwencjonalnego a) $a_p=1,5$ mm, b) $a_p=3$ mm

W frezowaniu trochoidalnym długość wiórów zawierała się w przedziale od 7 do 12 mm, zależnie od parametrów skrawania. Zauważalne było, że są one tym krótsze im mniejszy zadano krok trochoidy (rys. 13a, b, c). Średnice wiórów były do siebie zbliżone.



Rys. 13. Wióry powstałe podczas obróbki trochoidalnej: a) dla skoku trochoidy $w=2,5\%$, b) dla skoku trochoidy $w=5\%$, c) dla skoku trochoidy $w=7,5\%$

Przeważająca większość wiórów we frezowaniu trochoidalnym miała kształt śrubowy, zbliżony do tego powstającego podczas obróbki konwencjonalnej. Można jednak zauważyć, że dla trajektorii trochoidalnej wiór jest krótszy, bardziej zwarty, z mniej postrzępionymi krawędziami. Można było dostrzec również, występujące w małej ilości wióry segmentowe, igłowe, śrubowe otwarte o wielkości do kilku milimetrów.

Uwzględniając kryteria oceny wiórów można stwierdzić, że bardziej korzystny wiór uzyskujemy dla obróbki trochoidalnej. Można go łatwo odprowadzić ze strefy skrawania. Zwiększanie kroku trochoidy powoduje nieznaczny wzrost wielkości wióra, jednak nie wpływa negatywnie na proces jego usuwania ze strefy skrawania.

4. PODSUMOWANIE

Po przeprowadzonych badaniach oraz analizie ich wyników można wysnuć następujące wnioski:

- Chropowatość powierzchni uzyskana frezowaniem trochoidalnym jest mniejsza niż ta uzyskana dla frezowania konwencjonalnego. Parametr $Ra=0,22 \mu\text{m}$ ($Rz=1,34 \mu\text{m}$) dla frezowania trochoidalnego ze skokiem $w=2,5\%$ jest blisko 9 razy mniejszy od parametru Ra dla frezowania konwencjonalnego wynoszącego $Ra=1,87 \mu\text{m}$ ($Rz=8,05 \mu\text{m}$).
- Zwiększenie skoku trochoidy powoduje zwiększenie chropowatości dna rowka. Najmniejszą chropowatość uzyskano dla skoku $w=2,5\%$ i wynosiła $Ra=0,22 \mu\text{m}$ ($Rz=1,34 \mu\text{m}$). Natomiast dla skoku $w=7,5\%$ parametr $Ra=0,63 \mu\text{m}$ ($Rz=3,45 \mu\text{m}$).
- Chropowatość powierzchni bocznej rowka ulega nieznacznemu zmniejszeniu wraz ze wzrostem skoku trochoidy. Najmniejszą wartość parametru $Ra=0,28 \mu\text{m}$ ($Rz=1,38 \mu\text{m}$) osiągnięto dla skoku trochoidy wynoszącego $w=7,5\%$. Największą wartość $Ra=0,5765 \mu\text{m}$ uzyskano dla skoku $w=2,5\%$.
- Zmiana skoku trochoidy w nie ma znaczącego wpływu na kształt wióra. Dla najmniejszego skoku trochoidy $w=2,5\%$ wiór miał długość do 7,5 mm natomiast dla największego skoku $w=7,5\%$ długość wióra nie przekraczała 12 mm. Wiór przyjmował korzystny, łatwo usuwalny kształt segmentowy.

LITERATURA

- [1] SIWIEC M., *Obróbka materiałów w stanie utwardzonym*. Mechanik nr 5, 2011.
- [2] CICHOSZ P., *Obróbka skrawaniem. Wysoka produktywność*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław, 2007.
- [3] GARANT, *Poradnik obróbki skrawaniem*, 2012.
- [4] KAWALEC M., *Efekty technologiczne obróbki na twardo materiałów metalowych*. Mechanik nr 1, 2006.
- [5] SANDVIK, *Poradnik obróbki skrawaniem*, 2012.
- [6] GÜHRING, *Pokrycia supertwarde*. Mechanik nr 8-9, 2004.

BADANIA WPLYWU WARUNKÓW TOCZENIA STOPU MAGNEZU AZ 91 NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI I POSTAĆ WIÓRÓW

Maciej KOWALSKI¹, Paweł KAROLCZAK¹

1. WSTĘP

W ostatnich latach obserwuje się coraz większy wzrost zapotrzebowania na materiały o małej wadze i stosunkowo dużej wytrzymałości. Dążenie do obniżenia masy produktów staje się dużym wyzwaniem dla konstruktorów i technologów. Problem „martwej masy” w znacznym stopniu weryfikuje możliwości poszczególnych grup materiałów. Wybór materiału poprzedzony jest analizą wielu czynników obejmujących wymagania: mechaniczne, projektowe, środowiskowe, dotyczące recyklingu, kosztu, dostępności i masy.

Zmniejszenie masy można osiągać na różne sposoby. Jednym z nich jest uszczuplenie konstrukcji w miejscach, w których jest to możliwe. Innym zaś – zastosowanie materiału, o którym można powiedzieć, że jest „lekki” (tzn. jego gęstość nie przekracza $4,5 \text{ g/cm}^3$), a ponadto realizuje wszystkie funkcje swojego „cięższego” odpowiednika. Wzrost znaczenia przemysłowego konstrukcji lekkich wynika nie tylko z potrzeb ochrony środowiska, ale także pozwala zaoszczędzić na surowcach, co przekłada się na ograniczenie kosztów konstrukcji. Ponadto stosowanie nowoczesnych materiałów lekkich sprzyja rozwojowi techniki – powstają nowe technologie wytwarzania i kształtowania, co sprzyja wzrostowi konkurencyjności na rynku [9]. Ze względu na swoje właściwości stopy berylu znalazły zastosowanie w produkcji aparatury kosmicznej, stopy tytanu i tworzywa sztuczne – w lotnictwie, w przemyśle motoryzacyjnych zaś aluminium i stopy magnezu.

Ze względu na korzystną, wzajemną relację właściwości mechanicznych w stosunku do odlewniczych, stopy magnezu uważane są za interesujące tworzywa

¹ Politechnika Wroclawska, Wydział Mechaniczny, Katedra Obrabiarek i Technologii Mechanicznych, ul. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław

konstrukcyjne nowej generacji. Takie gałęzie przemysłu jak: transport, przemysł lotniczy, kosmonautyka, aparatura automatyczna i robotyka, a zwłaszcza przemysł motoryzacyjny – wykazują coraz szersze zainteresowanie tymi tworzywami. Stopy magnezu zawierające itr oraz pierwiastki ziem rzadkich mogą być zastosowane w technice budowy samolotów w następnych latach [5].

Dobre właściwości mechaniczne, zdolność do tłumienia drgań, odporność na korozję oraz możliwość odzyskiwania powodują, że odlewy ze stopów magnezu są konkurencyjne dla części z tworzyw sztucznych i mogą być ich dobrym zamiennikiem. Dodatkowym atutem stopów magnezu (obok właściwości charakterystycznych dla metali), jest niewielka masa, porównywalna do tworzyw sztucznych termoplastycznych, co zwiększa jeszcze bardziej zastosowanie stopów na bazie magnezu jak np.: pokrywy małych komputerów, zapalniczek, osłon chłodnic samochodowych itd [2, 3].

Stopy magnezu charakteryzują się dobrą skrawalnością. W niewielkim stopniu używają ostrza skrawające, możliwe jest uzyskanie zadowalających wartości parametrów chropowatości. Ich dużą zaletą jest niskie zapotrzebowanie mocy podczas obróbki skrawaniem [7, 9]. Zalecanymi narzędziami do obróbki stopów magnezu są te, które stosuje się w obróbce stopów aluminium [9]. Największym problemem w wytwarzaniu elementów ze stopów magnezu metodami obróbek ubytkowych jest powstawanie bardzo drobnych wiórów oraz pyłu, które sprzyjają przekroczeniu temperatury zapłonu magnezu, co grozi powstaniem pożaru lub wybuchem [8]. Zagrożenie to ogranicza znacznie zakres możliwych do zastosowania parametrów skrawania, płynów obróbkowych i narzędzi [8, 9]. Duży niekorzystny wpływ na możliwość powstania zapłonu ma też tworzący się intensywnie narost.

2. METODYKA BADAŃ I ICH WYNIKI

Badania zostały przeprowadzone na odlewniczym stopie magnezu AZ91. Jest to najpopularniejszy obecnie stop odlewniczy na osnowie magnezu. Głównymi składnikami stopowymi są w nim: aluminium, cynk i mangan. Cynk stosuje się, aby podnieść wytrzymałość stopu w temperaturze pokojowej, natomiast mangan zwiększa jego odporność na korozję [1]. Stop AZ91 ma dobre właściwości wytrzymałościowe i dobrą lejność. Aluminium poprawia wytrzymałość na rozciąganie i twardość oraz czyni stop łatwiejszym do odlewania jednak jego duża zawartość (ok. 9 % mas.) skutkuje małą plastycznością w temperaturze pokojowej, co spowodowane jest występowaniem na granicach ziaren, kruchej fazy γ -Mg₁₇Al₁₂ [4, 6]. Skład chemiczny badanego stopu przedstawiono w tabeli 1. W tabeli 2 pokazano właściwości mechaniczne badanego stopu.

Materiał, ze względu na brak dostępności w postaci wałka, został zakupiony w postaci sztab o przekroju trapezu o wymiarach przekroju – 115 i 75 mm długości podstaw, 80 mm wysokości i długości 540 mm.

Tabela 1. Skład chemiczny odlewniczego stopu magnezu AZ91

Pierwiastek [%]	Mg	Al	Zn	Mn	Si	Fe	Cu	Ni	Ca	Zr
AZ91	89,88	9,261	0,618	0,193	0,028	0,004	0,003	0,001	0,003	0,002

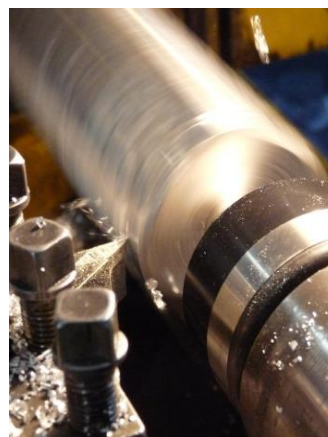
Tabela 2. Właściwości mechaniczne odlewniczego stopu magnezu AZ91

Stop	Gęstość [g/cm ³]	Właściwości mechaniczne			
		Wytrzymałość na rozciąganie R_m [MPa]	Granica plastyczności $R_{p0,2}$ [MPa]	A_5 [%]	Twardość Brinella [HB]
AZ91	1,83	200-260	140-170	1-6	65-85

Sztaby odlewane były w austriackiej firmie RAMAG, w celu późniejszego przetopu i odlania ciśnieniowego w firmie POLMAG. Sztaby powstałe po powtórnym odlaniu zostały przycięte do przekrojów prostokątnych na pile ramowej ARG 300 Plus firmy PILOUS (rys. 1) i toczone na wałek o średnicy 62 mm i długości 380 mm (rys. 2). Po toczeniu zgrubnym na wałku wykonano segmenty o szerokości 15 mm, na których prowadzono badania skrawalności. Badania te prowadzono na tokarce uniwersalnej ze sterowaniem numerycznym CNC TUR 560 MN.



Rys. 1. Stanowisko do cięcia surowych sztab



Rys. 2. Zgrubne toczenie wałków z magnezu AZ91

Do badań użyto dwóch płytek rombów C, o dodatniej geometrii (kąt przyłożenia 7°), które były wykonane z węgla spiekane H 10 oraz z diamentu polikrystalicznego CD 10. Oznaczenie płytek użytych do badań i podstawowe informacje o nich pokazano w tabeli 3. Do płytek dobrano oprawkę SCLCR 2020K-09P o kącie przystawienia 95° firmy Pafana. Oba rodzaje wybranych płytek są przeznaczone do skrawania aluminium i zostały zastosowane do obróbki magnezu ze

względem na podobieństwo twardości i wytrzymałości stopów magnezu i aluminium oraz na brak specjalnych gatunków materiałów skrawających przeznaczonych do obróbki stopów magnezu.

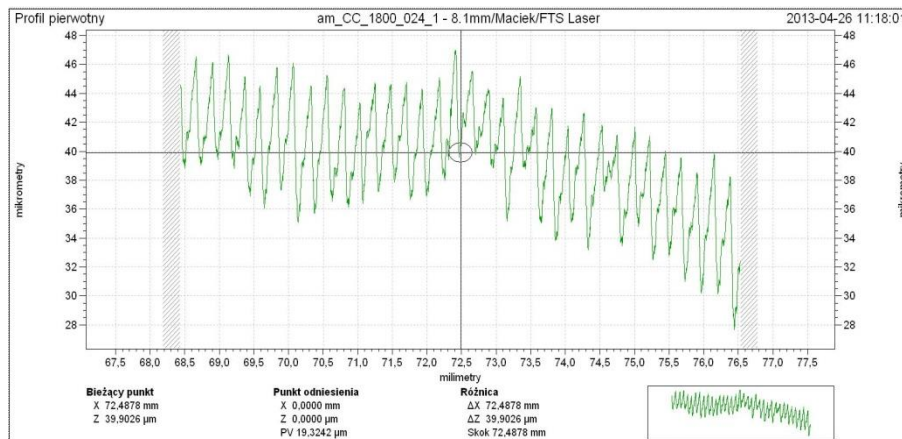
Tabela 3. Płytki użyte do toczenia stopu magnezu AZ91

oznaczenie	CCMW09T304FP	CCGX09T304-AI
materiał płytki	CD10	H10
promień naroża [mm]	0,4	0,4
wielkość płytki = długość krawędzi skrawającej	9	9
głębokość skrawania [mm]	0,1-3,4	0,5-5,0
posuw [mm/obr]	0,05-0,2	0,1-0,3
prędkość skrawania [m/min]	250-2500	250-2500

Toczenie przeprowadzono dla prędkości skrawania $v_c=115, 220, 350$ m/min przy posuwach $f=0,13; 0,24$ oraz $0,37$ mm/obr oraz głębokości skrawania $a_p=1,5$ mm.

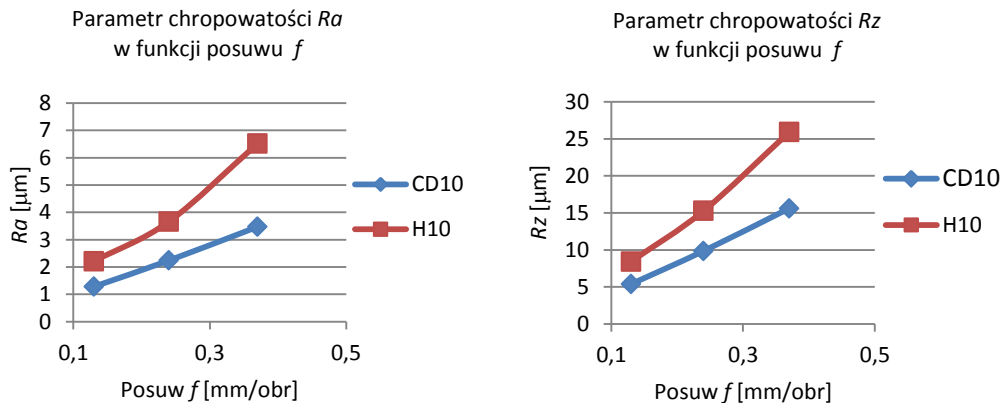
Po przeprowadzeniu toczenia wykonano profilografometrem FORM TALYSURF 120L firmy TAYLOR HOBSON pomiary chropowatości obrobionych segmentów. Do pomiarów przyjęto odcinek pomiarowy 8 mm. Filtrację profilu surowego wykonano filtrem Gaussa $\lambda_c=0,8$ mm. Każdą z powierzchni mierzono w 3 miejscach, obracając próbkę o 120° . Do analizy chropowatości badanych powierzchni wytypowano parametr R_a , który razem z parametrem R_z jest często stosowany do opisu chropowatości powierzchni w warunkach przemysłowych.

Na rys. 3 pokazano przykładowy profil pierwotny chropowatości zmierzony na segmencie próbki ze stopu magnezu AZ91 toczonym płytką CCMW09T304FP.

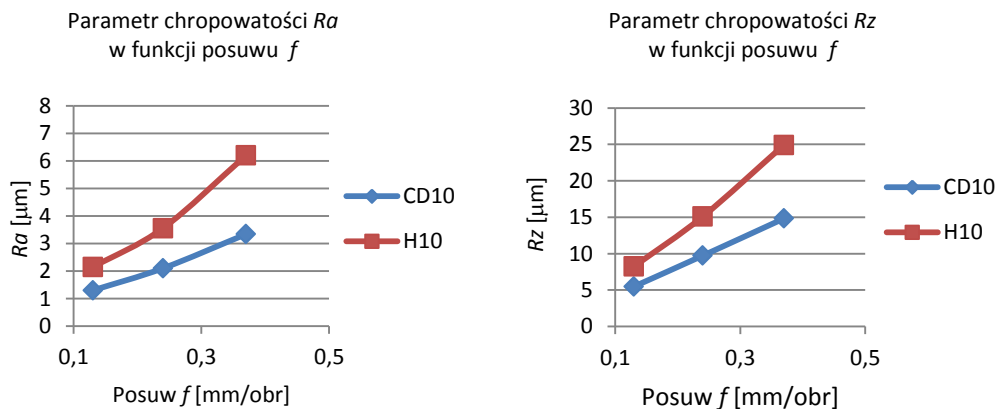


Rys. 3. Profil pierwotny po toczeniu stopu magnezu AZ91 przy parametrach $v_c=350$ m/min, $f=0,24$ mm/obr, $a_p=1,5$ mm płytką CCMW09T304FP (CD10)

Na rys. 4–6 przedstawiono wpływ posuwu na otrzymywaną w wyniku skrawania chropowatość powierzchni opisaną parametrami Ra i Rz . Wykresy pokazano dla stałych prędkości skrawania (odpowiednio $v_c=115, 220, \text{ i } 350 \text{ m/min}$) i dwóch różnych materiałów ostrza skrawającego.



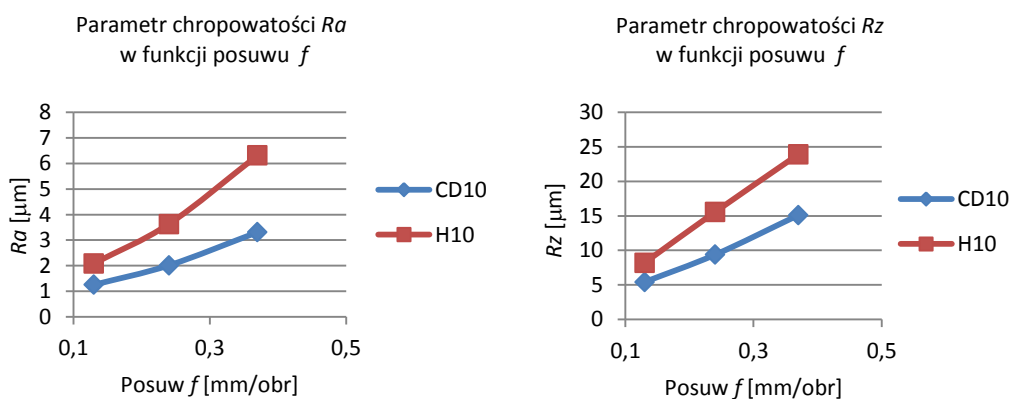
Rys. 4. Parametry chropowatości Ra i Rz w funkcji posuwu f po toczeniu płytkami rombowymi CCMW09T304FP (CD10) i CCGX09T304-Al (H10) przy prędkości skrawania $v_c=115 \text{ m/min}$



Rys. 5. Parametry chropowatości Ra i Rz w funkcji posuwu f po toczeniu płytkami rombowymi CCMW09T304FP (CD10) i CCGX09T304-Al (H10) przy prędkości skrawania $v_c=220 \text{ m/min}$

Analizując otrzymane wyniki można zauważyć, dla całego zakresu badanych prędkości skrawania, że jej wpływ na zmiany parametrów Ra i Rz jest niewielki. Zauważalny jest natomiast, czego można było się spodziewać, znaczny wpływ zmian

posuwu na chropowatość powierzchni. Dużo ciekawsze wyniki otrzymano badając wpływ rodzaju materiału płytki na otrzymywaną chropowatość powierzchni.



Rys. 6. Parametry chropowatości R_a i R_z w funkcji posuwu f po toczeniu płytkami rombowymi CCMW09T304FP (CD10) i CCGX09T304-Al (H10) przy prędkości skrawania $v_c=350$ m/min

Obrabiając odlewniczy stop magnezu AZ91 ostrzami rombowymi z polikrystalicznego diamentu i węgla spiekanego zaobserwowano, że wartość parametrów R_a i R_z jest, w każdym z analizowanych przypadków, niższa po zastosowaniu ostrza z diamentu CD10. Różnice w wartościach otrzymywanych parametrów chropowatości były tym większe, im wyższy posuw podczas toczenia zastosowano. Natomiast różnice otrzymanych wartości parametrów R_a i R_z oceniane procentowo, dla całego zakresu badanych posuwów, wynosiły około 90–100 %.


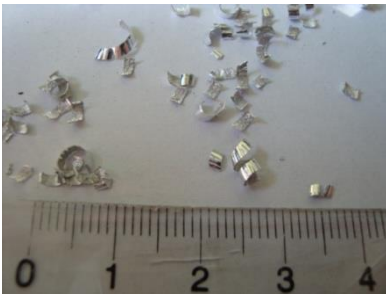




Kolejnym etapem oceny skrawalności stopu magnezu AZ91 było badanie wpływu materiału ostrza skrawającego i parametrów skrawania na rodzaj wióra powstającego podczas toczenia wzdłużnego.

Wióry produkowane podczas obróbki stopu magnezu AZ91 zależą w dużej mierze od użytych podczas obróbki narzędzi. Na rys. 7 przedstawiono wybrane przykłady wiórów, jakie otrzymano podczas obróbki stopu AZ91 z prędkością skrawania $v_c=350$ m/min i posuwami $f=0,13$; $0,24$ oraz $0,37$ mm/obr (płytki CD10 i H10).

Wybrana do badań płytka rombowa z węgla spiekanego H10 ma na powierzchni natarcia łamacz, który skutecznie rozdrabnia i zwija wióry dla całego zakresu badanych posuwów i prędkości skrawania. Obróbka tą płytką zapewniła powstanie wióra o jednej z dwóch korzystnych postaci tzn.: wiór luźny bądź śrubowy krótki. Płytki z narożem wykonanym z diamentu polikrystalicznego CD10 nie mają na powierzchni natarcia łamaczy, przez co wióry, które powstają przy obróbce toczeniem badanego stopu magnezu są znacznej długości, a ich charakter pozwala je zakwalifikować do grupy wiórów wstępowych. Przy najwyższej prędkości skrawania

i najmniejszym posuwie zaobserwowano wióry wstęgowe o największej długości (nawet ponad 50 mm). Zwiększanie posuwu, dla wszystkich badanych prędkości skrawania ($v_c=115, 220, \text{ i } 350 \text{ m/min}$), wpływało korzystnie na postać otrzymywanego wióra. Wraz ze wzrostem posuwu długość wióra uległa znacznemu skróceniu (przejście od wióra wstęgowego długiego do krótkiego). Można więc stwierdzić, że o ile otrzymywana chropowatość po toczeniu będzie zadowalająca, wskazane byłoby, dla płytek z wkładką diamentową (bez łamacza), stosowanie wyższych posuwów, które zapewnią korzystniejszą postać wióra, co przy obróbce łatwopalnego magnezu może mieć istotne znaczenie dla zachowania bezpieczeństwa na stanowisku pracy.

Tabela 4. Przykładowe wióry po toczeniu wzdłużnym stopu magnezu AZ91

	Prędkość skrawania $v_c=350 \text{ m/min}$	
	CCMW09T304FP (CD10)	CCGX09T304-AI (H10)
$f=0,13 \text{ mm/obr}$		
$f=0,24 \text{ mm/obr}$		
$f=0,37 \text{ mm/obr}$		

Można także stwierdzić, że wióry ze stopów magnezu są problematyczne ze względu na swoją lekkość i „lotność”. W przypadku obróbek konwencjonalnych pożądane jest wyposażenie maszyny obróbkowej w osłony i zbieracze wiórów, w celu utrzymania porządku wokół maszyny i nie odwracania uwagi operatora od procesu obróbkowego.

4. PODSUMOWANIE

Podczas procesu toczenia próbki z magnezu AZ91 zauważono, że na płytkach skrawających, zarówno z narożem z diamentu polikrystalicznego, jak i węglika spiekanego powstaje narost. Cienka warstewka osadza się zarówno na powierzchni natarcia płytki, jak i na powierzchni przyłożenia, co może niekorzystnie wpłynąć na stan warstwy wierzchniej powierzchni po obróbce.

Zbierane podczas skrawania wióry miały postacie, które można zakwalifikować jako elementarne, łukowe lub śrubowe krótkie. Zauważono również wióry wstęgowe krótkie, jednak ich długość dla płytki z węglika spiekanego dochodziła, przy zastosowaniu parametrów skrawania $v_c=350$ m/min, $f=0,13$ mm/obr, maksymalnie do 10 mm. W przypadku płytek z narożem z diamentu polikrystalicznego nie zastosowano łamacza wiórów. Wynikiem tego jest powstawanie wiórów wstęgowych o długości dochodzącej do 60 mm.

Analiza porównawcza parametrów chropowatości dla badanych płytek wykazała, iż chropowatość powierzchni uzyskiwana płytką z diamentu polikrystalicznego jest niższa o około 50% od tej, jaką uzyskuje się podczas toczenia magnezu AZ91 płytkami z węglika spiekanego.

LITERATURA

- [1] AVEDESIAN M., BAKER H., *Magnesium and magnesium alloys*. ASM International, Materials Park, OH, 1999.
- [2] BIAŁOBRZESKI A., *Odlewy ze stopów aluminium i magnezu w zastosowaniu do budowy nowoczesnych maszyn*. Przegląd Mechaniczny, zeszyt nr 22, 1998.
- [3] DZIADOŃ A., *Magnez i jego stopy*. Wydawnictwo Politechniki Świętokrzyskiej. Kielce 2012.
- [4] GÓRNY Z., SOBCZAK J., *Nowoczesne tworzywa odlewnicze na bazie metali nieżelaznych*. Wydawnictwo Specjalne Instytutu Odlewnictwa w Krakowie, Kraków 1997.
- [5] KAHN D., *Innovations for melting and casting Mg*. Foundry Tr. J. 1999 vol. 173.
- [6] KAINER K. U., *Magnesium Alloys and Technology*. Wiley-VCH, Darmstadt, 2003.
- [7] KIM J.D., LEE K.B.: *Surface roughness evaluation in dry-cutting of magnesium alloy by air pressure coolant*. Sejong University 2010.
- [8] OCZOŚ K.E., *Efektywne skrawanie stopów magnezu*. Mechanik 7/2000.
- [9] OCZOŚ K.E., KAWALEC A., *Kształtowanie metali lekkich*. Wydawnictwo Naukowe PWN, Warszawa 2012.

BADANIA FRAGMENTOWANIA WIÓRÓW W PROCESIE FREZOWANIA STOPÓW MAGNEZU

Józef KUCZMASZEWSKI¹, Ireneusz ZAGÓRSKI¹

1. WSTĘP

Frezowanie to uniwersalna metoda obróbki ubytkowej (zarówno zgrubnej jak i wykończeniowej), stosowana w produkcji do wytwarzania różnego rodzaju elementów m.in. w przemyśle samochodowym oraz lotniczym. Podczas obróbki na sucho stopów magnezu, występuje niebezpieczeństwo samozapłonu drobnych frakcji wiórów. Podczas obróbki HSM [1, 18] wraz ze wzrostem prędkości skrawania (przy stałej wydajności objętościowej procesu) maleją siły skrawania, co wpływa m.in. na zmniejszenie ilości ciepła generowanego w strefie skrawania oraz minimalizację deformacji wióra. Często do określania czy obróbka z zadanymi parametrami technologicznymi skrawania jest bezpieczna, pomocna staje się analiza powstających frakcji wiórów oraz analiza masy jednostkowej wiórów. W procesie obróbki stopów Mg istotnym problemem jest kształt i wielkość wióra. Problem ten wynika z podatności na zapłon wiórów w trakcie procesu obróbkowego. Procesowi frezowania stopów Mg, przy określonych warunkach obróbki, towarzyszy zjawisko fragmentowania wiórów, a więc procesu ich podziału podczas formowania. W pracy analizowano wpływ rodzaju narzędzi oraz technologicznych parametrów obróbki na proces fragmentowania wiórów. Określono zalecane obszary technologicznych parametrów obróbki, w których zjawisko fragmentowania jest minimalne dla zastosowanego narzędzia.

2. STAN ZAGADNIENIA

Problem bezpiecznej obróbki stopów magnezu można analizować w aspekcie różnych wskaźników opisujących ten proces. Proponowana analiza bezpieczeństwa

¹ Politechnika Lubelska, Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji, ul. Nadbystrzycka 36, 20-618 Lublin

podczas obróbki może być odniesiona m.in. do frakcji powstających podczas obróbki na sucho, obserwacji zapłonu podczas obróbki, czasu do zapłonu (analizowanego najczęściej poza obrabiarką), morfologii wiórów (obserwacji przy pomocy mikroskopii optycznej oraz SEM), etapów poprzedzających zapłon wióra. Literatura krajowa w tym aspekcie jest nieliczna. Często w pracach z zakresu analizy skrawalności stopów Mg, badaniom poddaje się jakość powierzchni, mikrotwardość, siły skrawania itp [7, 15, 16, 17]. Interesującym aspektem staje się więc analiza warunków bezpieczeństwa podczas obróbki. Analiza różnych warunków technologicznych obróbki, dotyczy aspektu występowania ograniczeń obróbkowych, które podzielić można ze względu na charakter realizowanego procesu [10, 11, 12]: podczas obróbki na *sucho* lub obróbki z *minimalnym smarowaniem*, obróbki z zastosowaniem cieczy niemieszalnych z wodą, tzw. *olei*, obróbki z zastosowaniem cieczy mieszalnych z wodą, tzw. *emulsji*. W przypadku procesów obróbkowych realizowanych na sucho, ryzyko zapłonu związane jest bezpośrednio z powstawaniem (w pewnych warunkach technologicznych) narostu, czyli tzw. FBU – ang. *flank built up* [10]. W procesach skrawania, niebezpieczeństwo zapłonu podczas obróbki związane jest ze wzrostem temperatury podczas formowania się wióra. Dlatego analizom temperatury często poddawane są wióry np. podczas frezowania lub niewielki obszar nad powierzchnią natarcia narzędzia [4, 8].

Szczególnie istotnym zagadnieniem jest możliwość zamierzonego kształtowania wiórów podczas skrawania, poprzez odpowiedni dobór warunków technologicznych obróbki [3, 8]. Dąży się do tego, aby powstające podczas obróbki wióry były jak najmniej podatne na zapłon [19]. Na rodzaj powstających wiórów (a więc i rodzaj zapłonu) mają m.in. wpływ prędkość skrawania, głębokość skrawania oraz gatunek (skład chemiczny) stopu magnezu. Zapłon wiórów staje się utrudniony, wraz ze wzrostem zawartości Al [2, 12].

Klasyfikacji kształtu wiórów można dokonać w oparciu o normę PN-ISO 3685:1996 „Badanie trwałości noży tokarskich punktowych”. Przedstawiona norma dotyczy jednak tylko operacji toczenia stali lub żeliwa narzędziami ze stali szybko tnącej, węglików spiekanych oraz materiałów ceramicznych. Jednak jak podano w [13] podział ten należy traktować jako przykład, biorąc pod uwagę fakt, iż może być kształtowana ogromna liczba różnych typów wiórów. Zalecane jest więc opracowanie systemu klasyfikacyjnego dotyczącego każdego rzeczywistego procesu obróbki. Ponadto na charakterystykę wióra kształtowanego podczas procesu skrawania mają wpływ: materiał obrabiany, materiał ostrza, geometria ostrza, stan krawędzi i położenie krawędzi skrawających, parametry skrawania oraz inne warunki skrawania [13]. Kształt wiórów zależy również w dużym stopniu od geometrii narzędzia skrawającego, stanu odkształcenia i naprężenia, czyli tzw. mechanizmu dekohezji materiału w strefie tworzenia wióra [5].

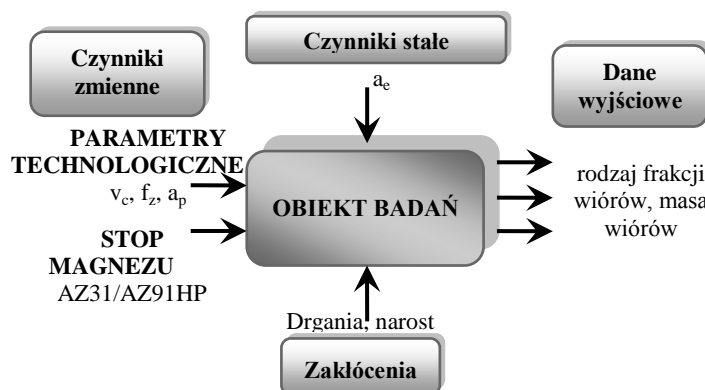
Istotna z punktu widzenia bezpieczeństwa obróbki, jest szeroko rozumiana morfologia wiórów ze stopów magnezu. Proponowana metoda oceny bezpieczeństwa

podczas obróbki obejmuje poszukiwanie śladów nadtopień lub przypaleń na powierzchniach bocznych wiórów. Ryzyko takie może wystąpić po przekroczeniu temperatury topnienia podczas obróbki (dla stopów Mg ok. 500°C) [4, 8]. Pojęcie morfologii dotyczy przede wszystkim budowy, kształtu wiórów. Wióry ze stopów magnezu posiadają charakterystyczną budowę. Z jednej strony ich powierzchnia jest gładka (na skutek kontaktu powierzchni wióra z powierzchnią natarcia narzędzia), z drugiej tworzą się tzw. płytkowe struktury lamelarne. Lamelle to regularne struktury warstwowe, najczęściej równoległe ułożone względem siebie [6].

Szczególnie interesującym parametrem, związanym z bezpieczeństwem obróbki stopów magnezu jest tzw. punkt zapłonu (odmienny dla danego gatunku stopu). W badaniach tych, analizuje się m.in. wpływ ceru (Ce), aluminium (Al.), itru (Y) na punkt zapłonu i odporność na utlenianie stopów Mg [9, 14, 20].

3. PROGRAM, METODYKA ORAZ CEL PROWADZONYCH BADAŃ

Na rys. 1 przedstawiono schematycznie plan prowadzonych badań, których celem nadrzędnym było wyznaczenie bezpiecznych a zarazem efektywnych parametrów technologicznych procesu frezowania.



Rys. 1. Plan badań w zależności od zmiany określonych parametrów (czynników zewnętrznych)

Istotą prowadzonych badań była analiza technologicznych aspektów doboru v_c , f_z , a_p w zależności od ryzyka definiowanego przez analizowane w badaniach wskaźniki. Ustalenie odpowiednich relacji pomiędzy powyższymi parametrami jest niezwykle ważne dla osiągnięcia jak najlepszej efektywności oraz bezpieczeństwa realizowanego procesu. Dodatkowym celem była analiza powstających frakcji wiórów oraz masy jednostkowej wiórów. Obróbkę frezowaniem prowadzono na pionowym centrum obróbkowym Avia VMC800HS (rys. 3a). Jako główne narzędzie wykorzystano frez węglkowy o średnicy $d=16\text{mm}$ z powłoką TiAlN. Dodatkowo przeprowadzono próby frezowania z zastosowaniem narzędzia węglkowego o geometrii typu Kordell,

którego to cechy charakterystyczne podano m.in. w [7, 21]. Na rysunku 2 przedstawiono zastosowane w badaniach narzędzia.



Rys. 2. Narzędzia wykorzystane w badaniach: a) frez węglkowy z powłoką TiAlN, b) frez bez powłoki o geometrii typu Kordell [21]

W tabeli 1 podano skład chemiczny zastosowanych stopów magnezu.

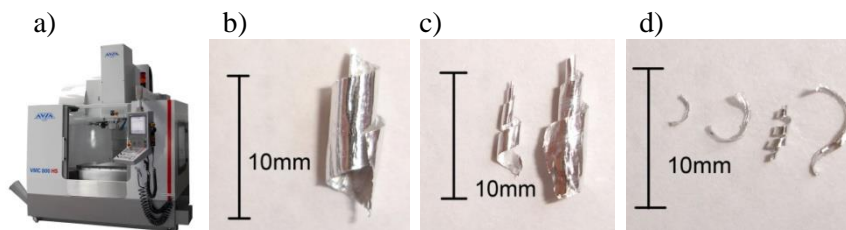
Tabela 1. Skład chemiczny oraz właściwości stopów magnezu [13, 17]

Gatunek stopu Mg	Skład chemiczny [%]							
	Cu	Mn	Mg	Zn	Si	Fe	Al	inne
AZ31	0,05	0,2–0,1	reszta	0,7–1,3	–	–	2,5–3,5	Ca 0,04
AZ91HP	0,016	0,17	reszta	0,72	0,03	0,002	9,45	Ni 0,025
Właściwości stopów Mg	Rm [MPa]	Rp0,2 [MPa]	E [MPa]	A10 [%]	HB	ρ [g/cm ³]		
AZ31	280	–	ok. 45 GPa	–	–	1,77		
AZ91HP	200–240	150–170	ok. 45 GPa	0,5–3	65–85	1,8		

Przyjęto stałą szerokość frezowania $a_c=14$ mm oraz zmienny zakres parametrów technologicznych frezowania: $a_p=(0,5\div 6)$ mm, $f_z=(0,05\div 0,3)$ mm/ostrze, $v_c=(400\div 1200)$ m/min. W badaniach wykorzystano dwa stopy magnezu, stop odlewniczy AZ91HP oraz stop przeznaczony do obróbki plastycznej AZ31. Są to często stosowane gatunki stopów Mg w przemyśle.

Masę jednostkową wiórów określano przy pomocy wagi laboratoryjnej o dokładności 0,0001 g. Pomiar jednostkowej masy wióra przeprowadzono 5-cio krotnie dla zadanych warunków technologicznych frezowania.

Na rys. 3 (b-d) przedstawiono przykładowe fotografie wiórów. Na podstawie różnic kształtu wiórów dokonano podziału na frakcje.



Rys. 3. Centrum obróbkowe oraz frakcje wiórów: a) Avia VMC800HS b-d) przykładowe frakcje wiórów w przypadku stopu AZ91HP i narzędzia węglikowego z powłoką TiAlN: b) $v_c=400$ m/min, $f_z=0,15$ mm/ostrze, $a_p=6$ mm, c) $f_z=0,05$ mm/ostrze, $v_c=800$ m/min, $a_p=6$ mm, d) $a_p=0,5$ mm, $f_z=0,05$ mm/ostrze, $v_c=800$ m/min

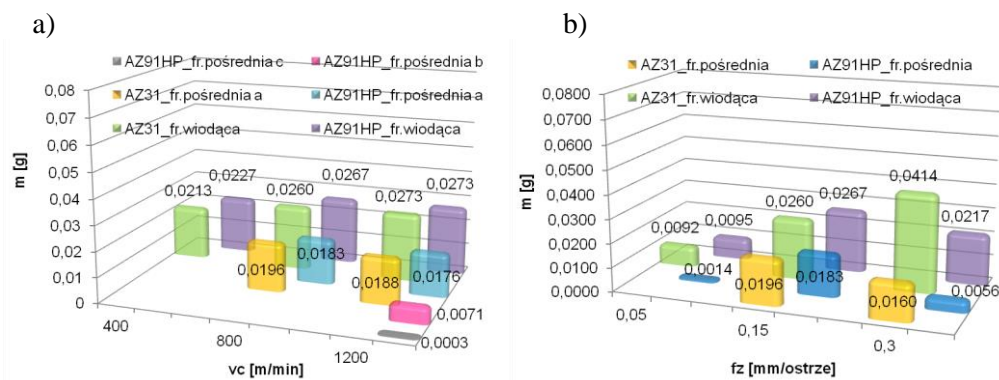
W celu umożliwienia opisu powstających podczas frezowania wiórów wprowadzono pojęcie frakcji wiórów oraz fragmentacji. **Frakcja** to populacja cząstek o określonej wielkości lub określonych wymiarach. Podział na frakcję wiodącą (główną) oraz frakcje pośrednie zaproponowano w oparciu o kształt oraz masę wióra. Frakcja pośrednia była zdefiniowana w dwóch etapach: jako frakcja o innym kształcie (w stosunku do frakcji wiodącej wiórów) oraz jako frakcja o masie mniejszej (w większości przypadków) niż ok. 50% masy frakcji wiodącej. **Fragmentacja** to zjawisko powstawania w trakcie obróbki, oprócz frakcji wiodącej (największej, charakterystycznej), frakcji o zróżnicowanym kształcie oraz masie wiórów. Jest to zjawisko niekorzystne ze względu na niebezpieczeństwo samozapłonu drobnych wiórów oraz zanieczyszczenie przestrzeni obrabiarki.

Realizując opisaną metodykę oraz program badań ważne jest poszukiwanie odpowiednich wartości rozwiązań w przestrzeni zmiennych niezależnych, dla których zakładane cele są osiągnięte w jak najlepszym stopniu.

4. WYNIKI BADAŃ ORAZ ICH ANALIZA

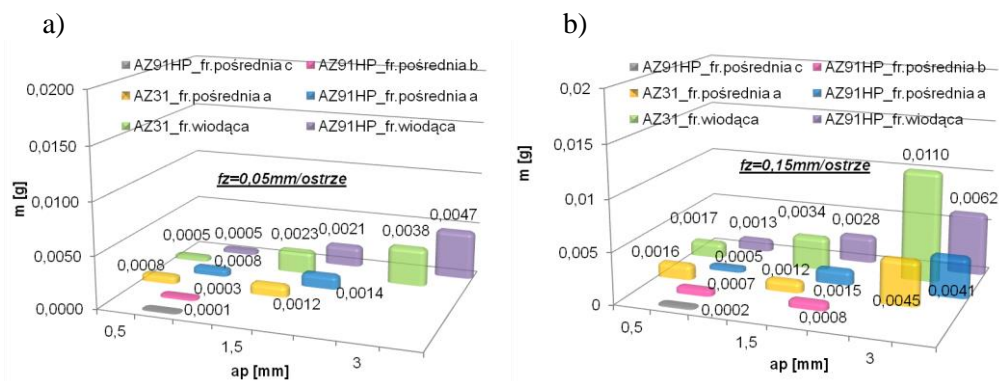
Na rys. 4 przedstawiono wyniki badań masy jednostkowej wiórów, w przypadku analizy wpływu prędkości skrawania v_c oraz posuwu na ostrze f_z . Jak można zaobserwować wzrost wymienionych parametrów technologicznych powoduje wzrost występowania dodatkowych (oprócz wiodącej) pośrednich frakcji wiórów. Podczas zmiany prędkości skrawania v_c (rys. 4a) obserwowano wzrost średniej masy wióra frakcji wiodącej w zakresie $v_c=(400\div 800)$ m/min a następnie stabilizację. Fragmentowanie wiórów występuje w zakresie $v_c=(800\div 1200)$ m/min. Największa liczba frakcji pośrednich wiórów występuje w przypadku $v_c=1200$ m/min oraz stopu AZ91HP. Jak wynika z rys. 4b wzrost posuwu powoduje wzrost średniej masy wióra frakcji wiodącej w przypadku stopu AZ31. W przypadku stopu AZ91HP występuje zmienna tendencja wzrostu, a następnie spadku średniej masy wióra frakcji wiodącej.

Jest to związane prawdopodobnie ze wzrostem stopnia deformacji wióra w strefie skrawania, co z kolei wpływa na charakter procesu tworzenia i łamania wióra. Związane jest to również z właściwościami odlewniczych stopów metali. Fragmentowanie wiórów ma miejsce w całym zakresie zmiany posuwu, oprócz warunków skrawania: stop AZ31, $f_z=0,05$ mm/ostrze, $v_c=800$ m/min, $a_p=6$ mm.



Rys. 4. Wpływ zmiany: a) prędkości skrawania v_c , oraz b) posuwu na ostrze f_z na powstawanie różnych frakcji wiórów

Na rys. 5 przedstawiono wyniki badań masy jednostkowej wiórów, w przypadku analizy wpływu głębokości skrawania a_p .



Rys. 5. Wpływ zmiany głębokości skrawania a_p na powstawanie różnych frakcji wiórów: a) $f_z=0,05$ mm/ostrze, b) $f_z=0,15$ mm/ostrze; $v_c=800$ m/min

Jak można zauważyć zmiana głębokości skrawania a_p (rys. 5) wpływa na wzrost średniej masy wióra frakcji wiodącej. Zarówno w przypadku posuwu $f_z=0,05$

mm/ostrze jak i $f_z=0,15$ mm/ostrze jest to przyrost proporcjonalny. Dla warunków skrawania: $a_p=3$ mm, $f_z=0,15$ mm/ostrze, $v_c=800$ m/min występuje podobna tendencja jak na rys. 4, z tym że w tym przypadku dla $a_p=3$ mm i stopu AZ91HP nie występuje tendencja spadku masy, tylko mniejszy przyrost masy wióra niż dla stopu AZ31. Jest to związane głównie z mechanizmem deformacji wióra oraz właściwościami materiału obrabianego. Obserwacja wiórów, a zwłaszcza tzw. „stopnia skręcenia” wióra, pozwoliła na stwierdzenie, że zmiana parametrów technologicznych obróbki powoduje zmianę stopnia deformacji wióra. Fragmentowanie wiórów ma miejsce w całym zakresie zmiany głębokości skrawania, oprócz warunków skrawania: stop AZ31 i AZ91HP: $a_p=3$ mm, $f_z=0,05$ mm/ostrze, $v_c=800$ m/min. Charakterystycznym zjawiskiem jest zmniejszanie liczby frakcji pośrednich wiórów wraz ze wzrostem głębokości skrawania. Należy więc dążyć do tego, aby prowadzić obróbkę z możliwie dużymi głębokościami skrawania. W analizowanym eksperymencie wykorzystywano również narzędzie węglkowe o specyficznej geometrii, tj. geometrii typu Kordell. Narzędzie to powoduje nadmierne rozdrobnienie wiórów, uniemożliwiając w ten sposób wyselekcjonowanie określonych frakcji wiórów. Z tego względu narzędzie to nie jest zalecane jako dedykowane do obróbki stopów Mg.

5. PODSUMOWANIE ORAZ WNIOSKI

Przeprowadzone prace analityczne oraz eksperymentalne pozwalają na sformułowanie następujących wniosków ogólnych:

1. Zmiana prędkości skrawania v_c nie powoduje istotnej zmiany masy wióra frakcji wiodącej. Zmiana masy wióra jest istotna przy zmianie a_p oraz f_z (zgodny z oczekiwaniami, w przybliżeniu liniowy przyrost masy wiórów).
2. Fragmentowanie wiórów jest zjawiskiem niekorzystnym, głównie ze względu na większe ryzyko zapłonu drobnych frakcji pośrednich wiórów oraz zanieczyszczenie przestrzeni obróbkowej.
3. Ogólnie należy stwierdzić, że w większości przypadków, zwłaszcza przy skrajnych wartościach parametrów technologicznych frezowania, większą fragmentacją wiórów charakteryzował się stop AZ91HP.
4. Narzędzia o geometrii typu Kordell powodują znaczne fragmentowanie wiórów oraz powstawanie frakcji pylistej, co jest niekorzystne z punktu widzenia bezpieczeństwa, ze względu na skłonność do samozapłonu podczas obróbki drobnych frakcji wiórów.

LITERATURA

- [1] ADAMSKI W., *Manufacturing development strategies in aviation industry*, Advances In Manufacturing Science and Technology 34 (3) 2010, pp.73–84.
- [2] AKYUZ B., *Machinability of magnesium and its alloys*, TOJSAT: The Online Journal of Science and Technology - July 2011, Volume 1, Issue 3, s.31–38.

- [3] ARAI M., SATO S., OGAWA M., SHIKATA H.I., *Chip Control in Finish Cutting of Magnesium Alloy*, Journal of Materials Processing Technology 62, 1996, s. 341–344.
- [4] Fang F. Z., Lee L.C., Liu X.D., *Mean Flank Temperature Measurement in High Speed Dry Cutting*, Journal of Materials Processing Technology, 167 (2005), pp. 119–123.
- [5] GRZESIK W., *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych*, WNT Warszawa 2010.
- [6] GUO Y.B., SALAHSHOOR M., *Process mechanics and surface integrity by high-speed dry milling of biodegradable magnesium–calcium implant alloys*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 59 2010, s.151–154.
- [7] KUCZMASZEWSKI J., ZAGÓRSKI I., *Badania chropowatości po frezowaniu stopów magnezu AZ31 i AZ91HP*, Mechanik 12/2012, s. 999–1004.
- [8] KUCZMASZEWSKI J., ZAGÓRSKI I., *Badania masy, temperatury zapłonu oraz temperatury wiórów podczas skrawania wybranych stopów magnezu*, Mechanik 10/2012, s. 824–828.
- [9] LIU M., SHIH D. S., PARISH C., ATRENS A., *The ignition temperature of Mg alloys WE43, AZ31 and AZ91*, Corrosion Science 54, 2012, s.139–142.
- [10] OCZOŚ K.E., *Efektywne skrawanie stopów magnezu*, Mechanik 7/2000, s. 467–474.
- [11] OCZOŚ K.E., *Rozszerzenie granic stosowalności stopów magnezu*, Mechanik 5-6/2009, s. 386–400.
- [12] OCZOŚ K.E., KAWALEC A., *Kształtowanie metali lekkich*, Warszawa, PWN 2012.
- [13] POLSKA NORMA, *Badanie trwałości noży tokarskich punktowych*, PN-ISO 3685:1996.
- [14] RAVI KUMAR N.V., BLANDIN J.J., SUERY M., GROSJEAN E., *Effect of alloying elements on the ignition resistance of magnesium alloys*, Scripta Materialia, 49 (2003), s.225–230.
- [15] ZAGÓRSKI I., KUCZMASZEWSKI J., *Badania mikrotwardości stopów magnezu po szybkościowym frezowaniu na sucho*, Mechanik 8-9/2013, s. 720–724.
- [16] ZAGÓRSKI I., KUCZMASZEWSKI J., *Badania porównawcze skrawalności stopów magnezu AZ91HP i AZ31*, Obróbka Skrawaniem, Współczesne problemy. Monografia IV Szkoły Obróbki Skrawaniem pod red. B. Kruszyńskiego. Łódź 2010, s. 137–144.
- [17] ZAGÓRSKI I., PIEŚKO P., *Wpływ parametrów technologicznych na wartość wybranych wskaźników skrawalności lotniczych stopów Al oraz Mg*, X Międzynarodowa Konferencja Naukowo-Techniczna, Technologiczne Systemy Informacyjne w Inżynierii Produkcji i Kształceniu Technicznym, Monografia "Innowacyjne Procesy Technologiczne" pod red. A. Świcia, Lublin 2011, s. 19–32.
- [18] ZALEWSKI A., *Efektywne wytwarzanie dzięki optymalnej strategii obróbki HSM*, Polskie konstrukcje XX wieku, 3 (03) grudzień 2007, s.23–26.
- [19] ZHAO, N.; HOU, J.; ZHU, S., *Chip ignition in research on high-speed face milling AM50A magnesium alloy*. Second International Conference on Mechanic Automation and Control Engineering, 15–17 July 2011, Inner Mongolia, China.
- [20] ZHOU H., LI W., WANG M., ZHAO Y., *Study of ignition proof AZ91D magnesium alloy chips with cerium addition*, Journal of Rare Earth, Vol. 23 No. 4 August 2005, s.466–469.
- [21] <http://www.sandvik.coromant.com/>, z dnia z dnia 15.03.2011r.

**Praca realizowana w ramach projektu Nr POIG.01.01.02-00-015/08-00 w Programie Operacyjnym
Innowacyjna Gospodarka (POIG). Projekt współfinansowany przez Unię Europejską ze środków
Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego.**



WPLYW TECHNOLOGII OBRÓBKI NA DOKŁADNOŚĆ WYMIAROWO-KSZTAŁTOWĄ ODLEWANEGO KORPUSU ZAWORU

Edward MIKO¹, Łukasz NOWAKOWSKI¹

1. WPROWADZENIE

Każdy przedmiot odlewany w dowolnym stadium jego obróbki, posiada błędy wymiarowo-kształtowe poszczególnych powierzchni. Błędy te powinny zawsze mieścić się w granicach tolerancji określonych przez konstruktora obrabianego przedmiotu [2]. W zależności od zakresu określonych tolerancji błędy te mogą być znaczne, szczególnie w surowych półwyrobach jak odlewy żeliwne, które po wyjęciu z formy są oczyszczane obróbką strumieniową np. piaskowanie, śrutowanie, co może również wpłynąć na wynik obróbki.

Podczas planowania procesu obróbki odlewów oraz przy doborze baz obróbkowych i powierzchni ustalających należy pamiętać, że [2, 3]:

- części przedmiotu odlewane mogą być przesunięte względem siebie w płaszczyźnie podziału formy,
- w płaszczyźnie podziału formy na przedmiocie odlewany mogą wystąpić wypłytki materiału,
- niektóre powierzchnie przedmiotu mają pochYLENIA odlewnicze,
- wewnętrzne powierzchnie odlewu mogą być przesunięte względem zewnętrznych (błędne ustawienie rdzenia),

W pracy analizowano problemy związane z obróbką korpusu zaworu odlanego z żeliwa sferoidalnego. Był to przypadek, w którym przedmiot nie był obrabiany w całości, lecz tylko jego wybrane powierzchnie zewnętrzne i wewnętrzne zostały poddane obróbce. Podstawowym problemem podczas obróbki jest wybranie powierzchni usta-

¹ Politechnika Świętokrzyska, Katedra Technologii Mechanicznej i Metrologii, Aleja Tysiąclecia Państwa Polskiego 7, 25314 Kielce

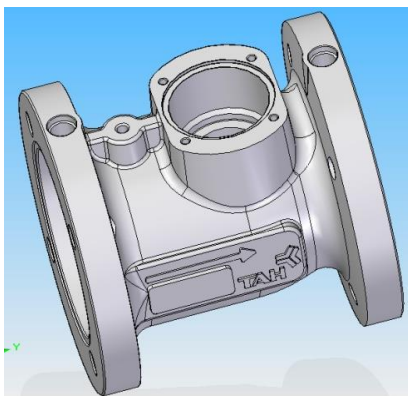
lającej do pierwszej operacji, która będzie określała położenie wszystkich powierzchni obrabianych względem powierzchni nieobrobionych.

W większości przypadków dla części typu korpus zaworu pierwsza operacja obróbki powierzchni bazowych wykonywana jest z użyciem tokarki w standardowym uchwycie trójściskowym. Ewentualnie korpus zaworu podpira się kłmem w celu poprawy współosiowości części względem uchwytu oraz pewniejszego zamocowania, ponieważ powierzchnia mocująco-ustalająca jest surowa. Wadą tego rodzaju zamocowania na tokarce jest to, że nie możemy wprowadzić korekty w zamocowaniu i wszelkie błędy oblewu przenoszą się na błędy obróbkowe, dlatego trzeba przyjmować większe naddatki obróbkowe [4].

W pracy badawczej podjęto próbę alternatywnej technologii zamocowania i obróbki korpusu zaworu na frezarce pięcioosiowej w jednym zamocowaniu i porównania jej z powszechnie stosowaną technologią z wykorzystaniem tokarki i frezarki.

2. METODYKA I WARUNKI OBRÓBKI KORPUSÓW ZAWORU

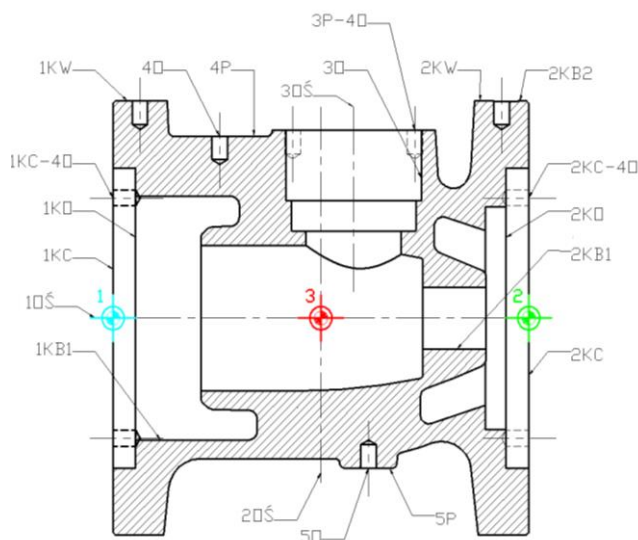
Praca opisuje wyniki badań dotyczących analizy wpływu technologii obróbki na dokładność wymiarowo-kształtową korpusu zaworu (rys. 1), odlanego z żeliwa sferoidalnego EN-GJS-400-15.



Rys. 1. Widok gotowego korpusu zaworu

W badaniach porównano dwie technologie obróbki: pierwszą w sześciu zamocowaniach z wykorzystaniem tokarki i frezarki oraz drugą przeprowadzoną na pięcioosiowej frezarce w jednym zamocowaniu. Obrobione korpusy zaworów zmierzono na współrzędnościowej maszynie pomiarowej Contura G2 firmy ZEISS i porównano wybrane cechy wymiarowo-kształtowe wpływające na właściwości użytkowe korpusu zaworu [1].

Obróbkę dwóch korpusów zaworu przeprowadzono w Laboratorium Obrabiarek Sterowanych Numerycznie Politechniki Świętokrzyskiej. Korpus I został obrobiony na tokarce i frezarce. Toczył powierzchnie zewnętrznych 2KC (czoło kołnierza drugiego), 1KW, 2KW (powierzchnie walcowe kołnierza pierwszego i drugiego), wewnętrznych 2KO (otwór w kołnierzu drugim) (rys. 2) przeprowadzono na tokarce CTX ALPHA 500. Korpus został ustalony za pomocą uchwytu trójściskowego na powierzchni 1KB1 (otwór w kołnierzu pierwszym) i podparty kłmem specjalnym na powierzchni 2KB1 (otwór w kołnierzu drugim) w celu lepszego wyosiowania korpusu z uchwytem obrabiarki (punkt zerowy programu obróbkowego nr 1 oznaczony kolorem niebieskim). W drugim zamocowaniu na tokarce korpus został ustalony na powierzchni 2KB2, która była obrobiona w



Rys. 2. Oznaczenia powierzchni ustalających, obrabianych i baz obróbkowych

pryzmach na powierzchniach walcowych 1KW, 2KW i przytwierdzony do stołu obrabiarki za pomocą łap. Punkt zerowy programu obróbkowego nr 3 oznaczony kolorem czerwonym został wyznaczony za pomocą sondy przedmiotowej TS 640 HEIDENHAIN w oparciu o cykle pomiarowe „409” i „417”. Z tego zamocowania zostały wykonane operacje obróbki powierzchni 3P (powierzchnia trzecia), 3O (otwór), 4P (powierzchnia czwarta) i wywiercone zostały cztery otwory na powierzchni trzeciej (3P-4O) oraz otwór 4O (powierzchnia czwarta 4P). W dwóch następnych zamocowaniach (punkty zerowe programu obróbkowego nr 1 i nr 2) zostały wywiercone 4 otwory (1KC-4O i 2KC-4O) na powierzchniach czołowych kołnierzy korpusu 1KC i 2KC, powierzchniami ustalającymi na przemian były 1KC dla obróbki na 2KC i 2KC dla obróbki na powierzchni 1KC. Punkty zerowe programu obróbkowego zostały wyznaczone za pomocą cykli sondy przedmiotowej „412” i „417”. W ostatnim mocowaniu za boczne ściany zaworu w imadle precyzyjnym korpus zaworu został ustalony na powierzchni 3P (punkt zerowy programu obróbkowego nr 3), co umożliwiło obróbkę powierzchni 5P i wywiercenia w niej otworu 5O.

Korpus zaworu II został obrobiony na pięcioosiowej frezarce HERMLE B300 w jednym zamocowaniu, które umożliwiło dostęp do wszystkich obrabianych powierzchni. Wymagało to skonstruowania specjalnej kostki, która umożliwiła zamocowanie korpusu zaworu w imadle precyzyjnym, polegało to na przykręceniu do bocznej ścianki korpusu zaworu kostki za którą mocowano przedmiot w imadle. Rozwiązanie to nie jest docelowe, było opracowane tylko i wyłącznie na potrzeby pracy badawczej, w obróbce seryjnej konieczne będzie opracowanie specjalnego uchwytu, który umożliwi

pierwszym zamocowaniu (punkt zerowy programu obróbkowego nr 2 oznaczona kolorem zielonym). Z tego zamocowania obróbce poddane zostały dwie powierzchnie 1KC (czoło kołnierza pierwszego) i 1KO (otwór w kołnierzu pierwszym).

Po zakończeniu operacji tokarskich, kolejne etapy obróbki przeprowadzono na pionowym centrum frezarskim VMC 800 AVIA w czterech zamocowaniach. W zamocowaniu pierwszym korpus zaworu został ustalony w

liwi szybszą wymianę przedmiotu obrabianego.

Punkt zerowy programu obróbkowego nr 3 został wyznaczony w osiach symetrii zaworu z wykorzystaniem cykli sondy przedmiotowej OMP 40 Renishaw „409” i „417”, w którą wyposażona była obrabiarka HERMLE B300.

Podczas obróbki zastosowano indeksowanie osi maszyny w oparciu o cykl „PLANE SPATIAL”, który umożliwił zmianę położenia korpusu zaworu bez jego przemocowania. Kolejność obróbki, była identyczna jak w przypadku korpusu I, z tą różnicą, że kinematyka obróbki tokarskiej kołnierzy korpusu została zastąpiona interpolacją kołową na frezarce (złożenie ruchu w dwóch osiach X i Y), gdzie narzędziem skrawającym była głowica frezowa o średnicy $\varnothing 50$ mm.

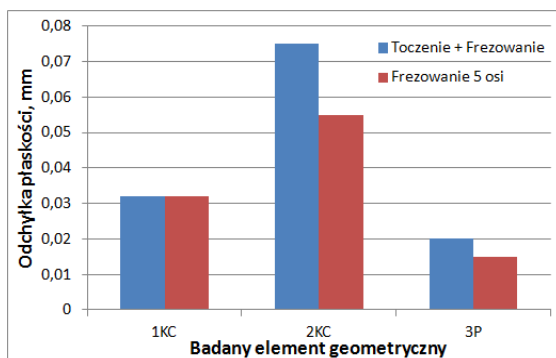
2. METODYKA I WARUNKI POMIARU KORPUSÓW ZAWORU

Pomiar dokładności wymiarowo-kształtowej obrabianych korpusów zaworu przeprowadzono na pięcioośiowej współrzędnościowej maszynie pomiarowej Contura G2 firmy ZEISS w jednym zamocowaniu [1]. Porównano wybrane odchyłki kształtu i położenia korpusów, które wybrano biorąc pod uwagę właściwości użytkowe zaworu oraz jego współpracę z rurociągiem. Wytypowane odchyłki kształtu i położenia badanych korpusów zaworu przedstawiono w tabeli 1.

Tabela 1. Zestawienie odchyłek kształtu i położenia korpusu zaworu

	Odchyłka	Powierzchnie	Zastosowane technologie		Przykładowe zastosowanie obrobionych powierzchni
			Toczenie + Frezowanie	Frezowanie	
1	Płaskości	1KC	0,032 mm	0,032 mm	Współpraca z: uszczelnieniem
		2KC	0,075 mm	0,055 mm	
		3P	0,02 mm	0,015 mm	
2	Równoległości	1KC do 2 KC	0,152 mm	0,042 mm	Współpraca z elementami instalacji hydraulicznej
3	Walcowości	1KW	0,051 mm	0,016 mm	Współpraca z uszczelnieniem i elementami zaworu, wpływ na charakterystykę pracy zaworu
		2KW	0,056 mm	0,027 mm	
		3O	0,306 mm	0,032 mm	
4	Współosiowości	1KW do 2KW	0,091 mm	0,061 mm	Współpraca z elementami instalacji hydraulicznej i montaż zaworu w instalacji
		1KW do 1KO	0,22 mm	0,326 mm	
		2KW do 2KO	0,198 mm	0,272 mm	
5	Średnicy podziałowej	1KC-4O	144,57 mm	144,96 mm	Współpraca z elementami instalacji hydraulicznej i montaż zaworu w instalacji
		2KC-4O	144,43 mm	144,95 mm	
6	Współśrodkowości	1KC-4O do 2KC-4O	0,251 mm	0,01 mm	
7	Prostopadłości osi	1oś do 3oś	0,05 mm	0,009 mm	Charakterystyka pracy zaworu (przepływ)

Analizując dane zamieszczone w tabeli 1 widać wyraźnie, że technologia frezowaniem oparta na jednym zamocowaniu daje o wiele lepsze dokładności wymiarowo-kształtowe niż technologia z wykorzystaniem dwóch obrabiarek, oparta na sześciu zamocowaniach, dwóch na tokarce i czterech na frezarce.



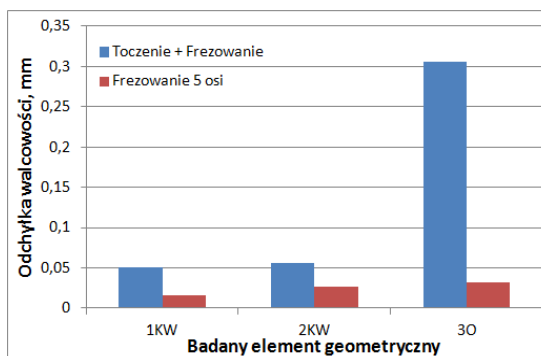
Rys. 3. Odchyłki płaskości

Analizując odchyłkę płaskości powierzchni 2KC uzyskaną w wyniku toczenia wyraźnie widać, że jej wartość 0,075 mm jest największa (rys. 3), jest to wynikiem tego, że korpus zaworu był ustalany na powierzchniach surowych uzyskanych z procesu odlewania. Powierzchnia 1KC uzyskana z toczenia posiada odchyłkę płaskości identyczną jak po frezowaniu równą

0,032 mm, ponieważ powierzchnia ustalająca 2KB2 dla tej obróbki była już obrobiona w pierwszej operacji.

Dwa zamocowania na tokarce wpłynęły również na wartość odchyłki równoległości powierzchni czołowych kołnierzy korpusu zaworu 1KC do 2 KC, która wyniosła 0,152 mm i była ponad trzy razy większa od odchyłki uzyskanej w procesie frezowania równej 0,042 mm.

Odchyłki walcowości (rys. 4) uzyskane w wyniku procesu toczenia również okazały się większe niż dla frezowania w pięciu osiach, pomimo tego, że obie operacje były wykonywane w jednym zamocowaniu, ale niestety za powierzchnie surowe. Dwukrotna różnica wartości odchyłek walcowości może wynikać z faktu, że na tokarce wszelkie błędy



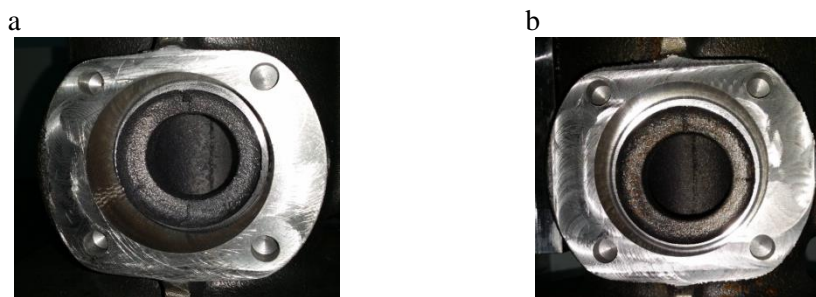
Rys. 4. Odchyłki walcowości

związane z ustaleniem i zamocowaniem korpusu zaworu w uchwycie trójściskowym oddziaływały na proces obróbki. Podczas frezowania odchyłka walcowości powierzchni 1KW i 2KW wynikają wyłącznie z błędów układu posuwowego osi X i Y frezarki (np. luzy, błąd nawrotu i odczytu pozycji). Potwierdzeniem tych przeprowadzeń jest odchyłka współosiowości powierzchni walcowych kołnierzy zaworu, która była mniejsza dla procesu frezowania.

Zaskakująco duże odchyłki współosiowości powierzchni 1KW do 1KO i 2KW do 2KO uzyskano dla obu porównywanych technologii. Porównując obie technologie dla toczenia uzyskaliśmy mniejszą odchyłkę współosiowości (tab. 1 p. 4). Powodem tak dużych odchyłek może być błąd metody pomiaru, który był przeprowadzony na zbyt krótkim odcinku, wyjaśnienie tego problemu wymaga jeszcze dodatkowych badań weryfikacyjnych.

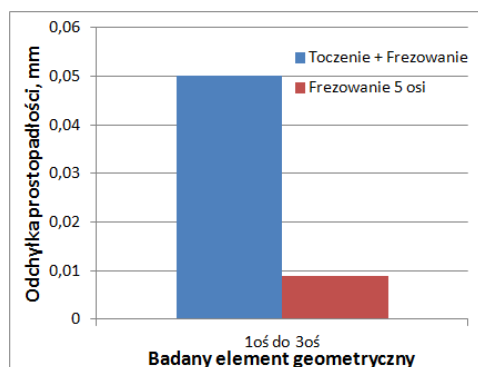
Następnym etapem analizy wyników pomiarów na WMP jest bezpośrednie porównanie odchyłek kształtu i położenia uzyskanych w wyniku obróbki na frezarkach.

Pierwszą z analizowanych odchyłek jest odchyłka walcowości powierzchni otworu 3O, w którym montowany jest mechanizm sterowania przepływem zaworu. Dla korpusu I odchyłka walcowości wyniosła 0,32 mm i była dziesięciokrotnie większa od odchyłki walcowości uzyskanej w wyniku obróbki korpusu II, która wyniosła 0,032 mm (rys. 4). Przyczyną takiej rozbieżności jest asymetria naddatku obróbkowego, która powodowała drgania narzędzia podczas obróbki. Asymetria naddatku obróbkowego jest bezpośrednio spowodowana błędami zamocowania korpusu I w pryzmach, wynikającego z błędów obróbki tokarskiej walcowej części kołnierzy korpusu.



Rys. 5. Przykładowe widoki asymetrii naddatku obróbkowego: a) toczenie + frezowanie, b) frezowanie w 5 osiach

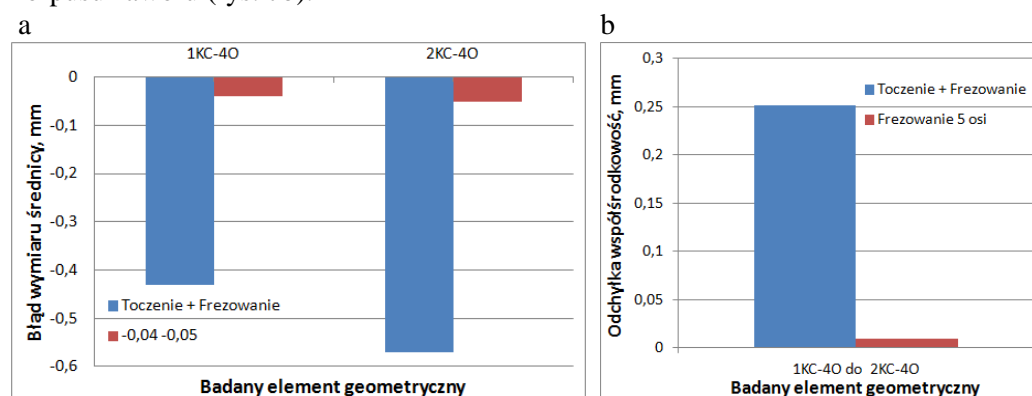
Błąd zamocowania korpusu w pryzmach spowodował również większą wartość odchyłki prostopadłości osi symetrii kołnierzy zaworu 1 oś i osi symetrii 3 oś otworu 3O, która dla toczenia wyniosła 0,05 mm, a dla frezowania 0,001 mm (rys. 6).



Rys.6. Odchyłka prostopadłości

Ostatnim analizowanym elementem geometrycznym obrobionych korpusów zaworów była dokładność wykonania otworów służących do montażu zaworu w instalacji hydraulicznej. Średnica podziałowa 1KC-40 roz-

mieszczenia otworów na powierzchniach czołowych kołnierzy zaworu I (toczonego i frezowanego) wyniosła $\varnothing 144,57$ mm i $\varnothing 144,43$ mm dla średnicy 2KC-4O. Dla zaworu II frezowanego w 5 osiach średnica podziałowa rozmieszczenia otworów 1KC-4O = 144,96 mm i 2KC-4O = 144,95 mm. W obu przypadkach wartość zaprogramowana w sterowniku obrabiarki wynosiła $\varnothing 145$ mm. Otwory wiercone były bez operacji nawiercania oraz bez przyrządu wiertarskiego, ponieważ konstrukcja wiertła tego nie wymagała. W przypadku korpusu toczonego gdzie odchyłka równoległości powierzchni 1KC do 2 KC wyniosła 0,152 mm, mogła powodować przesunięcie wiertła z pozycji co wpłynęło na różnicę średnic podziałowych otworów na poziomie $\approx 0,5$ mm (rys. 7a) oraz odchyłkę współśrodkowości średnic podziałowych otworów na kołnierzach korpusu zaworu (rys. 7b).



Rys. 7. Odchyłki wymiarowo-kształtowe rozmieszczenia otworów służących do montażu zaworu w instalacji hydraulicznej: a) błąd wymiaru średnicy podziałowej, b) odchyłka współśrodkowości średnic podziałowych

3. WNIOSKI

W wyniku przeprowadzonych badań, opracowano wnioski będące wytycznymi, które uwzględniają wady i zalety zastosowanych technologii obróbki korpusów zaworu:

1. Technologia toczenia połączona z frezowaniem wymaga wielu zamocowań, co wpływa na pogorszenie dokładności wymiarowo-kształtowej obrabianego korpusu zaworu. Zmniejszenie liczby zamocowań na tokarce jest niemożliwe natomiast na frezarce trzyosiowej wymaga zastosowania systemów podziałowych tj. podzielnica, stół obrotowy, co wiąże się z modernizacją obrabiarki i dodatkowymi kosztami.
2. Technologia obróbki odlewanego korpusu w jednym zamocowaniu z wykorzystaniem frezarki pięćosiowej wymaga zastosowania specjalnego uchwytu, który umożliwi obróbkę wszystkich powierzchni, co wiąże się z większymi kosztami uzbrojenia maszyny. Zastosowanie tej technologii umożliwiło osiągnięcie większej

dokładności wymiarowo-kształtowej obrabianego korpusu, o czym świadczą wyniki pomiarów zamieszczone w tabeli 1 i na rysunkach 3 do 7.

3. Do kompensacji błędu ustawienia korpusu zaworu na stole frezarki i wyznaczenia punktu zerowego programu zalecane jest za każdym razem wykorzystanie cykli sondy przedmiotowej, co wydłuża czas obróbki ale zwiększa dokładność ustalenia przedmiotu na obrabiarce i zmniejsza błędy obróbkowe.
4. W sytuacji gdy konstrukcja korpusu zaworu wymaga zastosowania obróbki tokarskiej, ciekawą alternatywą może być zastosowanie do obróbki zgrubnej frezowania pięcioosiowego w jednym zamocowaniu, co zapewni dużą dokładność powierzchni ustalających i mocujących dla przyszłych operacji prowadzonych na tokarce. Pozwoli to na wyeliminowanie w pierwszej operacji tokarskiej ustalenia i zamocowania korpusu w uchwycie trójszczekowym za powierzchnie surowe.
5. Podczas obróbki na pięcioosiowej frezarce zaangażowanie operatora ogranicza się do zamocowania korpusu zaworu i uruchomienia programu obróbkowego. Kompensacja błędu ustawienia zaworu w uchwycie i wyznaczenie punktu zerowego programu obróbkowego i obróbka odbywa się automatycznie.

LITERATURA

- [1] ADAMCZAK S., *Pomiary Geometryczne Powierzchni. Zarysy Kształtu, Falistość i Chropowatość*. Warszawa, WNT 2009.
- [2] DOBRZAŃSKI T., *Uchwyty obróbkowe. Poradnik konstruktora*. Warszawa, WNT, 1987
- [3] FELD M., *Uchwyty obróbkowe*. Warszawa, WNT, 2002
- [4] GRZESIK W., *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych*. Warszawa, WNT, 2010.
- [5] HEIDENHAIN, *Podręcznik obsługi dla użytkownika. Programowanie cykli iTNC530*.

Wyniki przedstawione w publikacji zostały uzyskane w wyniku badań sfinansowanych w ramach Projektu "Perspektywy RSI Świętokrzyskie – IV etap" nr: WND – POKL.08.02.02 – 26 – 001/12, realizowanego w ramach Programu Operacyjnego Kapitał Ludzki, Priorytet VIII, Działanie 8.2 Transfer wiedzy, Poddziałanie 8.2.2 Regionalne Strategie Innowacji.

TOCZENIE POWIERZCHNI ŚRUBOWYCH O ZMIENNYM SKOKU

Bogusław PYTLAK¹

1. WPROWADZENIE

Toczenie powierzchni śrubowych narzędziem punktowym jest znane od dawna i do tej pory realizowane było najczęściej poprzez odpowiednią kinematykę tokarek konwencjonalnych [1]. Znaczący postęp w dziedzinie obrabiarek sterowanych numerycznie zwłaszcza rozwój układów sterowania i techniki napędów (w tym liniowych), umożliwił rozwiązanie tego problemu poprzez odpowiednie zaprogramowanie toru ruchu narzędzia punktowego. Dzięki temu można uzyskać dowolny zarys powierzchni śrubowej, już przy jednym przejściu narzędzia. Oczywiście tradycyjne metody obróbki powierzchni śrubowych narzędziami kształtowymi mają wiele zalet i są bardzo popularne w praktyce, a poniższą metodę należy traktować jako ich uzupełnienie.

Artykuł jest kontynuacją badań przedstawionych w pracy [2]. Gdzie badano toczenie gwintów uniwersalnym narzędziem punktowym na tokarce CNC. Obrobiony tą metodą gwint był bardzo zbliżony do teoretycznego zarysu. Ponadto czas jego obróbki okazał się krótszy, w porównaniu z tradycyjną metodą nacinania tego samego rodzaju gwintu. Gwint toczony posiadał także mniejszą chropowatość powierzchni.

Celem poniższej pracy jest przedstawienie możliwości obróbki powierzchni śrubowych o dowolnie zmiennym skoku na tokarkach CNC z wykorzystaniem zaawansowanych funkcji układu sterowania SINUMERIK, gdyż obecnie w przemyśle spotyka się wiele części maszyn z powierzchniami śrubowymi o zmiennym skoku, np. w maszynach do przetwórstwa tworzyw sztucznych oraz w maszynach stosowanych w przemyśle spożywczym. Ich obróbka może w niektórych przypadkach nastęrczać pewne trudności, np. gdy zmiana skoku nie jest funkcją liniową lub następuje przejście z jednego skoku na inny.

¹ Akademia Techniczno-Humanistyczna w Bielsku-Białej, 43-309 Bielsko-Biała, ul. Willowa 2

2. METODOLOGIA

Do obróbki powierzchni śrubowych o zmiennym skoku wykorzystano funkcję sprzężenia osi, tablicę krzywych oraz interpolację wielomianową dostępne w układzie sterowania SINUMERIK.

Funkcja sprzężenia osi obrabiarki *LEADON* [3, 4] umożliwia realizację złożonych ruchów, a do jej aktywacji służą polecenia:

- *LEADON(FAxis, LAxis, n)* – aktywacja sprzężenia osi,
- *LEADOF(FAxis, LAxis)* – odwołanie sprzężenia osi,

gdzie: *FAxis* – oś nadążna, *LAxis* – oś wiodąca, *n* – numer tablicy krzywych. Natomiast tablica krzywych definiuje bezpośrednio zależność pomiędzy osią wiodącą i osią nadążną. Do jej definicji i kasowania wykorzystuje się polecenia [3, 4]:

- *CTABDEF(FAxis, LAxis, n, applim)* – początek definicji tablicy krzywej,
- *CTABEND* – koniec definicji tablicy krzywej,
- *CTABDEL(n)* – kasowanie tablicy krzywej,

gdzie: *applim* – parametr określający okresowość tablicy (0 – brak, 1 – okresowa z punktu widzenia osi wiodącej, 2 – okresowa z punktu widzenia osi wiodącej i nadążnej). Kasowanie wcześniej zdefiniowanych tablic jest niezbędne, gdyż jego brak może bardzo szybko doprowadzić do wyczerpania limitu ich maksymalnej liczby. Zastosowanie interpolacji wielomianowej w tablicy krzywych pozwala w znaczny sposób ograniczyć liczbę jej elementów. Opisane funkcje są dodatkowymi opcjami (interpolacja wielomianowa *POLY* oraz sprzężenie osi *LEADON* zawierające tablice krzywych *CTABDEF*), układu sterowania SINUMERIK i aby móc z nich skorzystać należy je wykupić.

W przeciwieństwie do powierzchni śrubowych o stałym skoku, gdzie w tablicy krzywych programowano niezmienny zarys tylko jednego zwoju, w przypadku powierzchni śrubowych o zmiennym skoku zarys ten podlega modyfikacji wraz ze zmianą skoku gwintu. Najprostszym wyjściem w powyższej sytuacji była by modyfikacja definicji tablicy krzywych podczas obróbki zgodnie ze zmieniającym się skokiem. W pracy rozważano taką możliwość realizacji za pomocą akcji synchronicznych. Wystarczyło by na bieżąco obliczać aktualną postać tablicy krzywych w ramach cyklu technologicznego, albo zmieniać wartości danych nastawczych wprowadzających przesunięcie i skalowanie dla wartości osi wiodącej SD43102 *\$\$SA_LEAD_OFFSET_IN_POS* i SD43104 *\$\$SA_LEAD_SCALE_IN_POS* lub osi nadążnej *\$\$SA_LEAD_OFFSET_OUT_POS* i SD43108 *\$\$SA_LEAD_SCALE_OUT_POS*. Zwłaszcza jeżeli tablica krzywych jest periodyczna to powyższe dane nastawcze można interpretować jako: SD43102 – przesunięcie w fazie, SD43106 – przesunięcie dla amplitudy, SD43108 – skalowanie amplitudy. Jednak pierwszy, jak i drugi sposób niestety nie są możliwe do realizacji z poziomu akcji synchronicznych, które posiadają ograniczoną listę realizowanych poleceń oraz dostępnych danych maszynowych i nastawczych. Zmiana postaci definicji tablicy krzywych po włączeniu funkcji sprzężenia

osi *LEADON* bazującej na tej tablicy jest po prostu niemożliwa. Związane jest to z tym, iż definicja tablicy krzywych jest wewnętrznie przeliczana przez układ sterowania tylko raz, aby być dostępną w dowolnym miejscu programu obróbki [5].

Z uwagi na powyższe ograniczenia należy zdefiniować tablicę krzywych uwzględniającą w całości zmianę skoku powierzchni śrubowej, czyli opisującą pełną drogę jaką pokonuje punkt kodowy narzędzia podczas obróbki. To z kolei wymaga znacznej jej rozbudowy oraz zawęża zakres obróbki. Głównym ograniczeniem jest tutaj przydzielona pamięć NC dla tablic krzywych. Należy pamiętać, że proces uruchamiania i rezerwacji pamięci NC dla tablic krzywych jest zadaniem wymagającym specjalistycznej wiedzy, więc najlepiej zlecić je producentowi obrabiarki lub autoryzowanemu serwisowi firmy Siemens. Dla oszacowania potrzebnej pamięci NC dla tablic krzywych można posłużyć się przykładem: aby przetoczyć powierzchnię śrubową o zarysie składającym się z 6 elementów (prosta, okrąg, itp.), na długości 100 mm, z posuwem 0,2 mm/obr, potrzeba tablicy krzywych w wielkości $6 \times 100 / 0,2 = 3000$ elementów. W celu oszczędności pamięci NC można podzielić obróbkę na 2 etapy po 50 mm i wtedy wystarczająca będzie tablica krzywych posiadająca tylko 1500 elementów. Do generowania tak rozbudowanych tablic krzywych wykorzystano proste obliczenia, instrukcję pętli *FOR-ENDFOR* oraz instrukcję *WRITE*, która w osobnym pliku programu zapisuje definicję danej tablicy. Pozwala to całkowicie zautomatyzować proces tworzenia tablicy krzywych przez układ sterowania SINUMERIK. Składnia instrukcji *WRITE* ma postać:

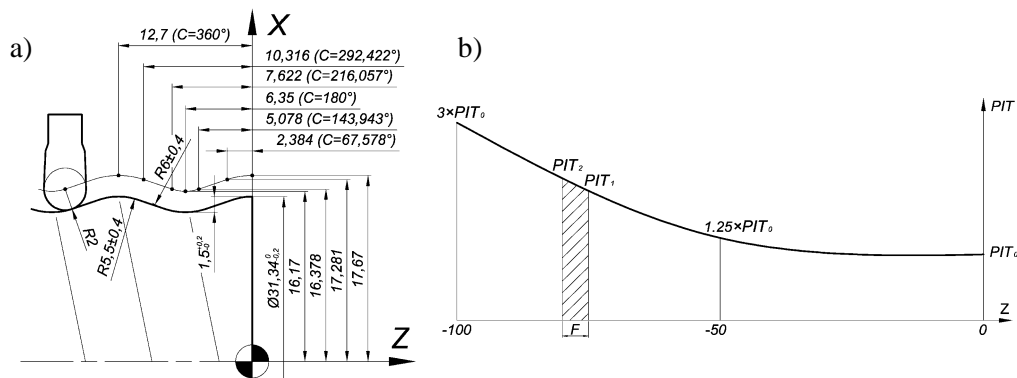
– *WRITE(ERROR,nazwa_pliku,tekst)*,

gdzie: *ERROR* – zmienna wyjściowa informująca o prawidłowości lub błędach wynikłych w czasie próby zapisu, *nazwa_pliku* – nazwa pliku w którym zostanie dopisany tekst; jeśli plik o takiej nazwie nie istnieje w bieżącym katalogu, zostanie on automatycznie utworzony, *tekst* – dowolny alfanumeryczny tekst. Oprócz polecenia *WRITE* wykorzystano polecenie *ISFILE* sprawdzające czy istnieje plik o podanej nazwie, jak i polecenie *DELETE* go kasujące [3, 4].

Aby zachować ciągłość z badaniami przedstawionymi w pracy [2] w artykule bazowano na tym samym przykładzie toczenia powierzchni śrubowej gwintu R32 wg normy ISO 10208 [5] (rys. 1a). Z kolei na rysunku 1b przedstawiono wykres funkcji zmiany skoku gwintu wzdłuż osi *Z*, gdzie początkowy skok gwintu wynosi $PIT_0 = 12.7$ mm.

Podczas toczenia powierzchni śrubowej gwintu, zarys pojedynczego zwoju będzie wykonywany podczas pełnego obrotu wałka (360°) \times współczynnik przesunięcia kąowego ΔC w osi *C*, który zapewnia powstanie spirali. Wartość współczynnika przesunięcia kąowego ΔC jest uzależniona od skoku gwintu *PIT* i posuwu *F* [2]:

$$\Delta C = 1 + \frac{F}{PIT - F} \quad (1)$$



Rys. 1. a) przykładowy zarys gwintu R32 wraz z torem ruchu punktu kodowego narzędzia [2], b) wykres funkcji zmiany skoku gwintu wzdłuż osi Z

Pojawia się tu problem, gdyż tablica krzywych jest obliczana w sposób dyskretny co jeden obrót wałka (posuw na obrót F), natomiast skok gwintu PIT zmienia się w sposób ciągły. I tak na początku obrotu wałka jest skok PIT_1 i współczynnik przesunięcia kąowego ΔC_1 , natomiast na końcu obrotu wałka skok PIT_2 i współczynnik przesunięcia kąowego ΔC_2 (Rys. 1b). Najprostszym i zarazem najbardziej dokładnym wyjściem z powyższej sytuacji byłoby wyznaczenie całki oznaczonej dla współczynnika przesunięcia kąowego ΔC w przedziale o szerokości równej wartości posuwu F i wyznaczenie z niej wartości średniej dla tego przesunięcia. Jednak aby ułatwić programowanie tej metody zastosowano aproksymację dla średniej wartości współczynnika przesunięcia kąowego ΔC metodą trapezów:

$$\Delta C_1 = 1 + \left(\frac{F}{PIT_1 - F} \right), \quad \Delta C_2 = 1 + \left(\frac{F}{PIT_2 - F} \right) \quad (2)$$

$$\Delta C = (\Delta C_1 + \Delta C_2) / 2$$

Samo toczenie gwintu odbywa się z funkcją $G33$, która zapewnia bardziej precyzyjne powiązanie ruchu w osi Z z osią obrotową C od funkcji $G1$ oraz blokuje korektor posuwu na poziomie 100%.

Na końcu należy wspomnieć, iż w przypadku układu sterowania SINUMERIK od dawna są dostępne funkcje do nacinania powierzchni śrubowych o liniowo rosnącym/malejącym skoku jak $G34/G35$. Jednak można je wykorzystać tylko w przypadku tradycyjnej metody nacinania gwintów i to w dodatku o liniowo zmiennym skoku.

3. WYNIKI BADAŃ I ICH ANALIZA

Poniżej zamieszczono przykładowy program na toczenie gwintu R32 wg normy ISO 10208 [6] o skoku zmieniającym się wg funkcji wielomianowej 2-go stopnia (rys. 1b) z objaśnieniem kluczowych bloków programu:

```
DEF INT ERROR,III,JJJ
;definicja zmiennych typu Integer: błędu zapisu ERROR, lokalnych zmiennych indeksowych III i JJJ
DEF REAL PIT_1,FFF=0.2,SSS=200,DELTA_C1,DELTA_C2,DELTA_C, DLUGOSC_Z=100,ZZZ
;definicja zmiennych typu Real: skoku powierzchni śrubowej PIT_1, PIT_2, posuwu FFF, prędkości obrotowej wrzeciona
SSS, przesunięcia w osi C DELTA_C1, DELTA_C2, DELTA_C, długości powierzchni śrubowej DLUGOSC_Z oraz
aktualnej pozycji w osi Z podczas obróbki ZZZ.

DIAMOF
;wyłączenie programowania na średnicy, gdyż interpolacja wielomianowa działa tylko na promieniu w osi X
T="NOZ_R2" D1
SPOS=0
M70
;przełączenie wrzeciona w tryb pracy osi obrotowej C
G56 G95 G90 G0 X17.67 Z0 C=0
;ustawienie się na początku powierzchni śrubowej (tablicy krzywych)

JJJ=(DLUGOSC_Z)DIV(FFF)
;obliczenie liczby obrotów wałka JJJ potrzebnych do obrobienia powierzchni walcowej na długości DLUGOSC_Z z
posuwem FFF
IF ISFILE("/_N_MPF_DIR/_N_TABLICA_MPF")
;sprawdzenie czy istnieje plik TABLICA.MPF
DELETE(ERROR,"/_N_MPF_DIR/_N_TABLICA_MPF")
;kasowanie pliku TABLICA.MPF
ENDIF
WRITE(ERROR,"/_N_MPF_DIR/_N_TABLICA_MPF","CTABDEL(1)")
;zapis do pliku kasowania poprzedniej tablicy krzywych nr 1
WRITE(ERROR,"/_N_MPF_DIR/_N_TABLICA_MPF","CTABDEF(X,C,1,0)")
;zapis do pliku początku definicji okresowej tablicy krzywych nr 1 pomiędzy osią C i X
WRITE(ERROR,"/_N_MPF_DIR/_N_TABLICA_MPF","POLY")
;zapis do pliku włączenia interpolacji wielomianowej
WRITE(ERROR,"/_N_MPF_DIR/_N_TABLICA_MPF","X17.67 C0")
;zapis do pliku początku zarysu gwintu

FOR III=0 TO JJJ
ZZZ=III*FFF
;obliczenie aktualnej pozycji w osi Z
PIT_1=12.7-0.127*ZZZ+0.00381*ZZZ*ZZZ
;obliczenie skoku gwintu PIT1 na początku obrotu wałka
PIT_2=12.7-0.127*(ZZZ+FFF)+0.00381*(ZZZ+FFF)*(ZZZ+FFF)
;obliczenie skoku gwintu PIT2 na końcu obrotu wałka
DELTA_C1=1+FFF/(PIT_1-FFF)
;obliczenie współczynnika przesunięcia kąowego ΔC1
DELTA_C2=1+FFF/(PIT_2-FFF)
;obliczenie współczynnika przesunięcia kąowego ΔC2
DELTA_C=(DELTA_C1+DELTA_C2)/2
;obliczenie średniej wartości współczynnika przesunięcia kąowego ΔC

MSG("DELTA_C="<<DELTA_C*360)
WRITE(ERROR,"/_N_MPF_DIR/_N_TABLICA_MPF","X=PO(17.281,-0.367538,-0.019142)
C=IC("<<67.578*DELTA_C<<")")
;zapis do pliku 1 odcinka zarysu gwintu, interpolacja wielomianowa po okręgu
WRITE(ERROR,"/_N_MPF_DIR/_N_TABLICA_MPF","X16.378 C=IC("<<76.365*DELTA_C<<")")
;zapis do pliku 2 odcinka zarysu gwintu, interpolacja wielomianowa po linii prostej
```

```

WRITE(ERROR, "/_N_MPF_DIR/_N_TABLICA_MPF", "X=PO(16.17,0.233485,-0.014134)
C=IC("<<36.057*DELTA_C<<")")
; zapis do pliku 3 odcinka zarysu gwintu, interpolacja wielomianowa po okręgu
WRITE(ERROR, "/_N_MPF_DIR/_N_TABLICA_MPF", "X=PO(16.378,0.191733,0.012827)
C=IC("<<36.057*DELTA_C<<")")
; zapis do pliku 4 odcinka zarysu gwintu, interpolacja wielomianowa po okręgu
WRITE(ERROR, "/_N_MPF_DIR/_N_TABLICA_MPF", "X17.281 C=IC("<<76.365*DELTA_C<<")")
; zapis do pliku 5 odcinka zarysu gwintu, interpolacja wielomianowa po linii prostej
WRITE(ERROR, "/_N_MPF_DIR/_N_TABLICA_MPF", "X=PO(17.67,-0.430505,0.022762)
C=IC("<<67.578*DELTA_C<<")")
; zapis do pliku 6 odcinka zarysu gwintu, interpolacja wielomianowa po okręgu
ENDFOR
WRITE(ERROR, "/_N_MPF_DIR/_N_TABLICA_MPF", "CTABEND")
; zapis do pliku końca definicji tablicy krzywych
WRITE(ERROR, "/_N_MPF_DIR/_N_TABLICA_MPF", "M30")

```

TABLICA

;wywołanie programu *TABLICA.MPF* z wygenerowaną powyżej tablicą krzywych

SPCON

;włączenie regulacji położenia wrzeciona

FFWON

;włączenie sterowania wyprzedzającego

LEADON(X,C,1)

;włączenie sprzężenia pomiędzy osią C i X wg tablicy krzywych nr 1

S=SSS M3

G33 Z=-DLUGOSC_Z K=FFF

;toczenie gwintu z interpolacją G33 i skokiem odpowiadającym wartości posuwu FFF

G1 Z=IC(0) F=FFF

LEADOF(X,C)

;wyłączenie sprzężenia pomiędzy osią C i X

G0 X=IC(10)

SPCOF

;włączenie regulacji położenia wrzeciona

FFWOF

;wyłączenie sterowania wyprzedzającego

M5

M30

Struktura programu nie jest skomplikowana i przy przejściu na inny zarys powierzchni śrubowej zmianie podlegać będzie jedynie sama definicja jego kształtu oraz zależność funkcyjna na zmianę skoku gwintu *PIT*. Aby obrobić części o długości większej, niż pozwala na to dostępna pamięć tablic krzywych można w powyższym programie powtórzyć obliczenie i wywołanie tablicy krzywych oraz obróbkę przy jej pomocy dla kolejnego odcinka powierzchni śrubowej.

Wyznaczona i zapisana w pliku *TABLICA.MPF* przy pomocy polecenia *WRITE* tablica krzywych na następującą treść:

```

CTABDEL(1)
CTABDEF(X,C,1,0)
POLY
X17.67 C0
X=PO(17.281,-0.367538,-0.019142) C=IC(68.659248)
X16.378 C=IC(77.58684)
X=PO(16.17,0.233485,-0.014134) C=IC(36.633912)
X=PO(16.378,0.191733,0.012827) C=IC(36.633912)
X17.281 C=IC(77.58684)

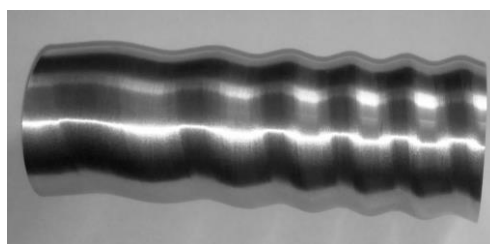
```

```

X=PO(17.67,-0.430505,0.022762) C=IC(68.659248)
.....
X=PO(17.281,-0.367538,-0.019142) C=IC(67.93461214)
X16.378 C=IC(76.76798153)
X=PO(16.17,0.233485,-0.014134) C=IC(36.24727441)
X=PO(16.378,0.191733,0.012827) C=IC(36.24727441)
X17.281 C=IC(76.76798153)
X=PO(17.67,-0.430505,0.022762) C=IC(67.93461214)
CTABEND
M30

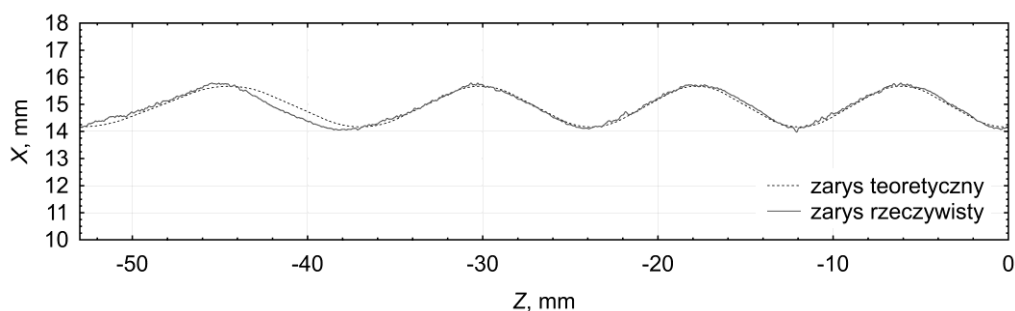
```

W kolejnym etapie badań przy pomocy powyższego programu wykonano powierzchnię śrubową gwintu falistego R32 o zmiennym skoku (rys. 2) w aluminium gatunku EN AW-2017A na tokarce TUG56-MN z układem sterowania SUNUMERIK 810D (06.05.48-CCU3E+PCU50). W tym celu zarezerwowano pamięć dla tylko jednej tablicy krzywych [2]: MD18400=1, MD18402=5000, MD18403=5000, MD18404=5000.



Rys. 2. Przykładowy element o zmiennym skoku wykonany wg powyższego programu

W celu określenia dokładności zarysu zeskanowano zarys toczonej powierzchni śrubowej na obrabianej długości 55 mm przy pomocy lasera pomiarowego KEYENCE LK-H152 zamocowanego na suporcie obrabiarki. Następnie porównano go z zarysem teoretycznym co zostało przedstawione na rysunku 3.



Rys. 3. Porównanie teoretycznego i rzeczywistego zarysu powierzchni śrubowej; powiększenie odchyłek względem zarysu teoretycznego wynosi 5×

Jak widać zwiększone odchyłki w osi X zaczynają pojawiać się wraz ze wzrostem skoku *PIT* powierzchni śrubowej. Jak się przypuszcza są one spowodowane tym, iż wygenerowana tablica krzywych jest programowana w sposób przyrostowy (polecenie *IC(...)*), co w powiązaniu z ograniczoną liczbą miejsc po przecinku zapisywaną poleceniem *WRITE* w pliku definicji tablicy krzywych *TABLICA.MPF* skutkuje efektem nawarstwiania się błędu odchylenia od zarysu teoretycznego. Ponieważ wartości współczynnika przesunięcia kąowego ΔC dla rosnącego skoku *PIT* są coraz bardziej zbliżone do jedności (zmieniają się dopiero na 3 miejscu po przecinku).

Należy jednak podkreślić, że maksymalna wartość odchyłki pomiędzy zarysem rzeczywistym i zmierzonym nie przekracza wartości 81 μm . Dlatego więc wskazane jest zawężenie zakresu obróbki do stosunkowo krótkich odcinków powierzchni śrubowej o dowolnie zmiennym skoku. Pozwoli to na znaczne ograniczenie zapotrzebowania pamięci dla generowanych tablic krzywych oraz na zmniejszenie błędu odchylenia zarysu rzeczywistego od teoretycznego.

4. PODSUMOWANIE

Zaproponowana metoda toczenia powierzchni śrubowych o dowolnie zmiennym skoku na tokarkach CNC umożliwi ich obróbkę uniwersalnym narzędziem punktowym. Sam kształt zarysu pojedynczego zwoju powierzchni śrubowej określony jest poprzez tablicę krzywych z wykorzystaniem interpolacji wielomianowej. Tablica ta opisuje także zmianę skoku *PIT* wzdłuż osi Z (pełną drogę punktu kodowego narzędzia) dlatego też jest bardzo rozbudowana i zajmuje dużo pamięci NC układu sterowania.

Przedstawiona aplikacja tej metody do obróbki gwintu falistego R32 wskazuje na średnią dokładność obróbki. Maksymalna odchyłka rzeczywistego zarysu od teoretycznego wyniosła 81 μm . Przy czym występuje zależność, im większy skok *PIT*, tym większa odchyłka. Związane jest to z dokładnością zapisu do pliku postaci tablicy krzywej, sumowaniem się tych niedokładności, gdyż tablica była programowana przyrostowo oraz coraz to mniejszymi zmianami w wartościach współczynnika przesunięcia kąowego ΔC dla rosnącego skoku *PIT* powierzchni śrubowej.

W celu ograniczenia zapotrzebowania na pamięć NC i ograniczenia odchyłek pomiędzy rzeczywistym i teoretycznym zarysem powierzchni śrubowej proponuje się rozłożenie obróbki na stosunkowo krótkie odcinki.

LITERATURA

- [1] GWIAZDOWSKI W., *Kinematyka obrabiarek*, Warszawa, WNT, 1965.
- [2] PYTLAK B., *Obróbka gwintów narzędziem punktowym na tokarkach CNC*, *Mechanik*, 2014, 5-6, 382-386.
- [3] STRYCZEK R., PYTLAK B., *Elastyczne programowanie obrabiarek*, Warszawa, PWN, 2011.
- [4] Instrukcja użytkownika, SINUMERIK 840D sl/828D, *Przygotowanie pracy*, 03/2013.
- [5] Instrukcja producenta/serwisowa, SINUMERIK 840D sl, *Special functions*, 03/2013.
- [6] ISO 10208:1991, *Rock drilling equipment – Left-hand rope threads*.

OPERACJE OBRÓBKOWE FORMY CIŚNIENIOWEJ

Ryszard WOLNY¹

1. WPROWADZENIE

Forma ciśnieniowa to narzędzie służące do wykonywania odlewu pod ciśnieniem na ciśnieniowej maszynie odlewniczej. Do podstawowych elementów składowych formy zaliczamy: wkładkę ruchomą i stałą z kształtem formującym, obudowę, suwaki, siłowniki, układ chłodzenia.

Przedstawiono proces technologiczny wykonania wkładek formujących korpus pompy (rys. 1) realizowany w jednym z zakładów przemysłu motoryzacyjnego [1].

Wytwarzanie tak skomplikowanych kształtów, oraz weryfikacja wyrobu na etapie projektowania, była możliwa dzięki wykorzystaniu nowoczesnych aplikacji CAD/CAM [4, 5]. Umożliwiły one projektowanie wirtualnych kształtów 3D i automatyczne generowanie kodów maszynowych obróbki dla obrabiarek sterowanych numerycznie NC.

Obniżenie kosztów produkcji było możliwe poprzez zastosowanie nowych strategii wytwarzania, w szczególności obróbki HSM [3].



Rys. 1. Korpus pompy

¹ Politechnika Częstochowska, Wydział Inżynierii Mechanicznej i Informatyki, 42-200 Częstochowa, ul. Armii Krajowej 21

2. PROCES TECHNOLOGICZNY FORMY CIŚNIENIOWEJ

Proces technologiczny formy ciśnieniowej korpusu pompy dotyczył wykonania wkładek formujących kształt odlewu na ciśnieniowej maszynie odlewniczej: wkładki ruchomej i wkładki stałej.

Ramowy proces technologiczny wkładek formujących był realizowany w następujących etapach:

- wyżarzanie normalizujące materiału wyjściowego;
- zgrubna obróbka skrawaniem na obrabiarkach konwencjonalnych
- ;
- wyżarzanie odprężające po obróbce zgrubnej;
- wstępna obróbka skrawaniem na obrabiarkach CNC;
- I kontrola dokładności wykonania;
- obróbka cieplna – hartowanie;
- szlifowanie kształtu formującego i otworów;
- obróbka wykańczająca frezowaniem na obrabiarkach CNC;
- elektrodrażenie złożonych kształtów;
- szlifowanie, tuszowanie, polerowanie i pasowanie wkładek;
- II kontrola dokładności wykonania;
- próby formy na ciśnieniowej maszynie odlewniczej;
- zatwierdzenie i dopuszczenie formy do produkcji;
- pokrycie kształtu formującego powłoką ochronną.

Podstawowymi etapami procesu technologicznego wkładek formy ciśnieniowej pompy były operacje obróbki skrawaniem.

3. OBRÓBKA SKRAWANIEM WKŁADEK FORMY

3.1. MATERIAŁ, NARZĘDZIA, PARAMETRY SKRAWANIA

Do produkcji wkładek formy ciśnieniowej zastosowano stal stopową narzędziową do pracy na gorąco Thyrotherm 2343 [6] o składzie: węgiel 0,38%, krzem 1%, chrom 5,3%, molibden 1,3%, wanad 0,4%. Polskim odpowiednikiem stali 2343 jest stal WCL.

Do obróbki zgrubnej wkładek formy użyto głowicy frezarskiej z płytkami z węglików spiekanych [7]. Głowica R200-015A20-10M o średnicy 25mm zawiera dwie płytki skrawające RCKT10T3M0-PM (klasa M) o promieniu R5. W procesie frezowania zastosowano następujące parametry: $v_c=170$ m/min; $n=2200$ obr/min; $v_f=880$ mm/min.

Pozostałe operacje obróbkowe wykonano przy pomocy jednolitych frezów palcowych z węglików spiekanych [7]:

- R216.34-16030-AC32N $\varnothing 16/R1$ L=92;
- R216.34-12030-AC26N $\varnothing 12/R1$ L=83;
- R216.44-10030-AK22N $\varnothing 10/R5$ L=100;
- R216.34-06030-AC13N $\varnothing 6/R1$ L=57;
- R216.34-04030-AC11N $\varnothing 4/R1$ L=57.

Prędkości skrawania oraz prędkości posuwu dla frezów palcowych (gatunek GC1010) wynosiły odpowiednio:

- dla $\varnothing 6$ $v_c=56,5$ m/min $v_f=480$ mm/min;
- dla $\varnothing 8$ $v_c=75,4$ m/min $v_f=720$ mm/min;
- dla $\varnothing 10$ $v_c=94,2$ m/min $v_f=960$ mm/min;
- dla $\varnothing 12$ $v_c=113$ m/min $v_f=1200$ mm/min;
- dla $\varnothing 16$ $v_c=150,7$ m/min $v_f=1440$ mm/min.

3.2. OBRÓBKA ZGRUBNA MATERIAŁU WYJŚCIOWEGO

Pierwszą operacją obróbki zgrubnej, było frezowanie kostek materiału wyjściowego o wymiarach 120x260x320 mm dla wkładki ruchomej i 100x260x320 mm dla wkładki stałej na frezarkach konwencjonalnych (rys. 2).

Kolejną operacją było wykonanie otworów w kostkach materiału wyjściowego zgodnie z rysunkami wykonawczymi wkładek. Wiercenie otworów przeprowadzono na wiertarce współrzędnościowej z dokładnością do 0,01 mm.



Rys. 2. Frezowanie zgrubne wkładki stałej

3.3. OBRÓBKA WSTĘPNA NA OBRABIARKACH CNC

Generowanie obróbczych programów maszynowych wymagało budowy wirtualnych modeli 3D kształtów wkładki ruchomej i stałej. Modele wkładek

powstały w aplikacji Ideas [4], a następnie zostały wyeksportowane w formacie Parasolid do programu Mastercam [5]. Programy maszynowe do frezowania oraz symulację obróbki wykonano w aplikacji Mastercam działającej w środowisku Windows. Obróbką zgrubną na frezarce CNC było wstępne wybranie materiału z obszaru kształtu formującego wkładki ruchomej przy wykorzystaniu komputerowo wygenerowanego programu (rys. 3).

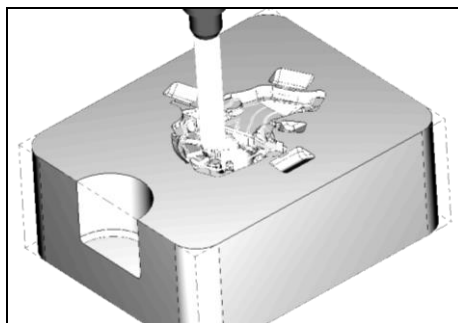


Rys. 3. Frezowanie zgrubne wkładki ruchomej

Program do obróbki zgrubnej frezowaniem został wygenerowany dla głowicy $\text{Ø}25/\text{R}5$ oraz następujących parametrów:

- skok w osi $Z=1$ mm;
- obroty narzędzia $n=2200$ obr/min;
- posuw roboczy $v_f=880$ mm/min;
- posuw zagłębiania $f_w=100$ mm/min;
- naddatek na powierzchniach obrabianych 0,3 mm.

Zaletą aplikacji CAD/CAM była możliwość wykonania symulacji obróbki oraz sprawdzenie jej poprawności (rys. 4).



Rys. 4. Symulacja frezowania zgrubnego w Mastercam-ie

3.4. OBRÓBKA WYKAŃCZAJĄCA NA OBRABIARKACH CNC

Operacjami obróbki wykańczającej było frezowanie kształtu wkładek metodą konturowania, czyli przemieszczania się freza po zarysie poziomymi warstwami.

Wygenerowano program do obróbki zarysu wkładki ruchomej frezem $\varnothing 16/R1$ dla ustalonych parametrów:

- skok w osi $Z=0,3$ mm;
- obroty narzędzia $n=3000$ obr/min;
- posuw roboczy $v_f=1400$ mm/min;
- posuw zagłębiania $f_w=100$ mm/min.

Użyta w Mastercam-ie funkcja Backplot umożliwiła wizualizację i ocenę przebiegu ścieżek freza dla programu konturowania. Przeprowadzono weryfikację obróbki konturowaniem, gdyż niezależnie od poprawności matematycznego opisu powierzchni mogło pojawić się niewłaściwe przejście narzędzia, prowadzące do uszkodzenia materiału.

Kolejną operacją frezowania wykańczającego było konturowanie zarysu wkładki ruchomej frezem $\varnothing 12/R1$.

Dla uzyskania ostatecznego kształtu wkładki ruchomej wykonano program wierszujący baseny przelewowe formy ciśnieniowej. Są to wgłębienia o określonym kształcie, służące do zgromadzenia nadmiaru ciekłego metalu wtłaczanego pod ciśnieniem w procesie odlewania. Ponieważ baseny mały promieniowo zakończone dno, więc w tym przypadku najkorzystniejszym było użycie palcowego freza kulistego $\varnothing 10/R5$.



Rys. 5. Model wirtualny wkładki ruchomej

Końcową operacją frezowania wykańczającego było kształtowanie zarysu wkładki ruchomej frezem $\varnothing 4/R1$ metodą wierszowania. Pozwoliło to na ostateczne wyprowadzenie kształtu i uzyskanie odpowiedniej jakości powierzchni.

Frezowanie konturowe zapewniało małą chropowatość powierzchni stromych, a metoda wierszowania była bardziej odpowiednią dla powierzchni poziomych lub o nieznacznym pochyleniu.

Po wykonaniu wierszowania i dokonaniu weryfikacji uzyskano wirtualny model kształtu wkładki ruchomej formy ciśnieniowej korpusu pompy (rys. 5).

Uzyskany kształt wkładki ruchomej wymagał dodatkowo usunięcia materiału z miejsc niedostępnych dla frezów. Koniecznym więc było wykończenie kształtu na frezarce wysokoobrotowej (frez $\varnothing 3$; $n=20000$ obr/min) oraz elektrodrążenie kształtu żebra, dokonane po obróbce cieplnej hartowaniem.

Widok gotowej wkładki ruchomej przedstawiono na rysunku 6.



Rys. 6. Wkładka ruchoma formy ciśnieniowej

3.5. OPERACJE OBRÓBKOWE WKŁADKI STAŁEJ

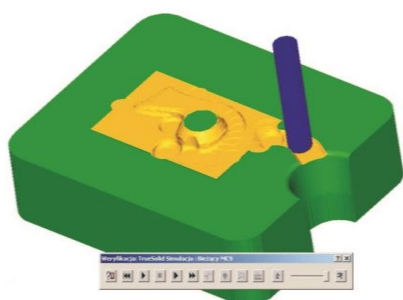
Obróbka wkładki stałej odbyła się podobnie jak wkładki ruchomej. Różnice wynikały jedynie z odmiennego kształtu formującego.

Frezowanie zgrubne wkładki stałej formy ciśnieniowej było mniej czasochłonne ze względu na bardziej proste kształty i mniejsze wielkości zagłębień. Kształt wkładki uzyskano po wykonaniu operacji frezowania zaś trzy zagłębienia zostały wydrążone po procesie hartowania.

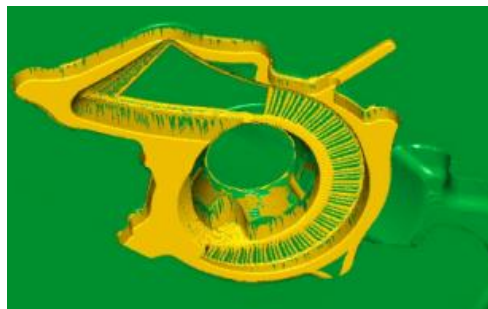
Symulację procesu frezowania w Mastercam-ie pokazano na rysunku 7.

Model wirtualny wkładki stałej przedstawiono na rysunku 8.

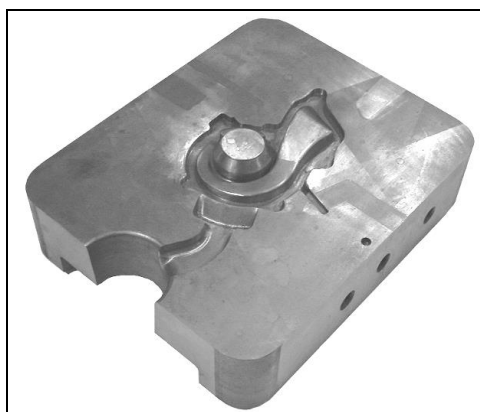
Rzeczywiste rozwiązanie konstrukcyjne wkładki stałej formy ciśnieniowej korpusu pompy wody przedstawiono na rysunku 9.



Rys. 7. Symulacja frezowania zgrubnego



Rys. 8. Model wirtualny wkładki stałej



Rys. 9. Wkładka stała formy ciśnieniowej

4. MODYFIKACJA PROCESU TECHNOLOGICZNEGO

Modyfikując proces technologiczny wkładek formy wykorzystano strategię frezowania HSM ze zmiennymi wartościami posuwu w Mastercam-ie [5]. Program dostarczył możliwości skrócenia czasu frezowania od kilkunastu do kilkudziesięciu procent poprzez automatyczną modyfikację parametrów obróbki. Moduł szybkich posuwów (Highfeed) dynamicznie zmieniał (optymalizował) posuw podczas frezowania. W analizowanych przykładach posuw roboczy zmieniał się od wartości $f_{\min}=25$ mm/min do $f_{\max}=1500$ mm/min. Efektem było skrócenie czasu obróbki bez pogorszenia jakości powierzchni oraz wydłużenie okresu pracy narzędzi.

Zamiast stosowania stałej wartości posuwu, system obliczał optymalną jego wartość dla różnych pozycji narzędzia uwzględniając dwa kryteria [3]:

- 1) Kryterium toru ruchu narzędzia. Program automatycznie modyfikował posuw w zależności od tego, czy przewidywany tor narzędzia był zbliżony do prostoliniowego (zwiększenie posuwu) oraz jego zmniejszenie w przypadku zmiany kierunku ruchu, zbliżania się narzędzia do łuków lub narożników.
- 2) Aktualny przekrój warstwy skrawanej. Program dynamicznie uwzględniał zmianę grubości warstwy skrawanej. Dla małych naddatków posuw był automatycznie zwiększany i odwrotnie, rosnący naddatek powodował zmniejszenie posuwu.

Wygenerowanie i zastosowanie programów obróbczych ze zmiennym dynamicznie posuwem wymagało od obrabiarki wyposażenia w system płynnej zmiany wielkości prędkości ruchu posuwowego tak, aby nie wymuszać nadmiernych drgań maszyny.

Układ sterowania zapewniał wczytywanie do pamięci poszczególnych bloków programu w czasie rzeczywistym. Nowoczesne narzędzia z płytkami wymiennymi zostały dostosowane do wymagań stawianych wydajnej obróbce HSM [2].

Dokonano modyfikacji procesu technologicznego obróbki zgrubnej frezowaniem na obrabiarkach NC wkładki ruchomej i stałej formy.

Wynikiem modyfikacji było skrócenie odpowiednio o 49% dla wkładki ruchomej i 29% dla wkładki stałej czasu maszynowego operacji obróbkowych.

5. PODSUMOWANIE

Nowoczesne obrabiarki NC, odpowiednie narzędzia skrawające oraz wdrożone systemy CAD/CAM dały możliwość znacznego skrócenia czasu maszynowego wybranych operacji obróbkowych w procesie technologicznym formy ciśnieniowej korpusu pompy. Oszczędności były tym większe, im większa seria obrabianych detali oraz wyższe prędkości skrawania i posuwów.

LITERATURA

- [1] WALCZAK W., *Proces technologiczny wybranej części formy ciśnieniowej wraz z programem na OSN*, Praca dyplomowa inżynierska, Politechnika Częstochowska, Instytut Technologii Maszyn i Automatyzacji Produkcji, Częstochowa, 2004.
- [2] WOLNY R., RYGALŁO A., *Proces technologiczny formy ciśnieniowej korpusu pompy z wykorzystaniem HSM*, Inżynieria Maszyn, R. 10, z. 4, Oficyna Wydawnicza Pol. Wrocławskiej, Wrocław, 2005.
- [3] ZALEWSKI A., OSIĄK A., SOBIESKI S., CHŁODNICKI Z., *Mastercam 9, część 2*, TIZ IMPLEMENTS, Warszawa, 2005.
- [4] <http://www.ideas.pl>
- [5] <http://www.zalco.pl/mastercam.php>
- [6] Katalog stali f-my Thyrotherm.
- [7] Katalog f-my Sandvik, *Narzędzia skrawające do metali – Narzędzia obrotowe*.

ZINTEGROWANE WYTWARZANIE TARCZ HAMULCOWYCH

Ryszard WOLNY¹

1. WPROWADZENIE

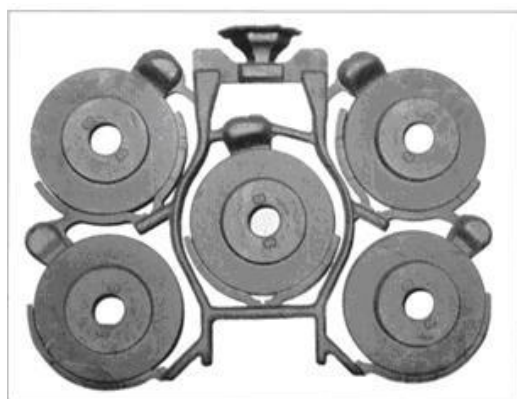
W okresie od 1890 do 1895 roku Karl Benz, F. W. Lanchester, Albert de Dion i Georges Bouton skonstruowali i wprowadzili na rynek pierwsze samochody. W roku 1902 Lanchester wystąpił z wnioskiem o patent na hamulec tarczowy. W tym samym czasie znacznego postępu w zakresie technologii hamulców dokonał Herbert Froad (Ferodo), który opracował i opatentował pierwsze nowoczesne materiały ściernie. W roku 1922 Malcolm Loughhead (Lockhead) zastąpił sterowanie mechaniczne układem hydraulicznym. Znaczny postęp nastąpił w roku 1953, kiedy Dunlop wyposażył *Jaguara XK 120* w hamulce tarczowe. Rok później, w 1954 roku, w samochodzie *Alfa Romeo* pojawiły się pierwsze tarcze wentylowane. Dopiero w 1963 roku w hamulce tarczowe Knorra został wyposażony duży samochód ciężarowy, a w 1969 roku technologia ta została po raz pierwszy zastosowana w motocyklach [1, 2, 4].

Ze względu na stabilność działania, koszt surowców i łatwość produkcji materiałem powszechnie stosowanym na tarcze hamulcowe jest żeliwo szare, gdzie grafit występuje w formie małych płytek, które w przekroju wyglądają jak nitki (żeliwa grafitowe, płytkowe) [5]. Inne materiały są wykorzystywane w zastosowaniach specjalnych. Przykładowo, materiały na bazie kompozytów węglowych są używane do produkcji tarcz hamulcowych do samochodów wyścigowych i samolotów.

W procesie odlewania formy mają różną złożoność, zależnie od wytwarzanego elementu i wymaganego rytmu produkcji. Jednakże wszystkie formy projektuje się do odlewania grupowego (rys. 1). Odlewy tarcz są znacznie większe niż tarcze gotowe (rys. 2). Wynika to z faktu, że jednorodny materiał o wymaganych charakterystykach

¹ Politechnika Częstochowska, Wydział Inżynierii Mechanicznej i Informatyki, 42-200 Częstochowa, ul. Armii Krajowej 21

technicznych tj. twardość, skład i struktura, znajduje się dopiero na pewnej głębokości pod powierzchnią. Naddatek odlewniczy jest rzędu 1,5 do 2 mm. Oznacza to, że podczas obróbki skrawaniem usuwa się około 25% materiału odlewu [5].

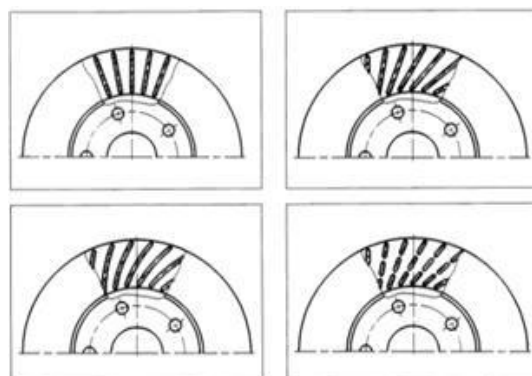


Rys. 1. Odlewanie grupowe tarcz hamulcowych [4]

W układach hamulcowych o dużej skuteczności działania coraz powszechniej są stosowane tarcze hamulcowe wentylowane. W istocie stanowią one podwójną tarczę składającą się z dwóch płyt rozdzielonych metalowymi mostkami, łączącymi obie części, tworząc jednocześnie kanały dla przepływu powietrza. Powietrze przepływa między dwiema płytami i odbiera energię cieplną. Cyrkulacja zależy w dużym stopniu od kształtu wewnętrznych mostków nazywanych „łopatkami” (rys. 3).



Rys. 2. Przykłady odlewów i gotowych tarcz hamulcowych [4]



Rys. 3. Kształty łopatek tarcz hamulcowych wentylowanych [4]

2. ZINTEGROWANE WYTWARZANIE TARCZ HAMULCOWYCH

Zapotrzebowanie na tarcze hamulcowe, w ujęciu globalnym, sięga kilkaset milionów sztuk rocznie.

Przedstawiono proces technologiczny ich wykonania w nowoczesnej fabryce produkującej 12 tysięcy tarcz na dobę, w systemie trzymianowym, przy 120 typowymiarach miesięcznie, z przeznaczeniem dla samochodów nowych jak i na serwis.

Operacje kształtowania tarcz hamulcowych były realizowane w półautomatycznych gniazdach obróbkowych, składających się z tokarek sterowanych numerycznie oraz wiertarek CNC połączonych liniami transportowymi.

Operacje tokarskie były wykonywane na zadaniowych tokarkach PCC firmy PITLER. Są to obrabiarki dwukomorowe, przystosowane do obróbki na sucho, z mobilnym elektrowrzecionem o pionowej osi obrotu. Moc silnika (AC) zabudowanego w elektrowrzeciono wynosiła 72 kW, zakres prędkości obrotowej 11,2–5400 min⁻¹, maksymalny moment obrotowy na wrzecionie 860 Nm, zaś dopuszczalna średnica przedmiotów obrabianych 380 mm. Mobilne elektrowrzeciono, umieszczone na saniach krzyżowych, wykonywało ruchy wzdłużne (oś Z) w zakresie 290 mm przy prędkości posuwu 0–24000 mm/min, oraz ruchy poprzeczne (oś X) w zakresie 1160 mm przy prędkości posuwu 0–40000 mm/min. Tokarki wyposażono w głowicę rewolwerową o poziomej osi obrotu, z 8 gniazdami narzędziowymi cylindrycznymi $\varnothing 50$ mm. Głowica rewolwerowa była wykorzystywana jako oś pomocnicza tokarki, z układem sterowania SINUMERIK 840C/840D.

Operacje wiertarskie, w procesie technologicznym tarcz hamulcowych, były wykonywane na bardzo wydajnych wiertarkach CNC firmy CHIRON.

Zarówno zadaniowe tokarki jak i wiertarki zostały przystosowane do współpracy z liniami transportowymi i robotami.

Półautomatyczne gniazda obróbkowe tokarskie, wiertarskie, szlifierskie oraz stanowiska wyważania dynamicznego współpracujące z robotami i połączone liniami transportowymi dają możliwość zintegrowania (scalenia) procesu wytwarzania tarcz hamulcowych, nadzorowanego przez układ sterowania nadrzędnego z poziomu biura technologicznego.

Dla wybranych operacji technologicznych toczenia i wiercenia parametry skrawania były modyfikowane i zmieniane w programach NC dla tokarek i wiertarek.

Wykaz podstawowych operacji procesu technologicznego tarcz hamulcowych przedstawiono w tabeli 1.

Tabela 1. Wykaz operacji technologicznych

Operacja	Opis operacji	Stanowisko
10	Śrutowanie	Oczyszczarka
20	Autokontrola, kontrola inspekcyjna	Oczyszczarka
30	Toczenie wstępne	Tokarka CNC
40	Toczenie pośrednie	Tokarka CNC
50	Toczenie ostateczne	Tokarka CNC
60	Autokontrola, kontrola inspekcyjna	Stanowisko kontrolno-pomiarowe
70	Wiercenie	Wiertarka CNC
80	Autokontrola, kontrola inspekcyjna	Stanowisko kontrolno-pomiarowe
90	Konserwacja międzyoperacyjna	Stanowisko do konserwacji
100	Wyważenie	Wyważarka
110	Autokontrola, kontrola inspekcyjna	Stanowisko kontrolno-pomiarowe
120	Konserwacja międzyoperacyjna	Stanowisko do konserwacji
130	Znakowanie	Znakownica
140	Autokontrola, kontrola inspekcyjna	Stanowisko kontrolno-pomiarowe
150	Kontrola automatyczna	Stanowisko kontrolno-pomiarowe
160	Odtłuszczanie fosforanowe	Linia odtłuszczania
170	Autokontrola, kontrola inspekcyjna	Stanowisko kontrolno-pomiarowe
180	Zabezpieczenie antykorozyjne	Linia zabezpieczenia antykorozyjnego
190	Autokontrola, kontrola inspekcyjna	Stanowisko kontrolno-pomiarowe
200	Pakowanie	Stanowisko do pakowania
210	Kontrola końcowa	Stanowisko do kontroli końcowej

3. MODYFIKACJA PROCESU TECHNOLOGICZNEGO

Dokonano modyfikacji procesu technologicznego obróbki tarczobębna. Głównym celem modyfikacji było zwiększenie wydajności poprzez zmianę parametrów skrawania dla trzech operacji tokarskich i jednej wiertarskiej oraz zastosowanie narzędzi z płytkami ceramicznymi (dla operacji toczenia wykańczającego) wraz z kolejną modyfikacją parametrów obróbkowych [3].

Wykaz modyfikowanych operacji i zabiegów obróbkowych procesu technologicznego tarczobębna przedstawiono w tabeli 2 oraz na rys. 4.

Parametry skrawania dla narzędzi z węglików spiekanych mieściły się w granicach $v_c=200-700$ m/min oraz $f=0,2-0,6$ mm/obr. Niektóre z parametrów były maksymalnymi dla danej obrabiarki.

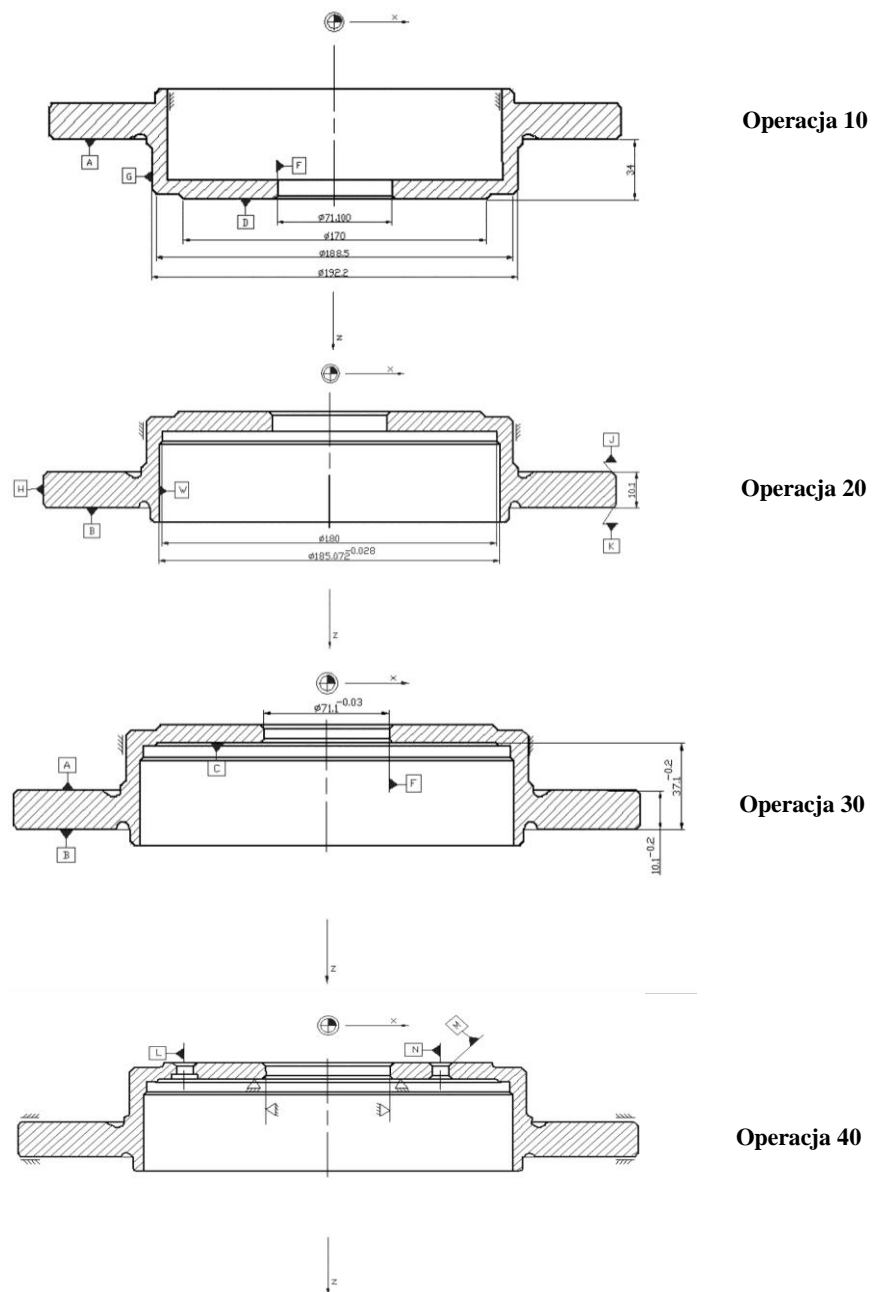
Podjęto próbę wykorzystania płytek ceramicznych opartych na azotku krzemu (Si_3N_4) charakteryzujących się wysoką udarnością z przeznaczeniem do skrawania żeliwa szarego i sferoidalnego. Płytki ceramiczne zastosowano w operacjach toczenia wykańczającego bez użycia chłodziwa (gatunek CC6090 firmy Sandvik).

Zastosowanie płytek skrawających z materiałów ceramicznych spowodowało zmniejszenie częstości ich wymiany z zachowaniem wysokich wymagań jakościowych [6].

W wyniku modyfikacji uzyskano znaczące skrócenie czasu obróbki tarczobębna.

Tabela 2. Wykaz operacji i zabiegów wchodzących w skład procesu technologicznego obróbki tarczobębna

Operacja	Zabiegi obróbkowe	Stanowisko
10	<ol style="list-style-type: none"> 1. Toczenie zgrubne powierzchni A i D. 2. Toczenie fazy (na powierzchni G) + średnicy zewnętrznej dzwonu G + kanałka między powierzchnią A-G. 3. Toczenie fazy (przy otworze F) + zgrubnie otwór F + poprawa czola D na gotowo. 	T18
20	<ol style="list-style-type: none"> 1. Toczenie średnicy zewnętrznej na gotowo H. 2. Toczenie fazy J, K + zgrubnie powierzchnię B. 3. Toczenie średnicy wewnętrznej dzwonu W na gotowo. 	T19
30	<ol style="list-style-type: none"> 1. Toczenie otworu F + fazy (przy otworze F) + płaszczyzny przylegania C na gotowo. 2. Kalibracja powierzchni A-B zgrubna. 3. Kalibracja powierzchni A-B na gotowo. 	T20
40	<ol style="list-style-type: none"> 1. Wiercenie na powierzchni D i C. 2. Fazowanie i pogłębianie walcowe na powierzchni D i C. 	Wiertarka



Rys. 4. Tarczo-bęben, oznaczenia powierzchni obrabianych, układ osi i punkty charakterystyczne czterech operacji

4. PODSUMOWANIE

Duże zapotrzebowanie na tarcze hamulcowe spowodowało rozwinięcie produkcji nowej generacji zadaniowych obrabiarek skrawających sterowanych numerycznie. Oprzyrządowanie jak i zastosowane systemy narzędziowe umożliwiają obróbkę z wysokimi parametrami skrawania, co gwarantuje wysoką jakość wyrobu. Zastosowane zmiany w procesie technologicznym tarcz hamulcowych znacząco zwiększyły wydajność bez uszczerbku na dokładności wykonania.

LITERATURA

- [1] BAKER A. K., *Vehicle braking*, Pentech Press, Londres, Plymouth 1986.
- [2] HARPER G. A., *A history of brakes and friction materials*, IMechE., 1971.
- [3] PODMAGÓRSKI M., *Proces technologiczny tarcz hamulcowych wraz z programem na OSN*, Praca dyplomowa, ITMiAP Politechniki Częstochowskiej, Częstochowa 2003.
- [4] *Podręcznik tarczy hamulcowej*, (Textbook of disc brake), Brembo SpA., 1998.
- [5] RHEE S. K., DUCHARME R. T., SPURGEON W. M., *Characterization of cast iron friction surfaces*. S.A.E. Lexington Avenue New York Nr 720056, 1971.
- [6] WOLNY R., RYGALLO A., *Proces technologiczny obróbki tarcz hamulcowych*, International Conference „Production Engineering”, Centrum Zaawansowanych Systemów Produkcyjnych, Instytut Budowy Maszyn i Automatykacji Politechniki Wrocławskiej, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2006.

WPLYW USTALENIA I MOCOWANIA KORPUSÓW PRZEKŁADNI TECHNOLOGICZNIE PODOBNYCH NA KSZTAŁT OTWORÓW POD ŁOŻYSKA

Ryszard WOJCIK¹, Norbert KEPCZAK¹

1. WPROWADZENIE

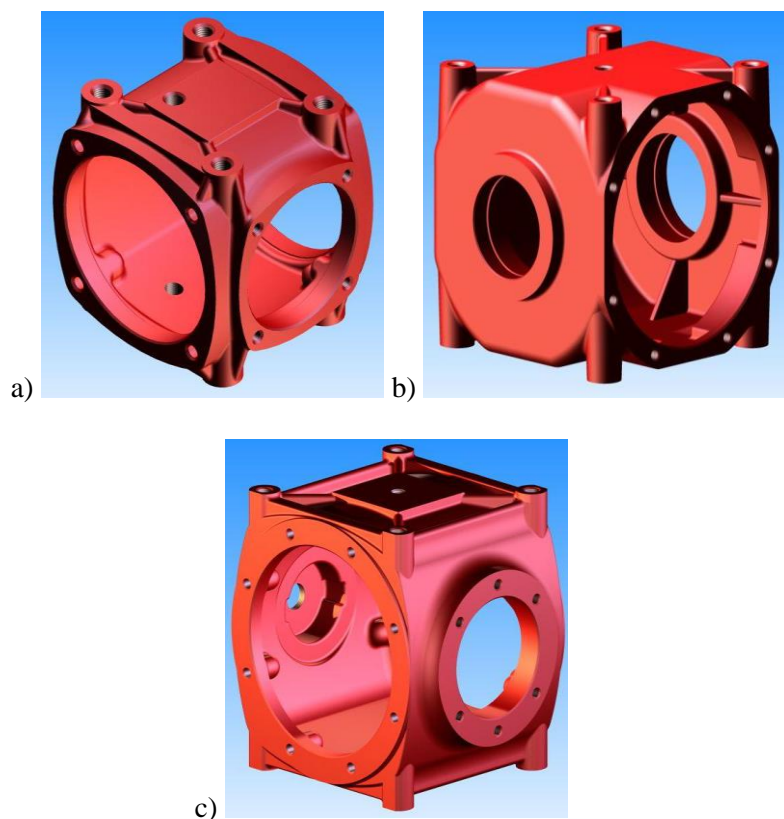
Procesy symulacyjne pozwalają prześledzić zachowanie korpusów w zależności od wielkości oddziałujących sił podczas procesu obróbki skrawaniem [2, 3]. Dają ponadto możliwość usztywnienia miejsc podatnych na działanie wszelkiego rodzaju sił jakie występują podczas ustalania i mocowania oraz sił wywołanych procesami obróbkowymi. Pozwalają dobierać tolerancje otworów tak, aby zachować właściwe warunki montażowe sprzyjającej długiej eksploatacji.

Do procesów symulacyjno-eksperymentalnych wybrano korpus reduktora przekładni kątowej. Celem przeprowadzonej analizy było określenie stanu otworów, ich kształtu oraz sprawdzenie poprawności doboru tolerancji.

2. ZAKRES ANALIZY I SYMULACJI

Analiza obejmowała dobór grupy korpusów przekładni kątowej dla kół zębatach stożkowych. Jednym z celów pracy było przygotowanie procesu technologicznego obróbki wiórowej korpusów z rodziny technologicznie podobnych z grupy MB które obejmującej szereg: MB 06, MB 28 i MB 10 (rys. 1a, rys. 1b, rys. 1c) dla obrabiarek konwencjonalnych jak i również przygotowania do obróbki na centrum frezarskim sterowanym numerycznie. Poniżej przedstawiono wybrane skrzynie, dla których opracowano proces technologiczny i zaprojektowano oprzyrządowanie uniwersalne pozwalające przeprowadzić proces obróbki skrawaniem.

¹ Politechnika Łódzka, Instytut Obrabiarek i Technologii Budowy Maszyn



Rys. 1. Model korpusu: MB 06, MB 28 i MB 10

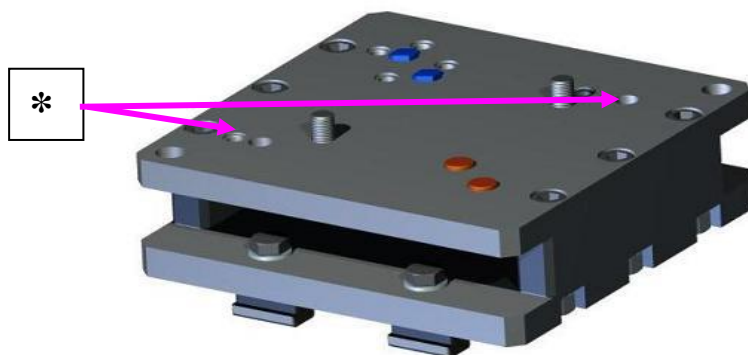
Cel ten wynika również z zapotrzebowania producenta przekładni zębatych przeznaczonych głównie do maszyn rolniczych. Dlatego w pracy jednym z założeń jest opracowanie technologii, by była jak najbardziej uniwersalna do jak największej ilości rodzin korpusów technologicznie podobnych. Przy przygotowaniu procesów technologicznych oczywiście ważnym celem jest dobór narzędzi i przeliczenie czasów obróbki poszczególnych powierzchni wybranych rodzin korpusów. Pozwoli to na przegląd opłacalności wybranych metod obróbki i dalsze ich porównanie pod względem ekonomicznym.

Kolejnym z celów pracy jest przygotowanie konstrukcji uniwersalnego przyrządu dla obrabiarek konwencjonalnych, który pozwoli z jednego zamocowania na obróbkę jak największej ilości powierzchni, dodatkowo zapewni dokładność narzuconą przez konstruktora.

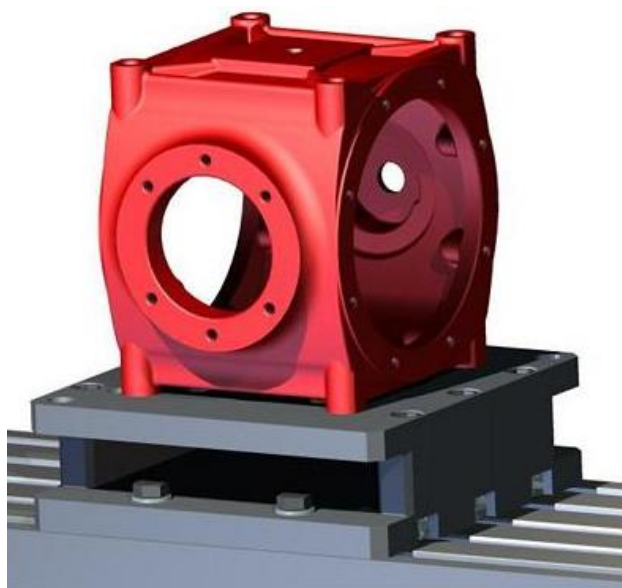
Zaprojektowany przyrząd zakłada możliwość obróbki różnych rodzin korpusów skrzyń przekładniowych. Korpusy między sobą oprócz gabarytów różnią się wielkościami otworów, różnorodnością wierconych i gwintowanych otworów lub ich

brakiem. Korpusy posiadają wspólne cechy, które bardzo istotnie wpływają na rodzaj dobranego oprzyrządowania technologicznego.

Założeniem podstawowym jest materiał z jakiego wykonane są wszystkie korpusy, żeliwo szare EN-GJL-250 wg PN-EN 1561:2000 (wg starego oznaczenia ZL 250 PN-92/H83101). Na rysunku 2 przedstawiono zaproponowane rozwiązanie przyrządu do obróbki otworów pod łożyska z wałkami na których osadzone są koła zębate. Na rysunku 2 kolorem czerwonym oznaczono kołki pełne, poszczególnie pozycje do ustalania. Natomiast niebieskim kołki ścięte w układzie podobnym jak przy pełnych. Otwory oznaczone * są miejscami które wykorzystuje się do mocowania korpusu śrubami.



Rys. 2. Model przyrządu do obróbki korpusów z elementami ustalającymi i śrubami mocującymi (dla MB 28 i MB 10.01)



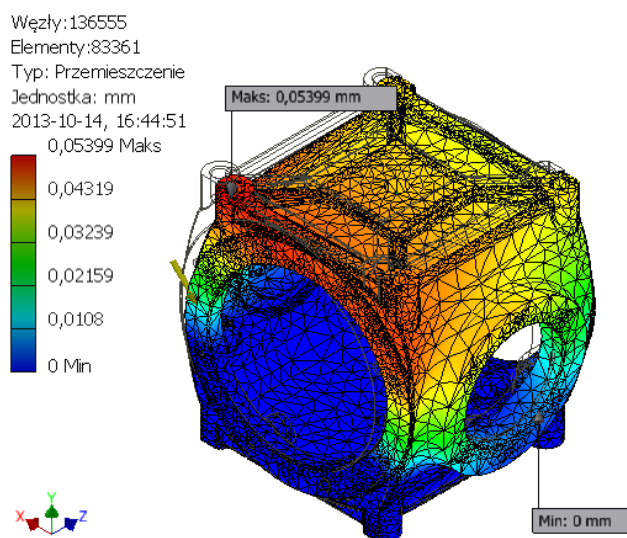
Rys. 3. Model przyrządu wraz z korpusem i jego zamocowanie dla korpusu MB 10.01

Badano teoretyczne, maksymalne wielkość sił skrawania, które mogą występować podczas obróbki, ale takie które by nie wprowadzały przemieszczenia (odkształcenia) przekraczającego najmniejszej tolerancji obrabianych otworów. Dla korpusu MB 10.01 tolerancja najmniejszego obrabianego otworu wynosiła 0,054 mm.

Podczas analizy przeprowadzono symulację następujących operacji obróbkowych: planowania i toczenia dużego otworu, a także planowana i toczenia małego otworu. Poszczególne zabiegi przedstawiono w tabeli 1.

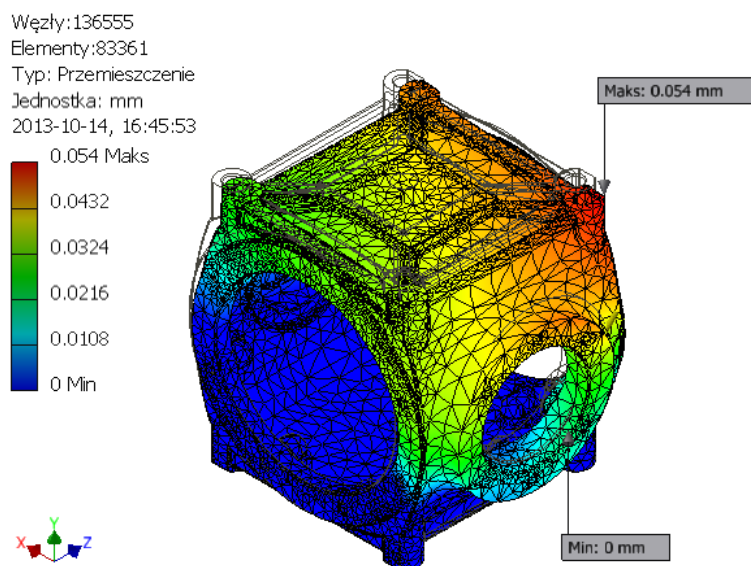
Tabela.1. Zestaw sił skrawania podczas obróbki poszczególnych otworów

MAKSYMALNA WARTOŚĆ SIŁY SKRAWANIA DLA KORPUSU MB 10.01	KOŁKI USTALAJĄCE MOCOWANIE ŚRUBAMI
PLANOWANIE KOŁNIERZA WIĘKSZEGO OTWORU	4505 N
TOCZENIE KOŁNIERZA WIĘKSZEGO OTWORU	4538 N
PLANOWANIE KOŁNIERZA MNIEJSZEGO OTWORU	7726 N
TOCZENIE KOŁNIERZA MNIEJSZEGO OTWORU	7126 N



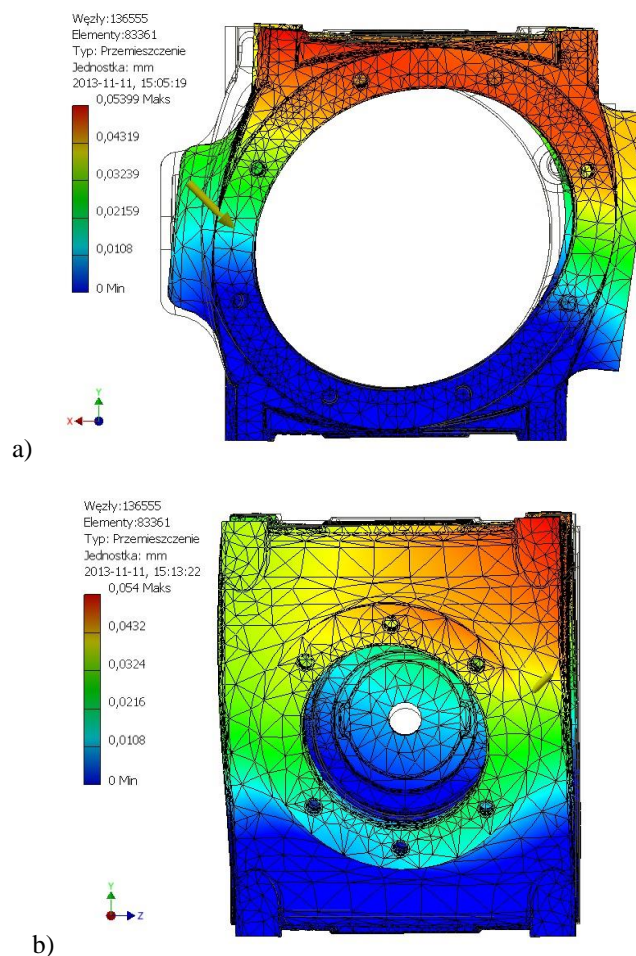
Rys.4. Izometryczny widok odkształconego korpusu podczas planowania większego otworu

Na rysunkach 5 zaprezentowano widok przestrzenny odkształconego korpusu, który otrzymano po przyłożeniu siły skrawania podczas planowania kołnierza mniejszego otworu.



Rys.5. Izometryczny widok odkształconego korpusu podczas planowania mniejszego otworu

Na rysunku 6 zestawiono poszczególne obrazy odkształceń w układzie 2D, celem dokładniejszego przyjrzenia się powstałym deformacjom w zależności od wielkości sił skrawania oraz dla przypadku ustawienia na kołkach i mocowania śrubami od spodu. Na rysunku 6a zaprezentowano odkształcenie dla opisanego sposobu zamocowania przy planowaniu dużego otworu i siły skrawającej $F=4505$ N, rysunek 6b odkształcenie przy planowaniu małego otworu i siły skrawającej $F=7726$ N.



Rys. 6. Zestawienie odkształceń w zależności od wielkości siły skrawania, przy planowaniu:
a) dużego otworu i siły skrawającej $F=4505$ N, b) małego otworu i siły skrawającej $F=7726$ N

PODSUMOWANIE

Analizę symulację przeprowadzono w celu określenia maksymalnej siły skrawania podczas obróbki dużego i małego otworu. Pomaga to technologowi w doborze parametrów procesu skrawania jak również opracowania przyrządów do obróbki korpusów, w których występują otwory powyżej 100 mm. Dobór kolejności operacji jest bardzo istotnym elementem w całości prac eksperymentalno symulacyjnych, oraz podczas prac konstrukcyjnych odpowiedniego oprzyrządowania pozwalającego uzyskać zaproponowane tolerancje poszczególnych otworów. Ta część decyduje o

właściwej eksploatacji przekładni – jej żywotności oraz współpracy elementów w tym przypadku kół zębatach stożkowych.

LITERATURA

- [1] [Up and Running with Autodesk Inventor Simulation 2011 \(Second Edition\)](#) A step-by-step guide to engineering design solutions, Chapter 9 – The Stress Analysis Environment, 2010, Pages 235–275
- [2] TARNOWSKI W. KICZKOWIAK T., „Komputerowe wspomaganie projektowania”, Wyższa Szkoła Inżynierska, Koszalin 1994
- [3] PAJĄK E., WIECZORKOWSKI K.: Podstawy optymalizacji operacji technologicznych w przykładach. Państwowe Wydawnictwo Naukowe, Warszawa - Poznań 1982.
- [4] www.wirtotechnologia.pl
- [5] www.edgecam.pl
- [6] www.nicom.pl

ZASTOSOWANIE METODY WAG UNORMOWANYCH DO WYBORU NAJLEPSZEJ STRATEGII I WARIANTU OBRÓBK ZGRUBNEJ FREZOWANIEM

Adam ZALEWSKI¹, Sergiusz SOBIESKI²

1. WPROWADZENIE

Procesy wytwarzania części maszyn składają się z odrębnych operacji (zabiegów). Wynika to z konieczności stopniowego nadawania częściom obrabianym ich ostatecznych kształtów i właściwości. Konsekwencją tego jest stosowanie kolejno wielu odmiennych rodzajów i sposobów obróbki, z różnymi parametrami poszczególnych operacji. To warunki wytwarzania powodują, że charakterystyczną cechą omawianych procesów jest ich charakter dyskretny [1].

Stosowanie zaawansowanych materiałów narzędziowych, geometrii ostrza i kształtu narzędzi w połączeniu z nowoczesnym oprzyrządowaniem, rosnącymi parametrami dynamicznymi (prędkości ruchu) i kinematycznymi (liczba osi) obrabiarek CNC - dają nowe możliwości technologom.

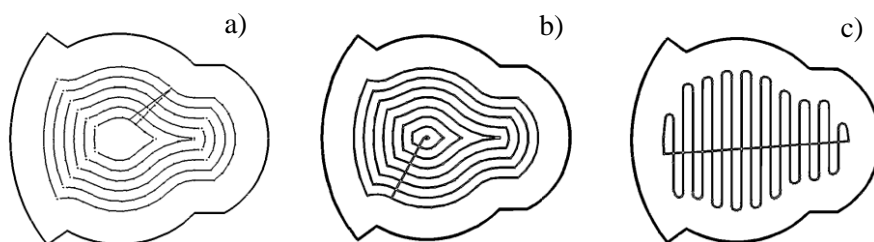
Nieustannie rozwijane programy CAM oferują różne strategie ruchu narzędzia względem przedmiotu obrabianego. W zależności od kształtu obrabianej części, od wymagań technologa, czy od rodzaju wykorzystanych narzędzi i obrabiarki – można uzyskać inny tor narzędzia. Zwraca uwagę duża liczba dostępnych rozwiązań tego samego zadania technologicznego. Projektując sposób obróbki technolog ma wiele możliwości zastosowania narzędzi o różnej średnicy, długości (wysięgu), składanych lub monolitycznych, różnej liczbie ostrzy, o różnej cenie, sposobie pracy, chłodzenia, czy wreszcie o różnych parametrach skrawania. Ocena efektywności technologii wymaga kompleksowego uwzględnienia szerokiego spektrum czynników, wśród których tylko jednym z elementów są parametry skrawania.

¹ Dr inż. Adam Zalewski Instytut Techniki Wytwarzania Politechniki Warszawskiej

² Mgr Sergiusz Sobieski TIZ Implements

W artykule zaproponowano zastosowanie skończonego zbioru **alternatywnych** przypadków ścieżek narzędzi oraz parametrów skrawania, do projektowania obróbki zgrubnej frezowaniem. Porównanie wyników symulacji procesów pozwala na ocenę rozwiązań, ze względu na zaproponowane kryteria i metodę wyboru.

W pracy wykorzystano parametryczny zapis technologii obróbki do tworzenia predefiniowanych technologii CAM (tzw. szablonów). Raz opracowaną i sprawdzoną technologię można w ten sposób „nałożyć” na kolejny model przedmiotu obrabianego. Zapis taki pozwala też na automatyczne zaprojektowanie wielu przypadków ścieżek narzędzia (**strategii obróbki** – rys. 1) oraz różnych parametrów skrawania (**wariantów** – tab.1) obróbki tej samej części. Po zastosowaniu ich na wybranym modelu części, uzyskano automatycznie wiele kombinacji warunków pracy różnych narzędzi, różnych torów narzędzi i wreszcie różnych parametrów skrawania. Na podstawie symulacji obróbki obliczono czas obróbki i drogę narzędzia. Na tej podstawie oceniano przydatność poszczególnych przypadków. Podejście takie można zaliczyć do metod numerycznych. Ograniczając analizę do konkretnego przypadku, dyskusję sprowadza się do skończonej liczby rozwiązań o charakterze dyskretnym.



Rys. 1. Przykład trzech strategii ruchu narzędzia podczas obróbki kieszeni w programie Catia v5. a) Strategia S1: „offset on part Zig-Zag” (współbieżnie), b) Strategia S2: „Outward helical” (współbieżnie - inny początek obróbki i nieco inny tor narzędzia niż dla S1- widoczna większa liczba przejść narzędzia w płaszczyźnie XY), c) Strategia S3: „Back and forth” (współbieżnie-przeciwbieżnie). Tor narzędzia jest wyznaczony dla tych samych parametrów skrawania (tab. 1 wiersz 1) w każdym przypadku.

Problem optymalizacji parametrów skrawania (np. [2]) może być kolejnym elementem składowym zaproponowanego podejścia, zawężającym pole rozwiązań. W opisanej dalej analizie posłużono się parametrami skrawania zalecanymi przez dostawcę narzędzi w danych warunkach. Powinny one stanowić punkt wyjścia analiz. W trakcie kolejnych realizacji zabiegów obróbkowych parametry skrawania mogą być korygowane w odniesieniu do konkretnych warunków obróbki, na podstawie obserwacji realizacji procesu. Zapisane następnie w formie predefiniowanych technologii, będą mogły być powtórnie zastosowane do warunków technologicznie podobnych. Odpowiednio usystematyzowane, tworzą elementy bazy wiedzy uwzględniającej specyfikę danego typu obróbki w konkretnych warunkach OUPN.

Tabela 1. Przykład 23 wariantów parametrów skrawania, mocy i wydajności objętościowej skrawania oraz drogi narzędzia do stępienia dla frezu o średnicy 16 mm

wariant	a_e [mm]	a_p [mm]	n [obr/min]	v_f [mm/min]	f_z [mm/z]	P [kW]	Q_v [cm ³ /min]	v_c [m/min]	L [m]
1	3	5	4516	3775	0,209	3.1	57	227	131
2	5	5	2964	2431	0,205	3.2	61	149	164
3	8	5	2653	1349	0.127	3	54	133	119
4	8	5,3	2646	1323	0,125	3,2	56	132	85
5	12	5	2924	936	0.08	3.4	56	147	106
6	16	5	2646	624	0,059	3.3	50	133	82
7	16	3	2666	1248	0,117	3,4	60	134	141
8	12	3	3104	1601	0,129	3,2	58	156	147
9	8	3	3601	2535	0,176	3,2	61	181	155
10	5	3	4675	3404	0,182	2,8	51	235	116
11	3	7	4138	2516	0,152	3,1	53	208	111
12	5	7	3283	1536	0,117	3,2	54	165	116
13	8	7	2924	948	0,081	3,3	53	147	102
14	12	7	2606	615	0,059	3,3	52	131	93
15	16	7	1771	425	0,06	3,1	48	89	67
16	16	10	1671	287	0,043	3,2	46	84	54
17	12	10	2069	414	0,05	3,3	50	104	55
18	8	10	2129	605	0,071	3,1	48	107	68
19	5	10	2447	1038	0,106	3,2	52	123	77
20	3	10	3143	1785	0,142	3,2	54	158	86
21	8	13	2109	456	0,054	3,2	47	106	52
22	5	13	2208	777	0,088	3,2	51	111	76
23	3	13	2745	1373	0,125	3,3	54	138	78

2. METODA WYBORU NAJLEPSZEGO PRZYPADKU

Wybór najlepszego rozwiązania spośród wielu strategii i wariantów obróbki może być oparty o jedno kryterium, np. minimalny czas obróbki. W takim jednak przypadku pojawi się problem odpowiedzi na pytanie, czy koszt eksploatacji narzędzia nie jest zbyt wysoki? Czy warunki obróbki (postać wióra, drgania, obciążenie napędów) są odpowiednie? Dlatego warto jeszcze na etapie projektowania procesu technologicznego rozpatrzyć różne kryteria oceny. Na podstawie symulacji różnych procesów ocenić: czy warto inwestować w nowe narzędzia i oprzyrządowanie (a może obrabiarkę)? Czy może inna strategia, wariant obróbki nie okaże się bardziej uzasadniony w danych warunkach technicznych?

W niniejszym opracowaniu zaproponowano wykorzystanie metody wag z unormowanym kryterium [1], gdzie problem optymalizacji wielokryterialnej jest sprowadzony do optymalizacji jednokryterialnej dzięki utworzeniu kryterium zastępczego o postaci:

$$k(a_i) = \sum_{j=1}^m w_j k_j(a_i) \quad (1)$$

gdzie: a_i – i -ta strategia (lub wariant) procesu (operacji, zabiegu) obróbkowego, k_j – j -te kryterium oceny, w_j – bezwymiarowy współczynnik wagowy j -tego kryterium, $w_j \geq 0$, m – liczba kryteriów

Aby uniknąć wpływu jednostek na znaczenie poszczególnych kryteriów, zastosowano podobne rozwiązanie do metody wag z unormowanym kryterium, gdzie formalnie kryteria $k_j(a_i)$ zastępuje się kryterium unormowanym $k'_j(a_i)$

$$k'_j(a_i) = \frac{k_j(a_i)}{k_j^0(a_i)} \quad (2)$$

gdzie: $k_j^0(a_i)$ – wartość j -tego kryterium dla rozwiązania idealnego lub najbliższego idealnemu.

Dostosowanie opisanego podejścia polega na empirycznym unormowaniu poszczególnych kryteriów, bez konieczności spełnienia warunku:

$$\sum_{j=1}^m w_j = 1 \quad (3)$$

Ma to związek z ciągle prowadzonymi badaniami i próbami stosowania różnych kryteriów (także opisowych czy logicznych), których wpływ ogranicza powyższe wymaganie, ze względu na zaproponowany mechanizm przetwarzania danych.

3. PRZYKŁAD ANALIZY

Badaniom poddano obróbkę otwartej kieszeni o wymiarach około 40x60x45 mm wykonywaną seryjnie w stali o właściwościach zbliżonych do stali stopowej SAE-9310-HB330 (ok. 35HRC). Zadanie polegało na ekonomicznym usunięciu około 111 cm³ materiału w najkrótszym czasie. Zastosowano mechanizm predefiniowanych technologii wykorzystujących kilka narzędzi: frezy monolityczne i głowice składane. Uzyskano w sumie kilkaset wykresów porównujących teoretyczne parametry wszystkich przypadków obróbki. Ze względu na przejrzystość artykułu, poniższa analiza odnosi się do zastosowania tylko jednego narzędzia, trzech strategii i różnych parametrów skrawania.

Wybrano frez monolityczny, palcowy o średnicy 16 mm, liczbie ostrzy $z=4$ i długości części roboczej 32 mm. Za pomocą predefiniowanych technologii obróbki w CAM opracowano predefiniowane 3 strategie frezowania zgrubnego kieszeni w programie Catia (rys. 1), z 23 wariantami różnych parametrów skrawania (tab. 1). Otrzymano w ten sposób 69 przypadków, które następnie porównywano ze względu

na różne kryteria. Zgodnie ze wzorem na kryterium optymalizacji metodą wag unormowanych przyjęto:

$$\mathbf{k} = \mathbf{w}_1 \mathbf{k}'_1 + \mathbf{w}_2 \mathbf{k}'_2 + \mathbf{w}_3 \mathbf{k}'_3 \quad (4)$$

gdzie kolejno: \mathbf{k}'_1 – kryterium minimalnego kosztu narzędzia [bezwymiarowy]. Przy założeniu:

$$k'_1(a_i) = \frac{k_1(a_i)}{k_1^0(a_i)} \quad (5)$$

$k_1^0(a_i)$ – koszt pracy narzędzia jako rozwiązania najbliższego idealnemu (najlepszemu w analizowanej serii dla obróbki danej części) do realizacji analizowanego zabiegu a_i , oraz $k_1(a_i)$ – jako wartość teoretyczna [zl], obliczona jest z zależności:

$$k_1(a_i) = \frac{K_n L_s}{L_{smax}} \quad (6)$$

gdzie: K_n - koszt narzędzia [zl]; L_s – teoretyczna droga skrawania [m] narzędzia w trakcie obróbki wybraną strategią i wariantem realizacji zabiegu a_i , wyznaczona z symulacji procesów obróbkowych w CAM; L_{smax} – teoretyczna, maksymalna droga narzędzia [m] do zużycia dla danych warunków obróbki wybraną strategią i wariantem realizacji zabiegu a_i , wyliczona na podstawie algorytmów dostawcy narzędzi (w oparciu o wybrane parametry skrawania).

\mathbf{w}_1 – współczynnik wagowy dążenia do minimalnego kosztu narzędzia

\mathbf{w}_2 – współczynnik wagowy dążenia do minimalnego czasu skrawania, który obejmuje czas kontaktu narzędzia z materiałem obrabianym i ma wpływ na zużycie narzędzia, dynamikę obróbki, wydajność objętościową skrawania

\mathbf{k}'_2 – kryterium minimalnego czasu skrawania, który obejmuje czas kontaktu narzędzia z materiałem obrabianym i ma wpływ na zużycie narzędzia, dynamikę obróbki, wydajność objętościową skrawania. Przy założeniu:

$$k'_2(a_i) = \frac{k_2(a_i)}{k_2^0(a_i)} \quad (7)$$

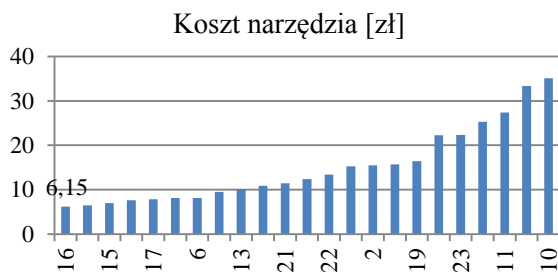
gdzie: $k_2(a_i)$ – jako wartość teoretyczna [s], obliczona jest na podstawie symulacji wariantu zabiegu obróbki a_i w CAM. $k_2^0(a_i)$ – ustawiona na poziomie najkrótszego czasu skrawania, uznanego jako rozwiązania idealnego lub najbliższego idealnemu do realizacji analizowanego zabiegu.

\mathbf{w}_3 – współczynnik wagowy dążenia do uzyskania minimalnego czasu całkowitego obróbki (zawiera czas skrawania i czas ruchów pomocniczych), który jest zbliżony do rzeczywistego czasu realizacji zabiegu na obrabiarce CNC.

\mathbf{k}'_3 – kryterium minimalnego czasu całkowitego obróbki, obliczone przy założeniu:

$$k'_3(a_i) = \frac{k_3(a_i)}{k_3^0(a_i)} \quad (8)$$

gdzie: $k_3(a_i)$ – czas całkowity obróbki [s], obliczony jest na podstawie symulacji wariantu zabiegu obróbki a_i danej części w CAM. $k_3^0(a_i)$ – najkrótszy czas całkowity uzyskany w symulacji CAM w symulacji wszystkich przypadków, przyjęty jako rozwiązanie idealne lub najbliższe idealnemu.



Rys. 2. Kolejność wariantów obróbki strategią S3 według rosnących kosztów

Najniższy koszt zastosowania narzędzi 6,15zł, policzony za pomocą (6) uzyskano dla strategii S3 i wariantu 16 [rys. 2]. Odpowiednio najkrótszy czas skrawania 69 [s] uzyskano dla strategii 3 i wariantu 7, a najkrótszy czas całkowity 122 [s] jest dla strategii 3 i wariantu 1.

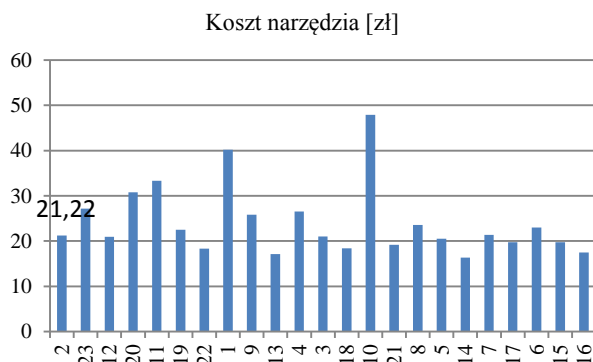
Strategia S3 nie jest polecanym rozwiązaniem na warsztacie, ze względu na

charakter pracy (przejścia współbieżne i przeciwbieżne), bardzo długi czas obróbki (np. 4 min 24 sek dla wariantu 16) i znaczne obciążenie narzędzia (83%). Strategia S3 będzie stanowiła dobre odniesienie do wyznaczenia $k_1^0(a_i)$, $k_2^0(a_i)$ i $k_3^0(a_i)$, ponieważ chcemy wytwarzać najtaniej oraz najkrócej angażować narzędzie i obrabiarkę. Natomiast S3 nie pojawi się w zestawieniu końcowym, ze względu na wspomniane wyżej, niepożądane cechy techniczne.

Współczynniki wagowe przyjęto empirycznie odpowiednio $w_1=0,5$; $w_2=0,2$; $w_3=0,1$. Minimalne wartości $k_1^0(a_i)$, $k_2^0(a_i)$ i $k_3^0(a_i)$ na podstawie prób skrawania zostały dodatkowo zredukowane do 75% wartości uzyskanych w trakcie analizy [3]. Zgodnie ze wzorem na kryterium optymalizacji metodą wag unormowanych przyjęto:

$$k = w_1k'_1 + w_2k'_2 + w_3k'_3 \quad (9)$$

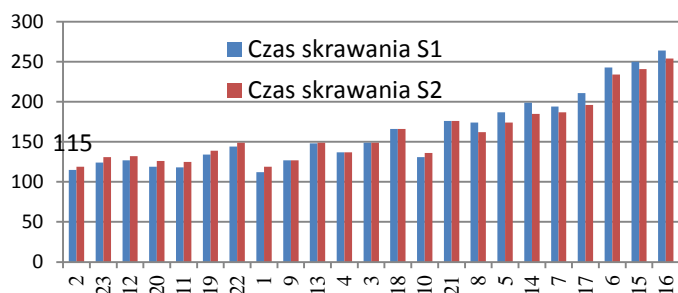
Na podstawie kryteriów minimalnego kosztu pracy narzędzi, minimalnej drogi skrawania i drogi całkowitej narzędzia z uwzględnieniem danych symulacyjnych obróbki narzędziem dla strategii S1 uzyskano następującą kolejność wariantów (rys. 3)



Rys. 3. Porównanie kosztów wariantów obróbki strategią S1 w kolejności minimalnej wartości kryterium wyboru metodą wag unormowanych

Dla strategii S2 uzyskano nieco inną kolejność wariantów obróbki mimo tych samych kryteriów oceny i znacznego podobieństwa toru narzędzia (wariant 2, 12, 23, 20, 11, 19, 22, 9, 1, 13, 4...).

Wybrano strategię S1 do dalszej analizy ze względu na



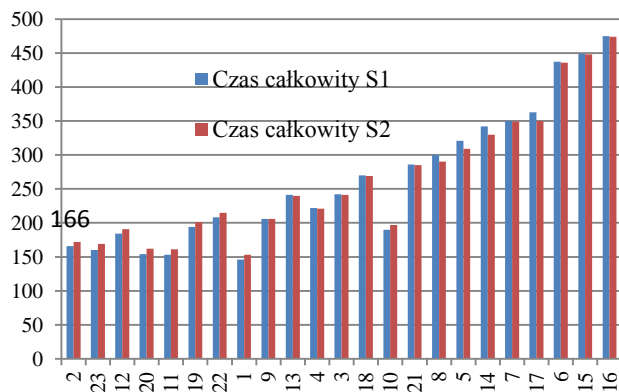
Rys. 4. Porównanie czasu skrawania [s] obróbki strategiami S1 i S2 w kolejności minimalnej wartości kryterium dla S1

niższy koszt i czas skrawania. Opierając się dalej na tej samej kolejności wariantów parametrów skrawania dla strategii S1 (z rys. 3), porównano kolejne parametry, takie jak np. czas skrawania (rys. 4), czas całkowity (rys. 5), moc, pracę, moment, prędkość obrotową, prędkość skrawania.

Rys. 6 przedstawia szacunkową liczbę powtórzeń zabiegu obróbki kieszeni strategiami S1 i S2 do stopienia narzędzia. Obliczona ona została jako stosunek teoretycznej, maksymalnej drogi skrawania narzędzia do wymiany dla konkretnych parametrów skrawania (dla wariantu 2 jest to 164 [m]) odniesionej do wyliczonej drogi skrawania 4,65 [m], co daje możliwość wykonania 35 kieszeni.

4. WNIOSKI

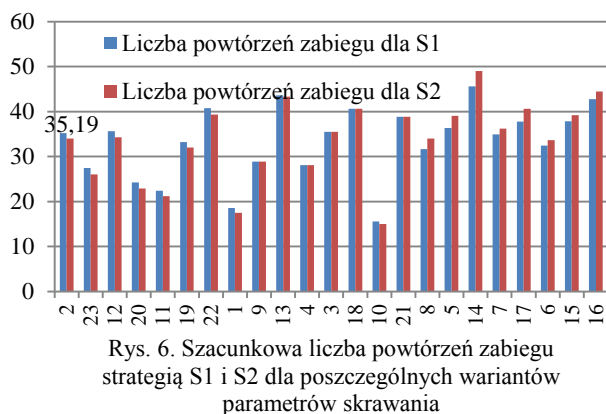
W artykule przedstawiono przykład wyboru jednego z 69 rozważanych przypadków obróbki kieszeni. Zaproponowano metodę obliczeń opartą na trzech kryteriach (koszt,



Rys. 5. Porównanie czasu całkowitego [s] obróbki strategiami S1 i S2 w kolejności minimalnej wartości kryterium optymalizacji metodą wag unormowanych dla S1

czas skrawania, czas całkowity) z wartościami wag wyznaczonymi na podstawie obserwacji obróbki wybranych przypadków. Opisaną analizę można rozszerzyć o zastosowanie różnych narzędzi, większej liczby strategii i wariantów obróbki. Wykorzystane w obliczeniach predefiniowane procesy technologiczne można zastosować do projektowania i analizy wykonania części technologicznie podobnych.

Zaletą proponowanego podejścia jest stosunkowo



Rys. 6. Szacunkowa liczba powtórzeń zabiegu strategią S1 i S2 dla poszczególnych wariantów parametrów skrawania

łatwe i szybkie wytypowanie narzędzi, strategii i wariantów parametrów skrawania, do zastosowania w danych warunkach technicznych. Warunki te są reprezentowane tutaj przez wielkości parametrów skrawania powiązane z rodzajem obróbki, np. elementów cienkościennych, trudnoskrawalnych czy głębokich kieszeni. Można wyznaczyć więc przypadki potencjalnie najlepsze ze

względem na przyjęte kryteria - w tym przypadku strategia S1 i wariant 2 (parametry zawarte w tab.1). Widoczne są też kolejne przypadki, które warto wziąć pod uwagę projektując proces (np. wariant 23, 12, 20,...), jak i sytuacje, których należy unikać (wariant 16, 15, 6, ...). W zależności od priorytetów realizacji procesu, można regulować znaczenie czasu i kosztów wykonania części zmieniając wagi kryteriów. Można w ten sposób ocenić poprawność stosowanego dotychczas rozwiązania. Jeśli realizowane są procesy, które użytkownik uzna za wzorcowe w danych warunkach, można je wykorzystać do wyznaczania współczynników wag poszczególnych kryteriów oraz do budowy bazy wiedzy firmy. Często ocena projektowanego zabiegu obróbkowego oparta jest na idealizowanych warunkach skrawania, sprowadzonych do uproszczonych modeli. Tutaj strategii obróbki spełniały w założonym stopniu wymagania szczegółowe pracy narzędzia, np. redukcja posuwu przy dojazdach czy na łuku toru narzędzia. Czasy obróbki w stosunku do symulowanych obliczeń różniły się zaledwie o kilka procent. Stwierdzono, że możliwa jest symulacja obróbki skomplikowanej (geometrycznie i technologicznie) części, w odniesieniu do konkretnych warunków technicznych na warsztacie. Za pomocą kolejnych parametrów i wag określających ich poziom wpływu na analizę, można dokonać wyboru najlepszego w danych warunkach rozwiązania, ze względu na różne kryteria.

LITERATURA

- [1] PŁONKA S., *Wielokryterialna optymalizacja procesów wytwarzania części maszyn*, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 2010.
- [2] MSADDEK B., BOUAZIZ Z., DESSEIN G., BAILI M., *Optimization of pocket machining strategy in HSM*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology 2011, Manuscript Number: IJAMT7891.
- [3] ZALEWSKI A., *Skracanie czasu obróbki na frezarkach CNC na podstawie okresowej analizy warunków skrawania*, Inżynieria Maszyn, R. 17, z. 2, 2012.

5. OBRÓBKA MATERIAŁÓW NIEMETALOWYCH I TRUDNOOBRABIALNYCH

WPLYW WARUNKÓW PRZECINANIA I KONSTRUKCJI PIŁ TARCZOWYCH NA HAŁAS GENEROWANY PODCZAS FORMATOWANIA PŁYT OSB

Michal JEDINÁK¹, Zdeněk KOPECKÝ¹, Jan KRYL¹, Maciej KOWALSKI²

1. WSTĘP

Pilarki wyposażone w piły tarczowe są nieodłącznym elementem wyposażenia większości firm zajmujących się obróbką drewna. Używa się ich najczęściej do wzdłużnego lub poprzecznego rozdzielania materiałów na bazie drewna. Praca na takich obrabiarkach wymaga od pracowników je obsługujących ciągłej, wzmożonej uwagi ze względu na zagrożenia związane z obracającym się narzędziem. Najczęściej występują urazy kończyn górnych. Z obsługą pilarek związane jest także ryzyko ukryte – nadmierny poziom hałasu. Podczas cięcia poziom hałasu na stanowisku pracy często przekracza 100 dB [9]. Długotrwałe działanie tego czynnika ryzyka na człowieka niewyposażonego w środki ochrony osobistej może być źródłem wielu chorób zawodowych. Dlatego konstruktorzy pił tarczowych i pilarek starają się wprowadzać zmiany prowadzące do obniżenia poziomu hałasu na stanowisku pracy (w Republice Czeskiej dopuszczalny jest poziom 85 dB [11], w Polsce jest to 65 dB dla kobiet w ciąży, 80 dB w przypadku pracowników młodocianych oraz 85 dB dla pozostałych grup pracowników [12]).

Problematyka drgań i hałasu generowanego przez piły tarczowe była już badana i można stwierdzić, że jest dość dobrze rozpoznana i opisana np.: [1, 2, 4, 6, 7] i inni.

W praktyce stosowana jest szeroka skala rozwiązań ograniczających hałas. Należy tu wymienić specjalne osłony, obudowy i zasłony przeciwdźwiękowe, a także zmiany

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

² Politechnika Wroclawska, Wydział Mechaniczny, Katedra Obrabiarek i Technologii Mechanicznych, ul. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław

w konstrukcji pił tarczowych [5]. Obniżenie poziomu hałasu choćby o kilka dB ma bardzo korzystny wpływ na warunki na stanowisku pracy.

W artykule opisano badania pił tarczowych, których zmodernizowana konstrukcja umożliwia uzyskanie niższego poziomu hałasu mechanicznego i aerodynamicznego podczas formatowania wielkogabarytowych materiałów aglomerowanych. Badano wpływ nierównomiernej podziałki ostrzy skrawających na poziom hałasu, jaki generują podczas cięcia wielkogabarytowych płyt OSB piły tarczowe wyprodukowane w firmach Leitz i Pilana. Płyty OSB (Oriented Strand Board) jest to drewnopochodny materiał kompozytowy składający się ze sprasowanych, długich wiórów drewnianych o wymiarach 0,4–0,8×6–25×75–130 mm. Wióry są wzajemnie orientowane, zwykle w trzech warstwach, pod kątem prostym i w warunkach podwyższonej temperatury i nacisku są łączone klejami najczęściej na bazie syntetycznych żywic.

2. METODYKA BADAŃ

Niektórzy producenci narzędzi do obróbki drewna (Leitz GmbH [13], Stelit s.r.o. [14]) mają w swojej ofercie piły tarczowe z nierównomierną podziałką ostrzy skrawających. W badaniach wykorzystane były piły tarczowe z nierównomierną podziałką ostrzy LEITZ AS OPTICUT 400×4,4/3,2 Z72, (opisana w pracy jako: Leitz nierównomierna podziałka) i podobną konstrukcyjnie piłę tarczową z równomierną podziałką ostrzy LEITZ 400×4,4/3,2 Z72 (opisana w pracy jako: Leitz równomierna podziałka). Na obwodzie piły tarczowej LEITZ AS OPTICUT 400×4,4/3,2 Z72 znajdują się na przemian trapezowe i proste ostrza skrawające z podziałką międzyostrzową w granicach 14,7–19,9 mm (rys. 1). Producent, w swoim katalogu z roku 2013 podaje, że piła ta jest przeznaczona do obróbki z niskim poziomem hałasu. Podczas biegu luzem deklarowany hałas wytwarzany przez to narzędzie powinien być aż o 8 dB niższy w porównaniu z innymi piłami z równomierną podziałką międzyostrzową.

Badaniom porównawczym poddano także dwie podobne konstrukcyjnie piły tarczowe (oznaczone w pracy jako: Pilana standard i Pilana prototyp) wyprodukowane w firmie Pilana Wood s.r.o. [15]. Piły te, w odróżnieniu od piły tarczowej AS OPTICUT, charakteryzują się równomierną podziałką ostrzy skrawających. (rys. 2).



Rys. 1. Szczegół piły AS OPTICUT z nierównomierną podziałką ostrzy skrawających



Rys. 2. Szczegół piły Pilana – prototyp z równomierną podziałką ostrzy skrawających

Wszystkie badane piły tarczowe mają taką samą średnicę $D=400$ mm, liczbę ostrzy $z=72$, taki sam kształt i geometrię ostrzy (TFZL) oraz szerokość korpusu. Różniły się jedynie (w niewielkim stopniu) liczbą i kształtem rowków dylatacyjnych i obniżających poziom hałasu.

Poziom hałasu był mierzony miernikiem Chauvin Arnoux CA834, który umożliwia przeprowadzenie cyfrowego zapisu poziomu hałasu z dokładnością $\pm 1,5\%$. Miernik był umieszczony 150 cm od badanej piły tarczowej na wysokości 150 cm nad ziemią (rys. 3 i 4). W programie pomiarowym Sound Level Meter Software wersja 6.0.10.161 nastawiono częstotliwość próbkowania 10 Hz. W przypadku wybranej długości cięcia 1000 mm i średniej prędkości posuwu ręcznego $v_f \approx 5$ m/min zebrano 100 próbek pomiarowych, które w programie pomiarowym, w sposób automatyczny, zostały opracowane. Otrzymano wyniki średniej wielkości hałasu, maksymalnej i minimalnej zmierzonej wartości hałasu, wariacji i odchylenia standardowego. Pomiar prowadzono na stanowisku badawczym, na którym istnieje możliwość regulacji obrotów i oceny wielkości wibracji piły tarczowej. W celu uzyskania informacji o pasmach stanów niestabilnych pił tarczowych na stanowisku badawczym mierzono tylko obwiednię amplitud wibracji z częstotliwością próbkowania 300 Hz (rys. 3). Amplitudy wibracji mierzono bezkontaktowo sensorem EPRO PR6423 pracującym na zasadzie prądów wirowych (zakres pomiarowy $\pm 1,0$ mm, błąd pomiaru $\pm 1\%$, częstotliwość próbkowania do 12 kHz). Sensor umieszczono 22 mm od średnicy wierzchołków ostrzy piły tarczowej. [3].

W pierwszej części badań prowadzono pomiary natężenia dźwięku w trakcie biegu piły luzem. Oceniano zależność zmian poziomu hałasu aerodynamicznego od obrotów badanego narzędzia. Obroty piły zmieniano co 20 obr/min w zakresie 2500–4500 obr/min.



Rys. 3. Miernik poziomu dźwięku Chauvin Arnoux i jego położenie na stanowisku badawczym [3]

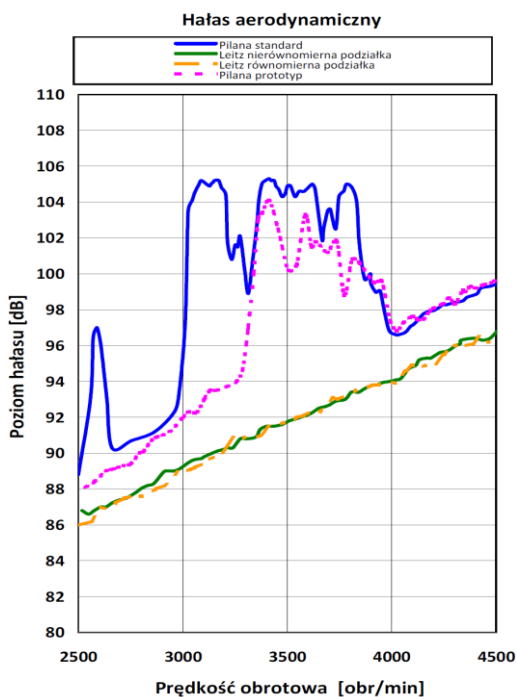
W drugiej części pomiarów prowadzono badania hałasu generowanego podczas cięcia wielkogabarytowych płyt OSB o wymiarach 1000×1000 mm, grubości 18 mm, gęstości $\rho=610 \pm 40$ kg/m³ i wilgotności 9,5% na pile formatowej SCM Si16 n3200, (rys. 4). Parametry skrawania: obroty wrzeciona $n=3000$ obr/min, prędkość skrawania $v_c=62,8$ m/s, prędkość posuwu ręcznego $v_f \approx 5$ m/min.



Rys. 4. Piła formatowa i miejsce umieszczenia miernika poziomu dźwięku podczas cięcia płyty

3. WYNIKI BADAŃ

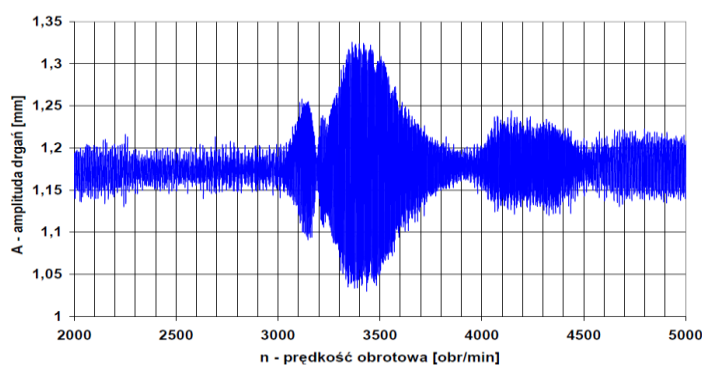
Na rys. 5 przedstawiono wykres zmian poziomu hałasu [dB] w zależności od zmiennych (zwiększających się) obrotów narzędzia podczas jego biegu luzem. Piły tarczowe firmy Leitz w porównaniu z piłami firmy Pilana emitowały (poza zakresem obrotów rezonansowych pił tarczowych Pilana) hałas niższy o około 2–3 dB(A).



Rys. 5. Wykres zależności poziomu hałasu aerodynamicznego od liczby obrotów piły tarczowej

Można również stwierdzić, że w całym zakresie przeprowadzonych pomiarów pił firmy Leitz nie występował zakres obrotów rezonansowych a wykres poziomu hałasu miał charakter liniowy. Jedynym ograniczeniem w doborze prędkości obrotowych badanych narzędzi tej firmy jest relatywnie wysoki poziom hałasu (przekraczający dopuszczalne normy) przy górnej granicy ocenianego zakresu obrotów. Można również stwierdzić, że nierównomierna podziałka ostrzy skrawających przy biegu luzem pił firmy Leitz nie miała wpływu na emitowany przez nie hałas. Obie badane piły tarczowe wykazywały w przybliżeniu taki sam poziom hałasu.

W przypadku pił tarczowych Pilana w zakresie 3000–4000 obr/min zmierzono średni wzrost poziomu hałasu o 8 dB(A). Wcześniej wykonany przez autorów pracy i opisany w pracy [3] pomiar drgań piły tarczowej pozwolił stwierdzić, że przyczyną zwiększenia hałasu jest, w tym przypadku, wejście w zakres obrotów rezonansowych (stwierdzono ich występowanie w zakresie 3300–4000 obr/min) z najwyższymi amplitudami drgań 0,35 mm (rys. 6).

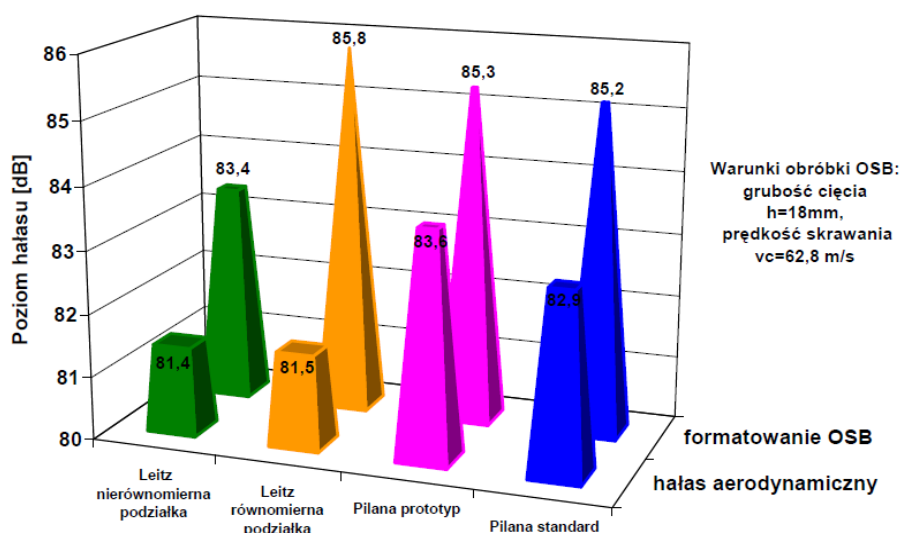


Rys. 6. Przebieg zmian amplitud drgań piły tarczowej Pilana Standard [3]

Pomiary prowadzone na pilarnie formatowej SCM (przy 3000 obr/min) dla badanych pił tarczowych potwierdziły przypuszczenie, że przy biegu luzem nierównomierna podziałka ostrzy skrawających nie będzie miała wpływu na poziom hałasu. Hałas generowany podczas biegu piły tarczowej luzem zależy od kształtu ostrzy i ich liczby. Wniosek ten jest zgodny z wynikami badań prezentowanych m.in. w pracach [1] i [10].

W przypadku obu pił tarczowych firmy Leitz zmierzono w przybliżeniu taki sam poziom hałasu aerodynamicznego 81,5 dB(A). Różnica 0,1 dB ze 100 uśrednionych punktów pomiarowych jest, ze względu na czułość przyrządu pomiarowego oraz na znikome jej znaczenie praktyczne, pomijalnie mała. Piły tarczowe Pilana podczas biegu luzem generują, w porównaniu z piłami tarczowymi Leitz, wyższy średnio o 1,5–2 dB(A) poziom hałasu aerodynamicznego. Przyczyną tych różnic mogą być różnice w sztywności i częstotliwości drgań badanych pił tarczowych, a w szczególności różnice w kształcie i wymiarach rowków zmniejszających hałas

wykonanych w piłach tarczowych Leitz a Pilana. Piły tarczowe Pilana mają te rowki, wykonane w kształcie litery „S”, usytuowane promieniowo. Natomiast piły tarczowe Leitz – „harmonijki” położone w kierunku stycznym do osi obrotu piły.



Rys. 7. Porównanie natężenia dźwięku dla biegu badanych pił tarczowych luzem oraz przy formatowaniu płyt OSB

Podczas przecinania płyt OSB na pile formatowej zastosowanie narzędzia z nierównomierną podziałką ostrzy skrawających AS OPTICUT, spowodowało obniżenie poziomu hałasu, w porównaniu z pozostałymi badanymi piłami tarczowymi, o 2,4 dB(A). Kolejnym pozytywnym wnioskiem było stwierdzenie, że piła tarczowa z nierównomierną podziałką jako jedyna spełniła wymagania związane z dopuszczalnym poziomem hałasu stawiane przez normy bezpieczeństwa pracy (zmierzone średni poziom hałasu 83,4 dB(A)). Pozostałe badane narzędzia także spełniały te normy, jednak poziom hałasu przez nie generowany utrzymywał się na granicy wartości dopuszczalnych.

4. PODSUMOWANIE

Nierównomierna podziałka ostrzy skrawających nie ma wpływu na poziom hałasu podczas biegu luzem badanych pił. W takim przypadku źródłem hałasu jest „rozcinanie” powietrza ostrzami piły tarczowej. O poziomie hałasu aerodynamicznego generowanym przez narzędzie decydować będzie liczba i geometria ostrzy skrawających, elementy zwiększające jego sztywność, kształt, liczba i ułożenie rowków zmniejszających hałas, występowanie drgań piły przy wejściu w zakres

obrotów rezonansowych itd. Niższe poziomy hałasu aerodynamicznego generowane przez piły firmy Leitz można wytłumaczyć różnicami w kształcie oraz ułożeniu rowków zmniejszających hałas.

Poziom hałasu generowanego podczas cięcia można zmniejszyć przez zastosowanie nierównomiernej podziałki ostrzy skrawających. Osiągany jest podobny efekt jak podczas toczenia się po asfalcie nowoczesnych opon samochodowych. Dzięki zastosowaniu nierównomiernie umieszczonych lameli osłabiony jest wpływ drgań harmoniczných i zmniejszony całkowity hałas, jaki generują opony podczas jazdy.

Jak już wcześniej stwierdzono, nawet niewielkie obniżenie poziomu hałasu ma korzystny wpływ na warunki na stanowisku pracy. Niższy, w przypadku piły tarczowej Leitz AS OPTICUT o 2,4 dB(A), poziom hałasu przekłada się na 35 % spadek poziomu ciśnienia akustycznego. Podobne wnioski otrzymano podczas prowadzonych za granicą badań innych typów pił tarczowych, podczas których zmierzono spadek emisji hałasu w przypadku pił z nierównomierną podziałką ostrzy o 2–4 dB [10]. Ogólnie można ocenić zmiany w konstrukcji pił tarczowych prowadzące do stosowania nierównomiernej podziałki ostrzy za pozytywne rozwiązanie konstrukcyjne, które ma na celu obniżenie poziomu hałasu przez nie generowanego.

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” reg. No. CZ.1.07/2.3.00/20.0269 i „Postdoctoral positions in technical and economic fields” on MENDELU” reg. No. CZ.1.07/2.3.00/30.003 , które są współfinansowane ze środków Europejskiego Funduszu Społecznego i budżetu Republiki Czeskiej. Autorzy pracy dziękują za środki finansowe umożliwiające realizację projektu.

LITERATURA

- [1] GOGLIA V., BELJO-LUCIĆ R., *Some possibilities of reducing circular saw idling noise*. Proceedings 14th International Wood Machining Seminar. Paris 1999.
- [2] JAVOREK L., SOKOŁOWSKI W., *Drgania pił tarczowych płaskich*. Proceedings 14th Scientific Conference „Drewno – material wszech czasów”. Warszawa 2000, s. 118–121.
- [3] KOPECKÝ Z., ROUSEK M., *Impact of dominant vibrations on noise level of dimension circular sawblades*. *Wood Research*. 2012. vol. 57, nr 1, s. 151–160. ISSN 1336-4561.
- [4] LISIČAN J., *Nástroje, náradie a prípravky*. TU Zvolen 1992. 296s.
- [5] NISHIO S., MARUI E., *Effects of Slots on the Lateral Vibration of Circular Saw Blade*. Proceedings of tenth Wood Machining Seminar, 1996, s. 159–164.
- [6] ORŁOWSKI K.I., *Identification of critical speeds of clamped circular saws*. *Drvna industrija*. 2005. vol. 56, nr 3/05, s. 103–106. ISSN 0012-6772.
- [7] PROKEŠ S.: *Snižování hluku v dřevozpracujícím průmyslu*. Praha, SNTL Nakladatelství technické literatury, 1985, 128 s.
- [8] SIKLIENKA M., SVOREŇ J., *Frekvencie vlastných tvarov kmitov pilových kotúčov při statickom kmitaní*. TU Zvolen 1997. [Scientific studies]
- [9] STACHIEV Y.M., *Rabotosposobnost' ploskich kruglych pil*. Lesnaja promyslenost. Moskva 1989, 384 s.

- [10] SVOREŇ J.: *Vplyv kompenzačných drážok, medených nitov a nerovnomerného rozstupu zubov pilového kotúča na hladinu hluku v procese rezania*. Sborník V mezinárodní vědecké konferenci Trieskové a beztrieskové obrábanie dreva 2006, s. 271–276.
- [11] Sbirka zákonů 272/2011: Nařízení vlády k ochraně zdraví před nepříznivými účinky hluku a vibrací.
- [12] Rozporządzenia Ministra Pracy i Polityki Społecznej (Dz.U. nr 217, poz. 1833 z 29 listopada 2002; Dz.U. nr 127, poz. 1091 z 30 lipca 2002; Dz.U. nr 127, poz. 1092 z 30 lipca 2002) w sprawie najwyższych dopuszczalnych stężeń i natężeń czynników szkodliwych dla zdrowia w środowisku pracy.
- [13] <http://www.leitztooling.com>
- [14] <http://www.stelit.sk>
- [15] <http://www.pilana.cz>

**BADANIA WPŁYWU ZASTOSOWANIA MINIMALNEGO SMAROWANIA
MQL NA SIŁY SKRAWANIA I POSTAĆ WIÓRA W OBRÓBCE
KOMPOZYTÓW ALUMINIOWYCH**

Paweł KAROLCZAK¹, Marek KOŁODZIEJ¹

1. WPROWADZENIE

Materiały kompozytowe, zarówno te na bazie polimerów, ceramiki, jak i te których osnowę stanowią metale lekkie, są obecnie podstawowymi materiałami wykorzystywanymi w przemyśle lotniczym i kosmicznym. Stosowane są również w przemyśle samochodowym, sportowym czy medycznym. Szerokie zastosowanie zawdzięczają dobrym i często specjalnym właściwościom połączonym z niewielkim ciężarem właściwym.

Problemy ze skrawalnością kompozytów związane są głównie z szybkim zużyciem ostrzy skrawających. Zużycie to jest wynikiem silnego działania ściernego materiałów stanowiących wzmocnienie kompozytu [6, 7]. Zużywanie się ostrzy skrawających może ulec przyspieszeniu w przypadku wystąpienia dużych sił skrawania czy nieodpowiednich postaci powstających wiórów.

Jedną z metod poprawy skrawalności materiałów kompozytowych może być zastosowanie minimalnego smarowania strefy skrawania (MQL). Minimalne smarowanie strefy skrawania, w porównaniu z chłodzeniem tradycyjnym ma tę zaletę, że używa się do niego zdecydowanie mniej środków chłodziwo-smarujących, co jest bardzo korzystne dla środowiska. Zastosowanie technologii MQL pozwala na poprawienie warunków oddzielania materiału poprzez zwiększenie trwałości ostrzy skrawających i zmniejszenie siły skrawania [1, 8].

W przypadku obróbki materiałów kompozytowych na bazie stopów aluminium minimalne smarowanie MQL jedynie w nielicznych przypadkach pozwala na zmniejszenie chropowatości powierzchni. Stwierdzono, że zastosowanie minimalnego smarowania

¹ Politechnika Wroclawska, Wydział Mechaniczny, Katedra Obrabiarek i Technologii Mechanicznych, ul. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław

w obróbce kompozytów wzmacnianych cząstkami SiC, w porównaniu z obróbką na sucho, zmniejsza 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 [4, 5].

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 [2, 3].

2. CEL ORAZ METODYKA BADAŃ

2.1. CEL BADAŃ

Celem badań było określenie możliwości zmniejszenia sił skrawania oraz poprawy postaci powstających wiórów w obróbce aluminiowych materiałów kompozytowych wzmacnianych włóknami ceramicznymi, poprzez zastosowanie minimalnego smarowania strefy skrawania MQL.

2.2. WARUNKI PROWADZENIA BADAŃ

Badaniom poddano materiał kompozytowy, którego osnową był odlewniczy stop aluminium o oznaczeniu AlSi9Mg, a wzmocnieniem były włókna typu Al_2O_3 . Objętościowa zawartość wzmocnienia w badanym kompozycie wynosiła 10%. Badany materiał kompozytowy ma właściwości odmienne niż osnowa. Jest około 50% twardszy oraz 20% bardziej wytrzymały na rozciąganie niż stop AlSi9Mg.

Toczenie przeprowadzono na tokarce uniwersalnej ze sterowaniem numerycznym CNC TUR 560 MN. Podczas obróbki mierzono składowe siły skrawania za pomocą toru pomiarowego, w którego skład wchodziły: siłomierz piezoelektryczny typu 9257A firmy KISTLER, wzmacniacz sygnałów elektrycznych dla składowych F_c , F_f , F_p typu 5011 firmy KISTLER, oscyloskop Digital Phospor Oscilloscope TDS 5054B (rys. 1).

Do badań użyto narzędzi skrawających zalecanych do obróbki stopu aluminium będącego osnową. Narzędzia te były wykorzystywane z powodzeniem we wcześniejszych badaniach nad skrawalnością kompozytów aluminiowych. Zastosowano płytkę z niepowlekanego węgla spiekanego TCGX16T304-Al H10. Węgiel, z którego wykonane było ostrze łączy w sobie bardzo dobrą odporność na ścieranie i ostrość krawędzi. 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. Próby skrawania przeprowadzono w warunkach obróbki na sucho i z minimalnym smarowaniem strefy skrawania. Do skąpego podawania cieczy chłodząco-smarującej użyto system firmy Accu-Lube (rys. 2). Mgła olejowa doprowadzana była zewnętrznie dwoma przewodami.

Jako środek chłodząco-smarujący użyto ciecz o oznaczeniu LB-500 o właściwościach przedstawionych w tabeli 1.



Rys. 1. Oscyloskop Digital Phosphor Oscilloscope TDS 5054B i wzmacniacz sygnałów elektrycznych firmy KISTLER.

Tabela 1. Właściwości fizyczne cieczy LB 5000

Nazwa	Gęstość [kg/m ³]	Lepkość w temp. 40°C [cSt]	Olej mineralny [%]	Rozpuszczalność w wodzie
LB 5000	850	18	0	nierozpuszczalny

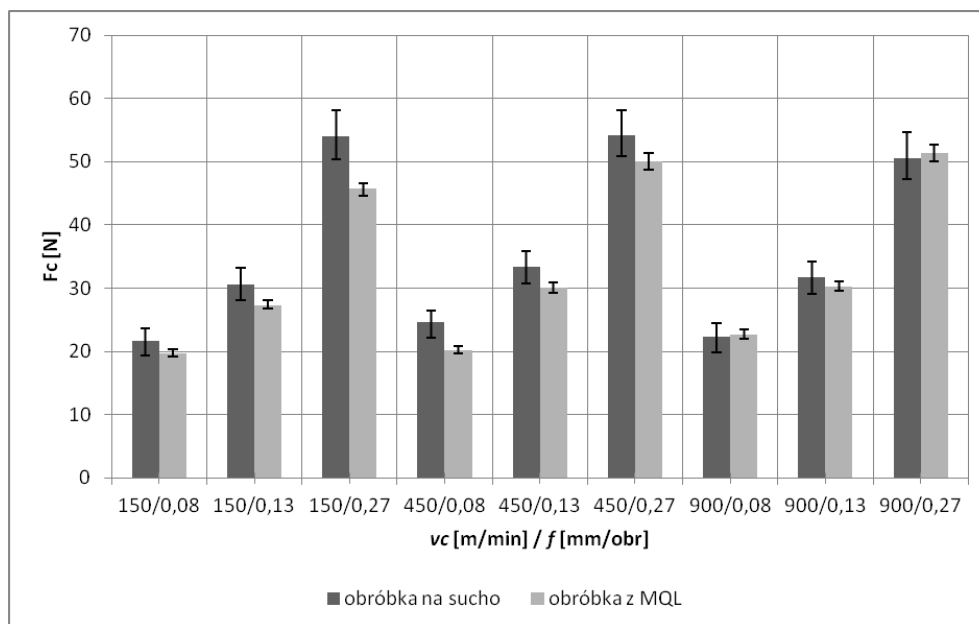


Rys. 2. Urządzenie do minimalnego smarowania firmy Accu-Lube

3. WYNIKI BADAŃ

3.1. WPŁYW ZASTOSOWANIA MINIMALNEGO SMAROWANIA NA WARTOŚCI SKŁADOWYCH SIŁY SKRAWANIA W TOCZENIU KOMPOZYTÓW ALUMINIOWYCH

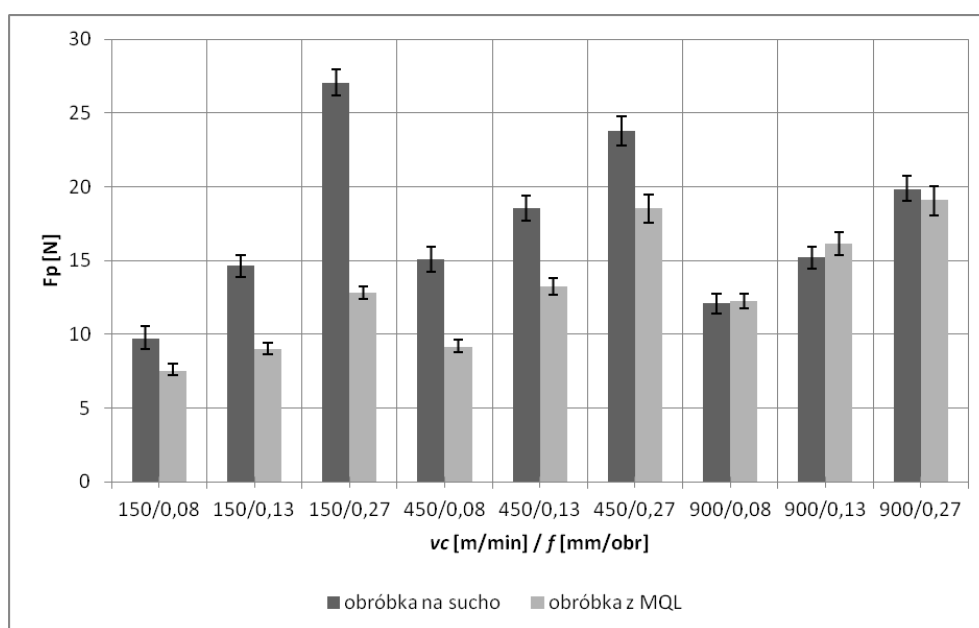
Na rysunkach 3–5 przedstawiono wyniki pomiarów sił skrawania w czasie toczenia aluminiowego materiału kompozytowego wzmocnianego włóknami Al_2O_3 , o objętościowym udziale wzmocnienia równym 10%. Zastosowanie minimalnego smarowania MQL, w porównaniu z obróbką na sucho sprawia, że nieznacznie zmniejsza się wartość składowej głównej siły skrawania. Różnica ta maleje wraz ze wzrostem prędkości skrawania, tak że podczas toczenia badanego materiału z prędkością $v_c=900$ m/min otrzymano porównywalne wartości siły w czasie obróbki z MQL i na sucho. Podczas toczenia z prędkością 150 m/min różnice są największe i rosną wraz ze wzrostem posuwu. Przy posuwie 0,27 mm/obr zaobserwowano zmniejszenie składowej F_c , dzięki zastosowaniu MQL z 54 na 45 N.



Rys. 3. Wpływ zastosowania minimalnego smarowania MQL na wartość głównej składowej siły skrawania F_c w toczeniu kompozytu aluminiowego

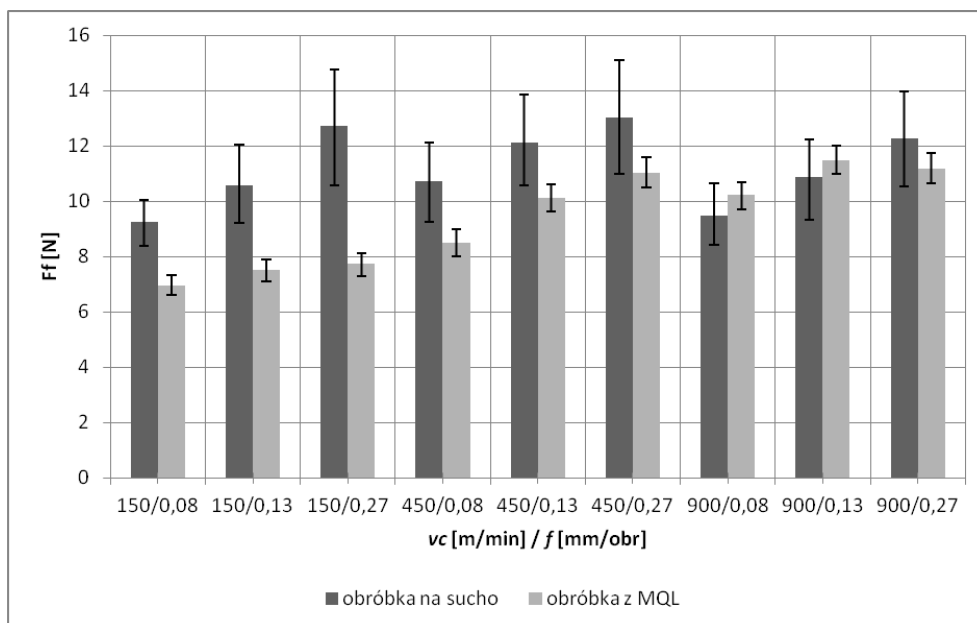
Znacznie większy wpływ minimalnego smarowania MQL zaobserwowano w przypadku składowej odporowej. Dla warunków toczenia $v_c=150$ m/min; $f=0,27$ mm/obr, stwierdzono, że wartość tej składowej zmniejsza się o ponad 50%. Również w przypadku tej składowej pozytywny wpływ MQL maleje wraz ze wzrostem prędkości,

a dla najmniejszej zastosowanej prędkości rośnie wraz ze wzrostem posuwu. Podczas toczenia z prędkością 900 m/min wartości składowej odporowej podczas obróbki z MQL i na sucho były porównywalne.



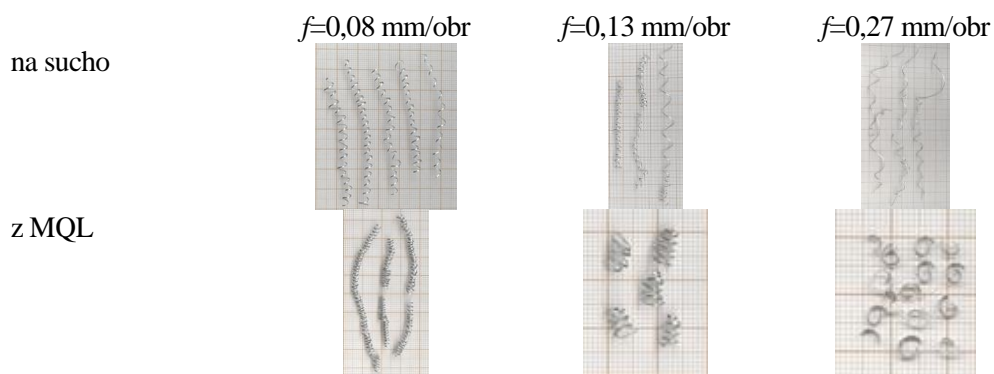
Rys. 4. Wpływ zastosowania minimalnego smarowania MQL na wartość składowej odporowej siły skrawania F_p w toczeniu kompozytu aluminiowego

W przypadku składowej posuwowej największe zmniejszenie jej wartości wyniosło 40% w warunkach obróbki z małą prędkością skrawania i dużym posuwem. Podobnie jak w przypadku pozostałych składowych pozytywny wpływ MQL malał wraz ze wzrostem prędkości skrawania, a przy najmniejszej prędkości wraz ze wzrostem posuwu zmniejszenie wartości siły było coraz większe. W przypadku prędkości 900 m/min i małych posuwów uzyskano minimalnie wyższe wartości składowej posuwowej podczas toczenia z MQL. Zmienny wpływ MQL na siły skrawania, szczególnie dla największego posuwu, wynikał w dużej mierze z faktu, że podczas obróbki na sucho wartości składowych siły skrawania malały lub pozostawały na jednym poziomie wraz ze wzrostem prędkości. Natomiast podczas toczenia z MQL wraz ze wzrostem prędkości wartości składowych zwiększały się.



Rys. 5. Wpływ zastosowania minimalnego smarowania MQL na wartość składowej posuwowej siły skrawania F_f w toczeniu kompozytu aluminiowego

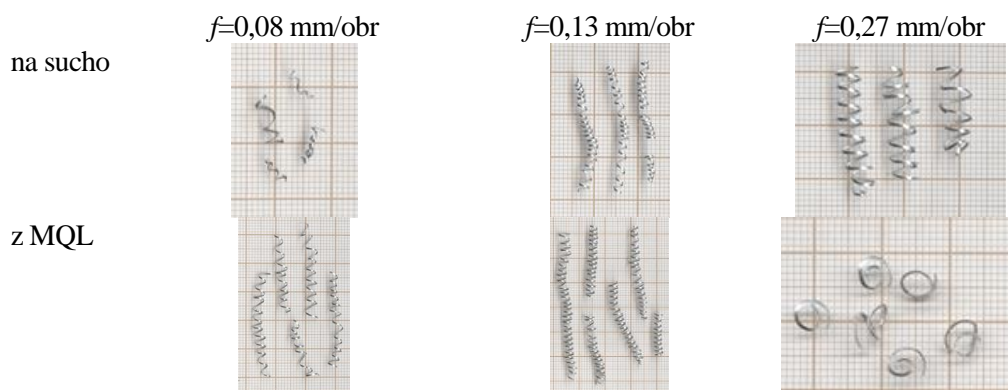
3.2. WPŁYW ZASTOSOWANIA MINIMALNEGO SMAROWANIA NA POSTAĆ WIÓRA W TOCZENIU KOMPOZYTÓW ALUMINIOWYCH



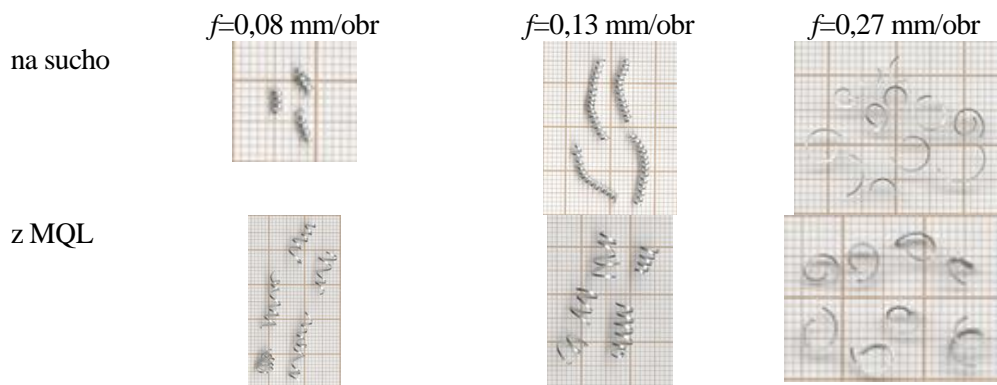
Rys. 6. Wpływ zastosowania MQL na postać wióra w toczeniu kompozytu aluminiowego z prędkością skrawania $v_c=150$ m/min

Na rysunkach 6-8 pokazano wióry powstające podczas toczenia aluminiowego materiału kompozytowego w warunkach obróbki na sucho oraz z minimalnym

smarowaniem MQL. Pozytywny wpływ minimalnego smarowania na postać i długość wióra widoczny jest szczególnie podczas obróbki z prędkością 150 m/min oraz posuwami 0,13 mm/obr i 0,27 mm/obr. W warunkach tych, dzięki zastosowaniu MQL otrzymano wióry, spiralne, krótkie, podczas gdy w obróbce na sucho powstawały wióry śrubowe, długie. Pozytywny wpływ MQL na wiór zdecydowanie zmniejszał się wraz ze wzrostem prędkości skrawania. Wynikało to z faktu, że dla dużych prędkości, nawet podczas toczenia na sucho powstawały wióry korzystne. Jednocześnie nie zaobserwowano pozytywnego wpływu minimalnego smarowania na postać wióra w toczeniu z najmniejszym zastosowanym posuwem tj. 0,08 mm/obr.



Rys 7. Wpływ zastosowania MQL na postać wióra w toczeniu kompozytu aluminiowego z prędkością skrawania $v_c=450$ m/min



Rys 8. Wpływ zastosowania MQL na postać wióra w toczeniu kompozytu aluminiowego z prędkością skrawania $v_c=900$ m/min

4. PODSUMOWANIE

Wyniki badań eksperymentalnych, toczenia aluminiowego materiału kompozytowego wzmocnianego włóknami ceramicznymi w warunkach obróbki na sucho i z minimalnym smarowaniem MQL pokazują, że:

- najbardziej znaczące zmniejszenie wartości składowych sił skrawania, dzięki zastosowaniu MQL uzyskano w przypadku obróbki z prędkością skrawania 150 m/min oraz posuwem 0,27 mm/obr; obniżenie to dotyczy wszystkich składowych i wyniosło: 15% dla F_c , 50% dla F_p oraz 40% dla F_f
- pozytywny efekt zastosowania MQL na składowe siły skrawania maleje wraz ze wzrostem prędkości skrawania, dla prędkości 900 m/min nie zauważono wpływu minimalnego smarowania MQL na wartości składowych siły skrawania,
- w przypadku głównej składowej siły skrawania otrzymano najmniej wyraźne zmniejszenie jej wartości w wyniku zastosowania MQL,
- najbardziej znaczącą poprawę postaci i kształtu wióra, dzięki zastosowaniu MQL uzyskano podobnie jak w przypadku sił skrawania w przypadku obróbki z prędkością skrawania 150 m/min oraz posuwem 0,27 mm/obr,
- dla najmniejszych zastosowanych posuwów i prędkości skrawania nie zauważono wpływu MQL na postać powstających wiórów.

LITERATURA

- [1] DHAR N. R., KAMRUZZAMAN M., MAHIUDDIN AHMED, *Effect of minimum quantity lubrication (MQL) on tool wear and surface roughness in turning AISI-4340 steel*, Journal of Materials Processing Technology 172(2006) 299–306.
- [2] 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.
- [3] KAROLCZAK P., KOWALSKI M., *Ocena wpływu zastosowania minimalnego smarowania MQL na chropowatość powierzchni po toczeniu aluminiowych materiałów kompozytowych wzmocnianych włóknami Al_2O_3* , Mechanik 8-9/2012, s.415–422.
- [4] KAROLCZAK P., *Influence of turning conditions on quality of surfaces of aluminum matrix composites reinforced with SiC particles*. Technologické Inžinierstvo. 2012, vol. 9, nr 1, s. 17–20.
- [5] KAROLCZAK P., *Lubrication MQL in machining aluminium matrix composites reinforced with SiC particles*. Technologické Inžinierstvo. 2012, vol. 9, nr 1, s. 29–33.
- [6] MIRACLE D. B., *Metal matrix composites from science to technological significance*, Composites Science and Technology 65 (2005) s. 2526–2540.
- [7] OCZOŚ K. E., *Kompozyty włókniste – właściwości, zastosowanie, obróbka ubytkowa*, Mechanik 7/2008, s. 579–592.
- [8] SREEJITH P. S., *Machining of 6061aluminium alloy with MQL, dry and flooded lubricant conditions*, Materials Letters 62(2008) 276–278.

TOCZENIE WYKOŃCZENIOWE STOPU TYTANU NA OSNOWIE FAZY MIĘDZYMETALICZNEJ TiAl(γ)

Krzysztof KRUPA¹, Piotr LASKOWSKI², Witold HABRAT³,
Krzysztof KUBIAK⁴

1. WPROWADZENIE

Rozwój nowoczesnych konstrukcji stosowanych w technice lotniczej prowadzący do uzyskania wyższych osiągnięć oraz ekstremalne warunki pracy determinują opracowanie i wprowadzanie nowych materiałów bardziej wytrzymałych, twardszych, lżejszych oraz odpornych na działanie wysokiej temperatury. Stąd rosnące zainteresowanie grupą stopów tytanu na osnowie fazy międzymetalicznej TiAl, które stanowią nowoczesny materiał o dobrych właściwościach użytkowych.

W ostatnim dziesięcioleciu prace rozwojowe nad stopami tytanu na osnowie fazy międzymetalicznej TiAl prowadziły zarówno ośrodki naukowe jak i firmy przemysłu lotniczego [11]. Nastąpił dynamiczny ich rozwój przez modyfikację składu chemicznego i fazowego. Poprawiono właściwości mechaniczne, przede wszystkim plastyczność, a także dopracowano technologie ich wytwarzania. Stopy TiAl trzeciej generacji ze względu na dobre właściwości mechaniczne w temperaturze do 900°C są wprowadzane na stacjonarne i wirujące elementy silników lotniczych – łopatki i tarcze turbiny niskiego ciśnienia oraz łopatki sprężarki wysokiego ciśnienia [14-16, 18]. Są również stosowane w przemyśle motoryzacyjnym na elementy silników spalinowych m.in. wirniki turbosprężarki, zawory wydechowe, korbowody i sworznie.

Obróbka skrawaniem elementów konstrukcyjnych ze stopów tytanu na osnowie fazy międzymetalicznej TiAl jest szczególnie trudna ze względu na niską

¹ Laboratorium Badań Materiałów dla Przemysłu Lotniczego, Politechnika Rzeszowska

² WSK "PZL-Rzeszów" S.A, 35-075 Rzeszów, ul Hetmańska 120

³ Katedra Techniki Wytwarzania i Automatyzacji, Politechnika Rzeszowska

⁴ Katedra Materiałoznawstwa, Politechnika Rzeszowska

skrawalność, która wynika ze specyficznych właściwości stopu: dużej twardości i kruchości, aktywności chemicznej oraz małej przewodności cieplnej [1, 2, 4, 14]. Dodatkowo w trakcie procesu skrawania powstają uszkodzenia powierzchni obrabianej [13]. Stąd występuje konieczność opracowania efektywnych sposobów obróbki pozwalających na zwiększenie wydajności wytwarzania, obniżenie kosztów oraz uzyskania wyrobu o wymaganej jakości. Z tego względu materiałom narzędziowym stawia się coraz większe wymagania, a jednocześnie poszukuje się również optymalnych warunków obróbki tych nowoczesnych materiałów [9]. Poza uzyskaniem dużej wydajności procesu w obróbce wykończeniowej kluczowe znaczenie ma jakość powierzchni, której kształtowanie jest wynikiem odwzorowania kinematyczno-geometrycznego krawędzi ostrza skrawającego w materiale oraz oddziaływania fizyczno-chemicznego [8, 10]. Na kształtowanie powierzchni obrabianej ma więc wpływ geometria ostrza skrawającego, wartości parametrów procesu skrawania, charakter oddziaływania ostrza skrawającego z materiałem obrabianym, zużycie wkładki ostrzowej oraz warunki występujące podczas procesu – obciążenia mechaniczne, termiczne i chemiczne [7]. Jakość powierzchni obrabianej oraz stan technologicznej warstwy wierzchniej wpływa w znacznym stopniu na właściwości eksploatacyjne wytwarzanych elementów od których wymaga się dużej niezawodności.

2. STANOWISKO I METODYKA BADAŃ

Badania wpływu parametrów skrawania: prędkości skrawania v_c , posuwu f i głębokości skrawania a_p oraz rodzaju ostrzy narzędzi skrawających na wartość składowych całkowitej siły skrawania i parametru chropowatości Ra prowadzono w Laboratorium Badań Materiałów dla Przemysłu Lotniczego Politechniki Rzeszowskiej z użyciem tokarki NEF 600 z układem sterowania Fanuc 210i (rys. 1).



Rys. 1. Stanowisko badawcze (a), pomiar wartości składowych całkowitej siły skrawania (b), pomiar chropowatości powierzchni (c)

Siłomierz piezoelektryczny Kistler 9257B – przymocowany za pomocą oprawki VDI do głowicy rewolwerowej umożliwia pomiar wartości składowych całkowitej siły skrawania: siły skrawania (F_c), posuwowej (F_f) i odporowej (F_p) (rys. 1b). Sygnał z siłomierza przekazywany jest do wzmacniacza ładunku typu 5019B i transmitowany do komputera przez złącze USB za pomocą 16-bitowego przetwornika analogowo cyfrowego NI9215 firmy National Instruments. Wizualizację, przetwarzanie i zapisywanie sygnału prowadzono za pomocą programu opracowanego w środowisku LabVIEW. Częstotliwość próbkowania sygnału ustalono na 1kHz. Pomiar parametru chropowatości Ra prowadzono za pomocą profilometru firmy Mahr (rys. 1c).

W prowadzonych badaniach jako podstawową operację przyjęto toczenie wykończeniowe wzdłużne. Zastosowano wkładki ostrzowe wykonane z węgla spiekane (promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej $r_n=0,04$ mm) oraz regularnego azotku boru (CBN) ($r_n=0,014$ mm). Jako czynnik chłodzący zastosowano wodny roztwór cieczy chłodząco – smarującej Statoil ToolWay S465 o stężeniu 6,5%. Parametry skrawania ustalono na podstawie wyników badań wstępnych z uwzględnieniem zaleceń przemysłowych (tab.1).

Tabela 1. Parametry skrawania dla dwóch typów wkładek ostrzowych

Wkładka ostrzowa	RCMT1204 MO-SM 1115	RCHT1204 MO CB50
Oprawka	SRSCl 2525M 12	SRSCl 2525M 12
Prędkość skrawania v_c , <i>m/min</i>	30–70	90–210
Głębokość skrawania a_p , <i>mm</i>	0,15–0,35	0,15–0,35
Posuw f , <i>mm/obr.</i>	0,05–0,15	0,05–0,15

3. MATERIAŁ OBRABIANY

Badania prowadzono na elemencie w kształcie walca o średnicy 70 mm wykonanego ze stopu tytanu na osnowie fazy międzymetalicznej TiAl(γ) – Ti-45Al-5Nb-0,2B-0,2C. Stop ten należy do materiałów trudnoobrabialnych ze względu na specyficzne własności do których można zaliczyć [18]:

- małą zdolność do odkształceń plastycznych (wydłużenie $A < 2\%$) oraz dużą kruchość $K_{IC} = 25 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$,
- małą wartość współczynnika przewodności cieplnej ($\lambda = 13 \text{ W/m}^2\text{K}$), co powoduje, że ciepło nie jest odprowadzane ze strefy skrawania, a koncentruje się w wąskim obszarze na powierzchni ostrza skrawającego, którego temperatura może dochodzić do ok. 1100°C [5, 12],
- skłonność do tworzenia wiórów segmentowych, co prowadzi do zwiększenia składowej dynamicznej siły skrawania powodujących koncentrację naprężeń na narożu narzędzia. Zmienne obciążenie w warunkach podwyższonej temperatury powoduje obciążenie zmęczeniowe ostrza skrawającego i jego szybsze zużycie,
- dużą reaktywność chemiczną w tym silne powinowactwo do gazów atmosferycznych

w podwyższonej temperaturze. Wysoka temperatura skrawania podwyższająca się wskutek zużycia ostrza oraz duża wartość siły gniotu oddziałująca na powierzchnię obrabianego elementu może prowadzić do tworzenia się bardzo kruchej i twardej „białej warstwy” [3, 6, 17],

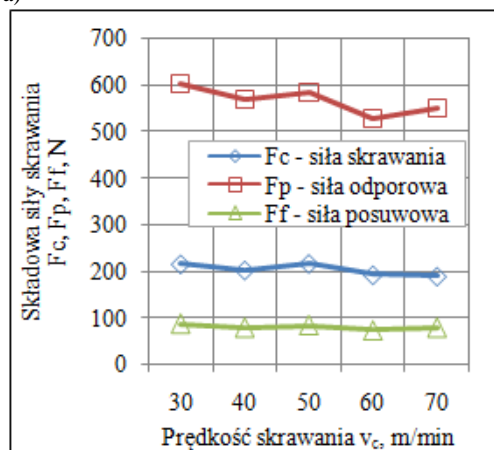
Unikatowe właściwości fizyczne tytanu wpływają na małą skrawalność oraz znaczne ograniczenie trwałości wkładek ostrzowych.

4. WYNIKI BADAŃ

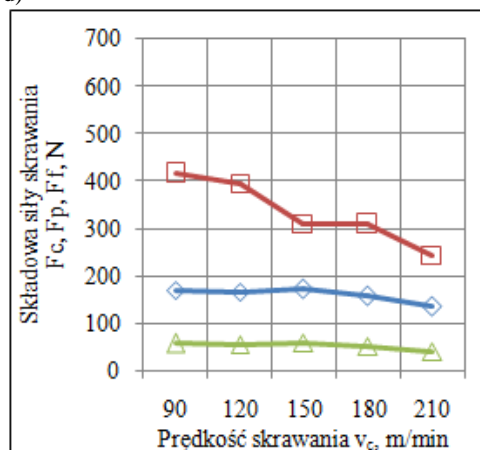
Składowe całkowitej siły skrawania w procesie toczenia stopu Ti-45Al-5Nb-0,2B-0,2C zależą od warunków procesu (rys. 2). Dla skrawania wkładką ostrzową z węglika spiekanego stwierdzono, że największą wartość przyjmuje siła odporowa, której wartość zmniejsza się wraz ze zwiększeniem prędkości skrawania, co w głównej mierze spowodowane jest uplastycznieniem materiału pod wpływem podwyższenia temperatury w strefie skrawania. Zwiększenie przekroju warstwy skrawanej poprzez zwiększanie wartości posuwu i głębokości skrawania powodowało zwiększenie wartości wszystkich składowych.

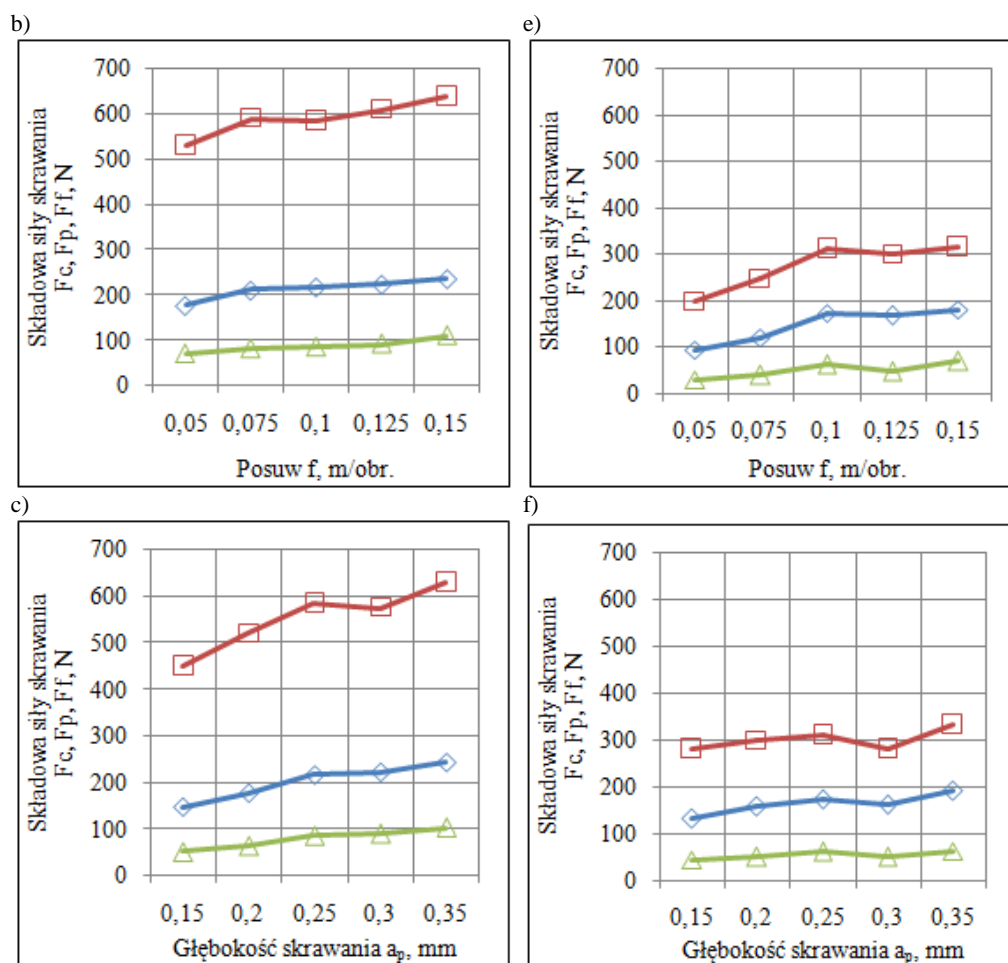
Identyczna tendencja zachowana jest podczas skrawania wkładką ostrzową z regularnego azotku boru. Wartości składowych sił skrawania są jednak mniejsze niż podczas skrawania wkładką z węglika spiekanego, co może być spowodowane geometrią ostrza skrawającego – krawędź skrawająca jest bardziej ostra.

a)



d)

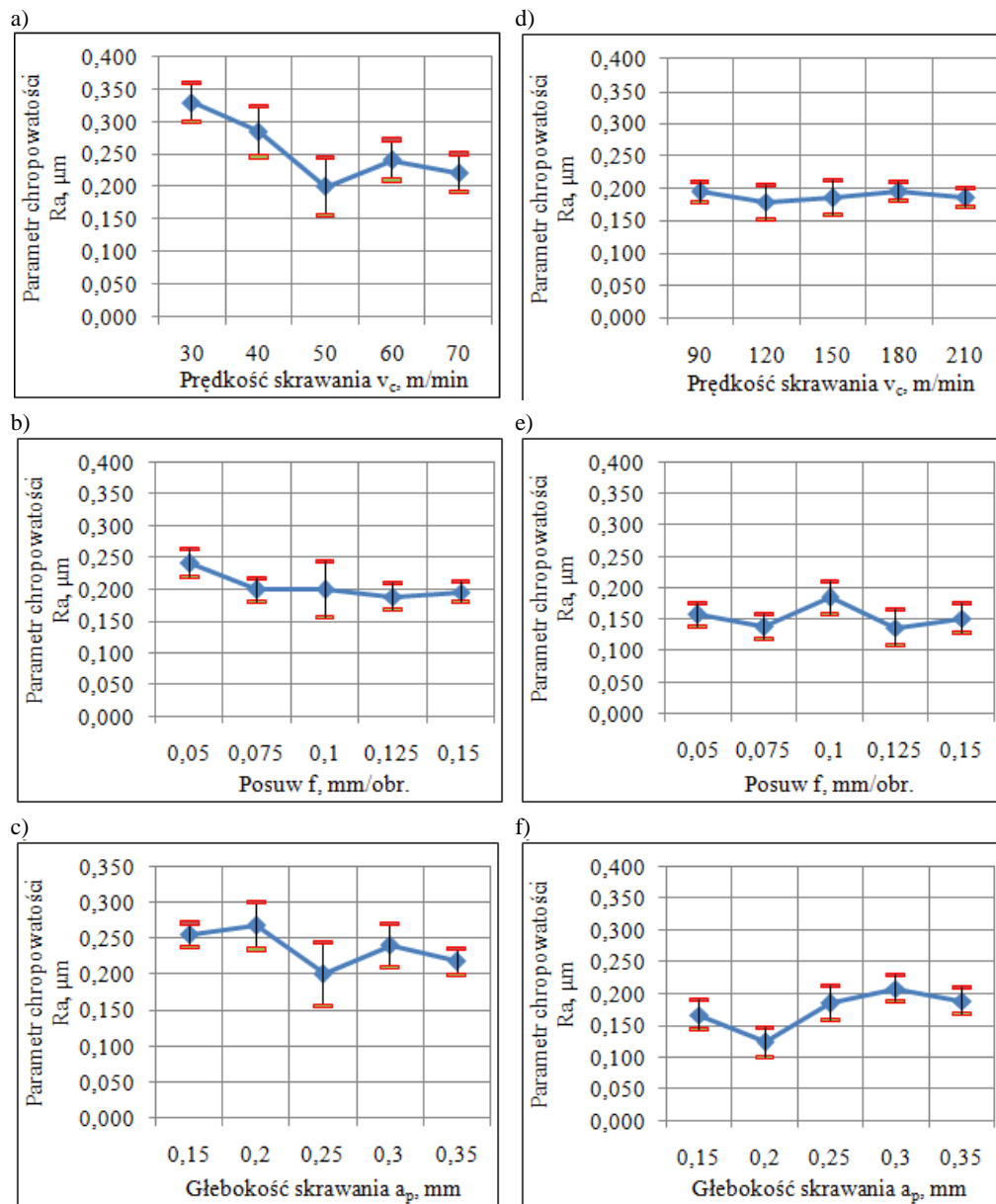




Rys. 2. Składowe całkowitej siły skrawania - wkładka ostrzowa RCMT 1204 MO-SM 1115 w zależności od parametrów skrawania: a) $a_p=0,25$ mm, $f=0,1$ mm/obr, b) $v_c=50$ m/min, $a_p=0,25$ mm, c) $v_c=50$ m/min, $f=0,1$ mm/obr oraz wkładka ostrzowa RCHT1204 MO CB50 dla d) $a_p=0,25$ mm, $f=0,1$ mm/obr, e) $v_c=150$ m/min, $a_p=0,25$ mm, f) $v_c=150$ m/min, $f=0,1$ mm/obr

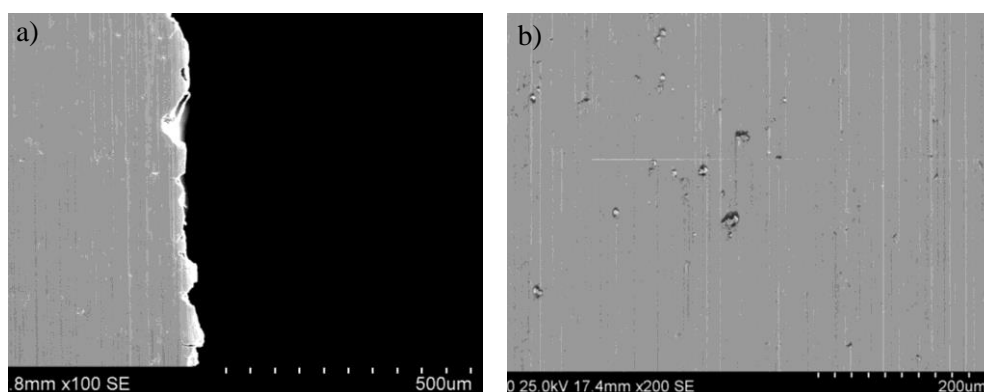
Wartość parametru chropowatości powierzchni obrabianej dla przyjętych parametrów skrawania wkładką ostrzową z węgla spiekanego przyjmuje wartość $Ra < 0,35 \mu\text{m}$ (rys. 3). Nie zaobserwowano zwiększenia wartości parametru chropowatości Ra wraz ze zwiększeniem wartości posuwu f , co świadczy o tym, że w przyjętym zakresie parametrów skrawania proces kształtowania struktury geometrycznej powierzchni jest wynikiem nie tyle odwzorowania geometrycznego ostrza narzędzia skrawającego na powierzchni obrabianej - co charakterem rozdzielania materiału. Podczas skrawania wkładką ostrzową z regularnego azotku boru dla przyjętego zakresu parametrów skrawania wartość parametru chropowatości

R_a nie przekraczała $0,2 \mu\text{m}$.



Rys. 3. Wartość parametru chropowatości R_a powierzchni obrabianej - wkładka ostrzowa RCMT 1204 MO-SM 1115 w zależności od parametrów skrawania: a) $a_p=0,25 \text{ mm}$, $f=0,1 \text{ mm/obr}$, b) $v_c=50 \text{ m/min}$, $a_p=0,25 \text{ mm}$, c) $v_c=50 \text{ m/min}$, $f=0,1 \text{ mm/obr}$ oraz wkładka ostrzowa RCHT1204 MO CB50 dla d) $a_p=0,25 \text{ mm}$, $f=0,1 \text{ mm/obr}$, e) $v_c=150 \text{ m/min}$, $a_p=0,25 \text{ mm}$, f) $v_c=150 \text{ m/min}$, $f=0,1 \text{ mm/obr}$

Badania mikroskopowe powierzchni obrabianej ujawniły występowanie nalepień, które w zależności od parametrów skrawania różniły się intensywnością występowania. Obserwowano także wykruszenia krawędzi elementu obrabianego przy wyjściu ostrza narzędzia skrawającego z materiału (rys. 4).



Rys.4. Wykruszenie krawędzi elementu obrabianego przy wyjściu ostrza narzędzia skrawającego z materiału (a) oraz nalepienia na powierzchni obrabianej (b)

5. PODSUMOWANIE

Stopy tytanu na osnowie fazy międzymetalicznej $TiAl(\gamma)$ charakteryzują się właściwościami mechanicznymi pośrednimi między stopami konwencjonalnymi, a materiałami ceramicznymi. Podczas obróbki skrawaniem tych stopów występuje intensywne zużycie ostrza narzędzia skrawającego, co utrudnia uzyskanie elementów o wysokich wymaganiach w zakresie tolerancji kształtowo-wymiarowych oraz wymaganego stanu technologicznej warstwy wierzchniej. Wysoka temperatura w strefie skrawania może być przyczyną zmiany mikrostruktury warstwy wierzchniej włącznie z możliwością utworzenia "białej warstwy" - wpływającej na obniżenie wytrzymałości zmęczeniowej wytwarzanych elementów.

W wyniku zastosowania okrągłych wkładek ostrzowych uzyskano zwiększenie trwałości ostrza narzędzia skrawającego. Stwierdzono, jednak występowanie dużych wartości składowych całkowitej siły skrawania, co powoduje odkształcenia podczas obróbki elementów cienkościennych.

Największą wartość przyjmuje siła odporowa, co jest wynikiem relacji przyjętej głębokości skrawania do promienia naroża wkładki ostrzowej. Zastosowanie wkładek RCMT 1204 MO-SM z węgla spiekane gatunku GC1115 podczas obróbki stopu $Ti-45Al-5Nb-0,2B-0,2C$ dla przyjętego zakresu parametrów skrawania umożliwia uzyskanie wartości parametru chropowatości powierzchni obrabianej $Ra < 0,35 \mu m$. Znacznie mniejsze wartości składowych całkowitej siły skrawania uzyskano podczas obróbki z zastosowaniem wkładek ostrzowych RCHT1204 MO z regularnego azotku

boru gatunku CB50. Uzyskano również lepszą jakość powierzchni obrabianej dla której wartość parametru chropowatości Ra nie przekraczała $0,25 \mu\text{m}$.

LITERATURA

- [1] BAUR H., WORTBERG D.B., *Titanium Aluminides of passenger vehicles*. "Materials Science and Engineering" 2002, A329-331, 582-588.
- [2] BERGMANN, S., KEMPMANN, C. WEINERT, K., *Super hard abrasives for g-Titanium aluminide alloy machining*. In: Diamond Business, 2, 2006, 42-48.
- [3] BOSHEH S.S., MATIVENG P.T., *White layer formation in hard turning of H13 tool steel at high cutting speeds using CBN tooling*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 46 (2006), 225-233.
- [4] DIMIDUKD.M., *Gamma titanium aluminide alloys—an assessment within the competition of aerospace structural materials*, Materials Science and Engineering A263 (1999), 281-288.
- [5] EZUGWUE.O., *Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 45 (2005), 1353-1367.
- [6] GUO Y.B., SAHNI J., *A comparative study of hard turned and cylindrically ground white layers*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 44 (2004), 13.
- [7] GRZESIK W., *Podstawy skrawania materiałów metalowych*. WNT, Warszawa 2010.
- [8] HABRAT W., ŻYŁKA Ł., KRUPA K., LASKOWSKI P., *Porównanie kształtowania chropowatości powierzchni obrabianych w procesach frezowania i szlifowania stopu Ti6Al4V*. Mechanik, 8-9/2012.
- [9] HABRAT W., ŻYŁKA Ł., KRUPA K., LASKOWSKI P.: *Wybrane problemy modelowania i optymalizacji procesów obróbki ubytkowej trudnoobrabialnych stopów lotniczych*. Mechanik, 8-9/2012.
- [10] KRUPA K., LASKOWSKI P., SIENIAWSKI J., *Obróbki skrawaniem stopu tytanu a stan warstwy wierzchniej* STAL 7-8/2012.
- [11] KRUPA K., LASKOWSKI P., SIENIAWSKI J., *Zastosowanie w technice lotniczej stopów tytanu na podstawie fazy międzymetalicznej TiAl oraz wpływa warunków frezowania na właściwości warstwy wierzchniej*, Konferencja OSN 2011, Materiały publikowane w Mechaniku 12/2011.
- [12] KUBIAK K., *Technologiczna plastyczność dwufazowych stopów tytanu odkształczanych na gorąco*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2004.
- [13] MANTLE, A. L. I ASPINWALL, D. K., *Temperature measurement and tool wear when turning gamma TiAl intermetallic*. In: Proc. of the 13th Irish Manufacturing Conf., 1996, 427-436.
- [14] OCZOŚ K.E., KAWALEC A., *Kształtowanie metali lekkich*, PWN, Warszawa 2012.
- [15] OCZOŚ K.E.: *Kształtowanie ubytkowe tytanu i jego stopów w przemyśle lotniczym i technice medycznej. Część I*. Mechanik, 8-9/ 2008, 639-656.
- [16] OCZOŚ K.E.: *Kształtowanie ubytkowe tytanu i jego stopów w przemyśle lotniczym i technice medycznej. Część II*. „Mechanik”, 10/2008, 753-767.
- [17] RIBEIRO M.V., MOREIRA M.R.V., FERREIRA J.R., *Optimization of titanium alloy (6Al-4V) machining*. Journal of Materials Processing Technology, 143-144 (2003), 458-463.
- [18] SZKLINIARZ W., *Stopy na podstawie faz międzymetalicznych z układu TiAl*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, 2007.

TOCZENIE STOPU Ti-6Al-4V Z ZASTOSOWANIEM WYSOKIEGO CIŚNIENIA CIECZY CHŁODZĄCO- SMARUJĄCEJ

Piotr LASKOWSKI¹, Krzysztof KRUPA², Witold HABRAT³,
Damian PRZESTACKI⁴, Jan SIENIAWSKI²

1. WPROWADZENIE

Tytan i jego stopy mają szerokie zastosowanie w technice lotniczym ze względu na ich dobre właściwości fizyczne, chemiczne i mechaniczne. Cechują się dużą wytrzymałością względną (R_m/δ) w temperaturze pokojowej i w podwyższonej (do 470° C), dobrą wytrzymałością zmęczeniową oraz wyjątkową odpornością na korozję. Stąd wzrost zastosowania tych materiałów także w medycynie, energetyce oraz przemyśle chemicznym i okrętowym [1, 4, 8].

Mimo zwiększonego zastosowania i produkcji tytanu i jego stopów, pozostają one drogie w porównaniu z wieloma innymi materiałami konstrukcyjnymi, z powodu skomplikowania procesu ekstrakcji, trudności w topieniu oraz problemów podczas wytwarzania i obróbki [2, 6].

Skrawalność tytanu i jego stopów jest względnie niska, co jest determinowane przez ich właściwości fizyczne i chemiczne. Tytan zwiększa swoją reaktywność chemiczną w temperaturze >470°C. Mała przewodność cieplna powoduje szybki wzrost temperatury w strefie skrawania. Czynniki te oddziałują silnie na zmniejszenie trwałości ostrza narzędzia skrawającego. Dodatkowo duży stopień umocnienia przez gniot tych stopów oraz mała wartość modułu sprężystości także negatywnie oddziałują na ich skrawalność. Stąd od kilku dziesięciu lat jest wciąż aktualny

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

⁴ Politechnika Poznańska, Zakład Obróbki Skrawaniem, ul. Piotrowo 3, 60-965 Poznań

problem zwiększenia wydajności procesu skrawania przy zachowaniu wymaganych właściwości technologicznej warstwy wierzchniej (TWW) [2, 3, 6].

Ogólną tendencją w procesach obróbki skrawaniem jest minimalizacja stosowania cieczy chłodząco-smarujących. Wciąż jednak obróbka skrawaniem wielu współczesnych materiałów, szczególnie o dużej wytrzymałości na rozciąganie, jest trudna w realizacji pomimo użycia nowoczesnych narzędzi z powłokami ochronnymi. Podstawowym ograniczeniem jest wysoka temperatura w strefie skrawania. Dlatego stal austenityczna, nadstopy niklu oraz stopy tytanu wymagają wciąż stosowania cieczy obróbkowych, które spełniają rolę chłodzącą i smarującą.

Ciecze chłodząco-smarujące są stosowane przede wszystkim w celu odprowadzania ciepła wytworzonego w strefie skrawania. Mała objętość cieczy chłodzącej oraz małe natężenie jej przepływu podczas obróbki materiałów trudnoobrabialnych powoduje pogorszenie wskaźników skrawalności. Dotyczy to przedwczesnego zużycia narzędzia wskutek ścierania oraz „szoku cieplnego” - występuje intensywne wykruszanie się krawędzi skrawającej ostrza narzędzia [2, 7, 9].

Obserwuje się, że zastosowanie cieczy chłodząco-smarującej o skoncentrowanym strumieniu z dużą prędkością strumienia skierowanego dokładnie do obszaru strefy skrawania, może poprawić trwałość narzędzia i zwiększyć wydajność procesu obróbki skrawaniem [5].

Dużą prędkość podawania cieczy chłodząco-smarującej uzyskuje się przez zwiększenie jej ciśnienia w układzie chłodzącym obrabiarki oraz przez zastosowania specjalistycznych opravek narzędziowych. Stąd proces skrawanie w tych warunkach określa się procesem z chłodzeniem wysokociśnieniowym HPC (*High Pressure Coolant*). Przyjęto, że chłodzenie wysokociśnieniowe występuje dla wartości ciśnienia >5 MPa.

Zastosowania technologii skrawania z chłodzeniem wysokociśnieniowym elementów stosowanych w technice lotniczej ogranicza brak danych dotyczących stanu ich warstwy wierzchniej. Jednocześnie do nowych konstrukcji silników lotniczych wprowadza się intensywnie elementy i podzespoły ze stopów tytanu. Stąd ciągły rozwój technologii obróbki skrawaniem tej grupy materiałów prowadzony przez wielu światowych wytwórców silników lotniczych w tym. P&W, Rolls-Royce i General Electrics.

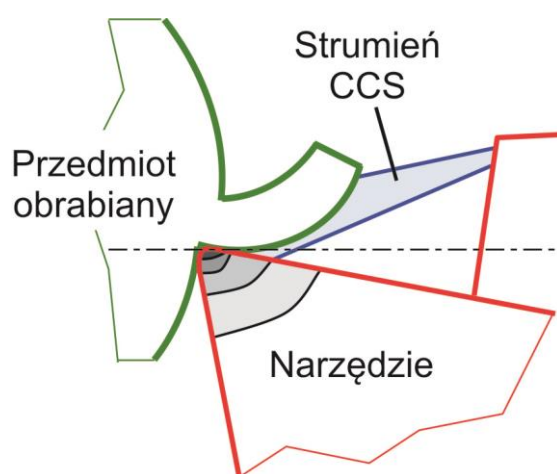
Technologia HPC może być zastosowana na dwa główne sposoby: przez zewnętrzną dyszę lub poprzez wewnętrzne kanały w narzędziu.

Producenci narzędzi skrawających opracowali różne strategie podawania cieczy chłodząco-smarującej pod wysokim ciśnieniem. W tym zakresie można wyróżnić trzy podstawowe rozwiązania konstrukcyjne obejmujące:

- podawanie CCS pod wysokim ciśnieniem wyłącznie na powierzchnię natarcia,
- podawanie CCS pod wysokim ciśnieniem jednocześnie na powierzchnię natarcia i przyłożenia,

- podawanie CCS pod wysokim ciśnieniem do strefy skrawania stycznie do powierzchni natarcia.

Działanie poszczególnych strategii podawania cieczy chłodząco smarującej korzystnie wpływa na proces skrawania jednak trudno jest dokonać jednoznacznego porównania ze względu na ograniczenia w zakresie wymienności wkładek ostrzowych oraz w niektórych przypadkach optymalizacji geometrii wkładki pod kątem danego rozwiązania konstrukcyjnego. W dalszej części artykułu zaprezentowano wyniki badań doświadczalnych z zastosowaniem rozwiązania firmy Seco umożliwiającego podawanie CCS pod wysokim ciśnieniem wyłącznie na powierzchnię natarcia (rys. 1).

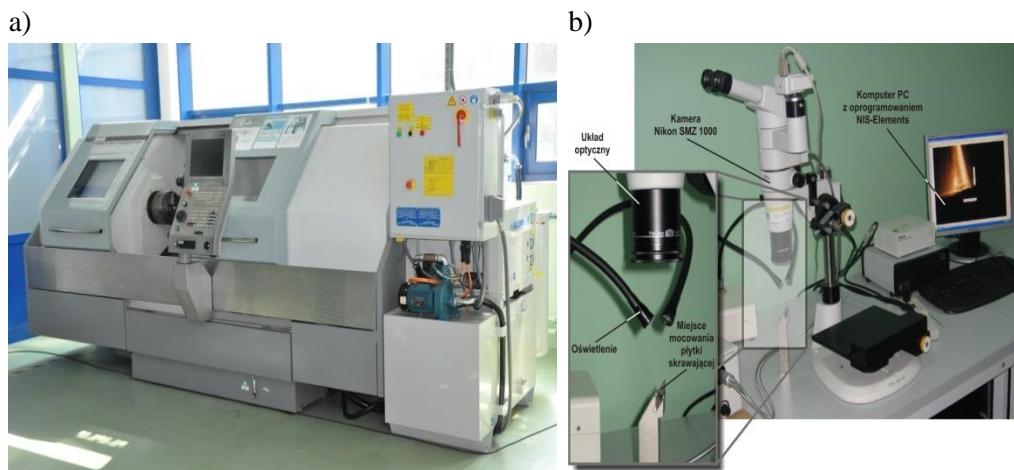


Rys. 1. Strategia podawania cieczy chłodząco smarującej pod dużym ciśnieniem na powierzchnię natarcia

2. BADANIA OBRÓBKI SKRAWANIEM STOPU Ti-6Al-4V Z ZASTOSOWANIEM HPC

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 (rys. 2a).

Pomiar zużycia wkładki ostrzowej wykonano za pomocą mikroskopu stereoskopowego z wyposażeniem do cyfrowej analizy obrazu (kamera Nikon SMZ 1000 i oprogramowanie NIS Elements AR) (rys. 2b). Wartość wskaźnika zużycia VB_{Bmax} określano przy powiększeniu 20x i rozdzielczości 2560x1920.



Rys. 2. Stanowisko badawcze do podawania cieczy chłodząco-smarującej pod dużym ciśnieniem (a), stanowisko do pomiaru zużycia ostrza (b)

Do badań zastosowano stop tytanu Ti-6Al-4V, który jest jednym z powszechnie stosowanych gatunków komercyjnych w przemyśle lotniczym i przemyśle energetycznym. W ostatnich latach stop Ti-6Al-4V znajduje coraz więcej zastosowań w wielu dziedzinach inżynierskich z powodu jego wyjątkowych właściwości w podwyższonych temperaturach. Jednak właściwości te czynią go jednocześnie materiałem trudnoobrabialnym. 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, 9]. Tak wysoka temperatura w połączeniu z większą prędkością skrawania i niedostatecznym chłodzeniem jest często przyczyną samo zapalenia się wiórów.

Ważną rolę w obróbce skrawaniem stopów tytanu spełnia również prawidłowy dobór materiału ostrza i rodzaju powłoki. Powszechnie stosowane są narzędzia skrawające wykonane z węglików spiekanych z nanoszonymi metodą PVD powłokami TiAlN. Powłoka PVD z wprowadzonymi naprężeniami własnymi zwiększa odporność narzędzia na wykruszanie oraz zużycie wskutek powstania wyżłobienia (krater). Wyniki dotychczasowych badań własnych potwierdzają także możliwość zastosowania w obróbce tytanu narzędzi wykonanych z polikrystalicznego diamentu. Są stosowane do obróbki skrawaniem stopów tytanu dla dużej prędkości skrawania mimo reaktywności tytanu z materiałem ostrza narzędzia skrawającego. Narzędzia wykonane z polikrystalicznego diamentu ze względu na dużą twardość i wysoką temperaturę topnienia mogą pracować w warunkach podwyższonej temperatury i ciśnienia podczas obróbki stopów tytanu.

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 wyniki badań wstępnych. Ustalono następujące parametry:

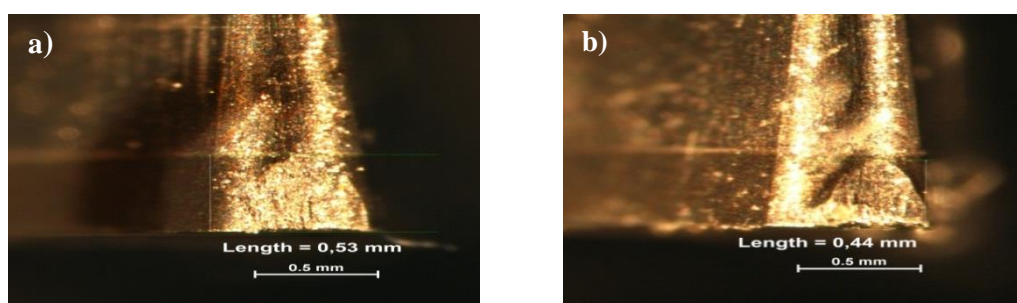
- $a_p=0,25$ mm,
- $v_c=170; 300$ m/min,
- $f=0,1$ mm/obr,
- chłodzenie zalewowe „LP” – ciśnienie około 0,8 MPa
- chłodzenie przez narzędzie „HP” – ciśnienie 8 MPa

Do badań zastosowano narzędzia z wkładką ostrzową o geometrii V wykonane z submikronowych węglików spiekanych, z powłoką osadzaną metodą PVD oraz z polikrystalicznego diamentu.

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.

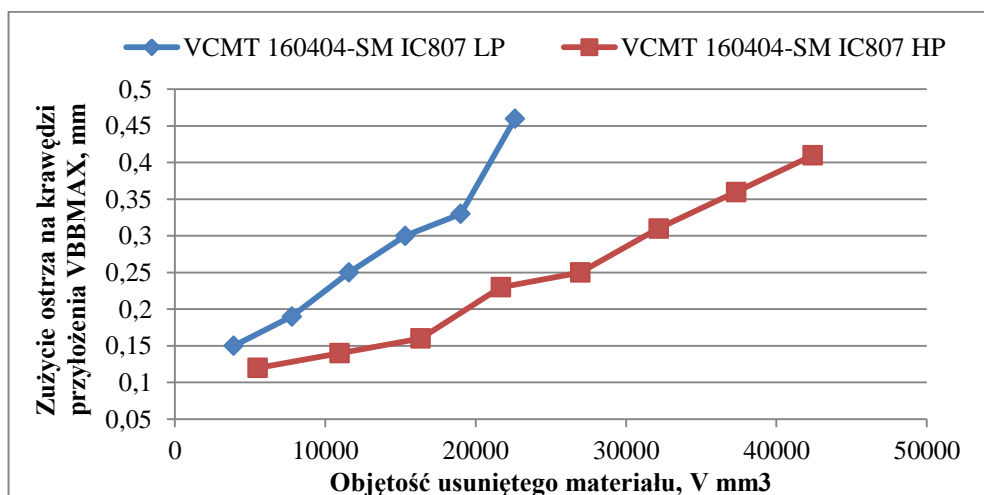
Toczenie narzędziami, dla których został przekroczony dopuszczalny wskaźnik zużycia wiąże się z ograniczeniem możliwości uzyskania elementów o wymaganej dokładności kształtowo wymiarowej, pogorszeniem chropowatości oraz zmianą mikrostruktury warstwy wierzchniej włącznie z możliwością powstania „białej warstwy”, wpływającej na drastyczne obniżenie wytrzymałości zmęczeniowej wytwarzanych elementów.

Dla przyjętych parametrów skrawania, materiałów ostrza oraz strategii chłodzenia zużycie miało charakter typowo ścierny na powierzchni przyłożenia. 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. 3b).

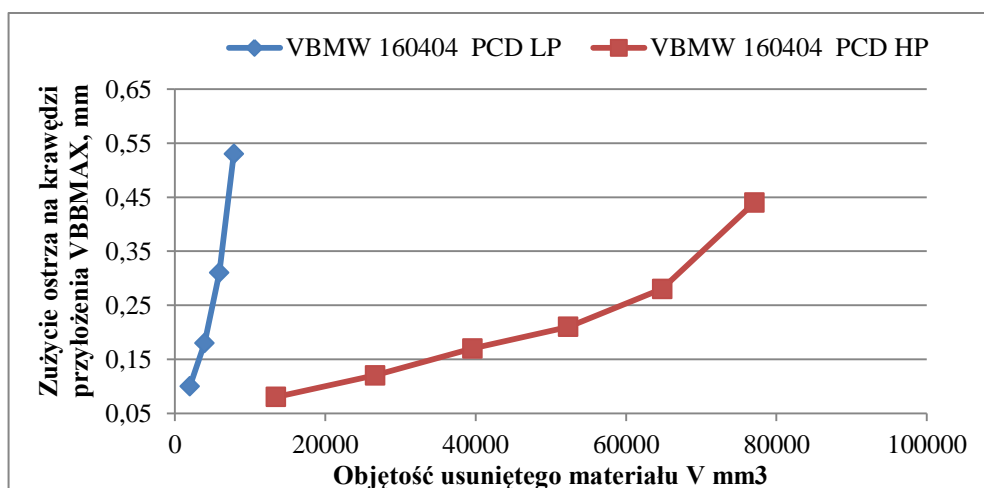


Rys. 3. Zużycie wkładki ostrzowej z polikrystalicznego diamentu na powierzchni przyłożenia po procesie toczenia stopu Ti-6Al-4V z zastosowaniem: a) chłodzenia zalewowego 0,8 MPa – objętość usuniętego materiału 7800 mm³ b) wysokiego ciśnienia cieczy chłodząco smarującej 8 MPa objętość usuniętego materiału 77000 mm³

Podczas obróbki narzędziem z ostrzem skrawającym z węgla spiekane przy zastosowaniu wysokiego ciśnienia cieczy chłodząco-smarującej osiągnięto ponad dwukrotny wzrost trwałości ostrza narzędzia skrawającego w porównaniu do obróbki z konwencjonalnym ciśnieniem chłodziwa (rys. 4). Natomiast dla ostrza z polikrystalicznego diamentu wzrost trwałości był ponad dziesięciokrotny (rys. 5).



Rys. 4. Zależność zużycie ostrza na powierzchni przyłożenia VB_{Bmax} od objętości usuniętego materiału oraz sposobu podawania cieczy chłodząco-smarującej dla ostrza z węgla spiekane



Rys. 5. Zależność zużycie ostrza na powierzchni przyłożenia VB_{Bmax} od objętości usuniętego materiału oraz sposobu podawania cieczy chłodząco-smarującej dla ostrza z polikrystalicznego diamentu

Zarówno dla narzędzi z węgla spiekanego jak i polikrystalicznego diamentu zastosowanie wysokiego ciśnienia cieczy chłodząco smarującej poprawiło znacząco łamanie wióra. Geometria narzędzi skrawających z polikrystalicznego diamentu przy standardowym chłodzeniu zalewowym sprawia, że wiór nie jest zwijany ani łamany. Brak efektu łamania wióra, już w krótkich interwałach czasowych prowadził do ograniczonych warunków chłodzenia strefy skrawania (rys. 6). Z drugiej strony wióry uzyskane w trakcie procesu z zastosowaniem chłodzenia wysokociśnieniowego nie kłębiły się 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. Poprawny proces łamania wióra i ewakuacji ze strefy skrawania jest niezwykle ważny ze względu na powszechną automatyzację systemów obróbkowych. Już niewielka ilość wiórów nagromadzonych w obszarze narzędzia skrawającego oraz ograniczone warunki chłodzenia w przypadku obróbki stopów tytanu mogą doprowadzić do zapłonu.



Rys. 6. Nagromadzone wióry w trakcie toczenia stopu Ti-6Al-4V z zastosowaniem chłodzenia zalewowego 0,8 MPa

3. PODSUMOWANIE

Uzyskane wyniki pokazują przykład zwiększenia efektywności wytwarzania przy toczeniu wykończeniowym stopu Ti-6Al-4V przez zastosowania wysokiego ciśnienia cieczy chłodząco-smarującej. Wzrost dziesięciokrotny trwałości ostrza z polikrystalicznego diamentu stanowi wymierną korzyść w postaci obniżenia kosztów narzędziowych lub zwiększenia wydajności obróbki. Dzięki tak dużemu wzrostowi trwałości, zastosowanie narzędzi diamentowych w obróbce skrawaniem stopów tytanu staje się niezwykle konkurencyjne w porównaniu do obróbki z zastosowaniem klasycznych narzędzi węglkowych. Również uzyskanie efektu łamania wióra pozwala na automatyzację obróbki skrawaniem stopów tytanu i minimalizację nadzoru procesu przez operatora.

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] BYLICA A., SIENIAWSKI J., *Tytan i jego stopy*, PWN, Warszawa 1985.
- [2] EZUGWU E. O., WANG Z. M., *Titanium alloys and their machinability review*, Journal of Material Processing Technology 68 (1997) 262–274.
- [3] KAMINSKI J., ALVELID B., *Temperature reduction in the cutting zone in water-jet assisted turning*, Journal of Materials Processing Technology 106 (2000) 68–73.
- [4] KUBIAK K., *Technologiczna plastyczność dwufazowych stopów tytanu odkształczanych na gorąco*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2004.
- [5] NAGPAL B. K., SHARMA C. S., *Cutting fluids performance, Part-I optimisation of pressure for hi-jet metod of cutting fluid application*, Journal of Engineering for Industry, Transactions of ASME (1973) 881–889.
- [6] OCZOŚ K. E., *Kształtowanie ubytkowe tytanu i jego stopów w przemyśle lotniczym i technice medycznej. Mechanik*, 8-9 (2008), 639-656.
- [7] SHARMA C. S., RICE W. B., SALMON R., *Some effects of injecting cutting fluids directly in to the chip-tool interface*, Journal of Engineering for Industry, Transactions of ASME (1971) 441–444.
- [8] SIENIAWSKI J., *Kryteria i sposoby oceny materiałów na element lotniczych silników turbinowych*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 1995.
- [9] VENUGOPAL K. A., PAUL S., CHATTOPADHYAY A. B., *Growth of toolwear in turning of Ti-6Al-4V alloy under cryogenic cooling*, Wear 262 (2007) 1071–1078.

MODELOWANIE ZMIAN DYNAMICZNYCH SIŁ SKRAWANIA PRZY PRZECINANIU DREWNA PIŁAMI TARCZOWYMI

Kazimierz A. ORŁOWSKI¹, Tomasz OCHRYMIUK²

1. WPROWADZENIE

W swojej pracy poświęconej przeglądowi zagadnień dotyczących przecinania drewna piłami, Naylor i Hackney [15] potwierdzili, że w klasycznym podejściu efekty energetyczne procesu przecinania (moc skrawania i siła skrawania) są nadal głównie obliczane na bazie właściwego powierzchniowego oporu skrawania k_c [16, 19], podobnie jak w przypadku skrawania metali [10]. Podczas ubiegłorocznego 21. International Wood Machining Seminar w Tsukubie (Japonia), metody wyznaczania mocy skrawania, dla jednej z najbardziej popularnych w przemyśle operacji przecinania za pomocą pił tarczowych, były tematem przewodnim szeregu prezentowanych prac. Między innymi, Sitkei [25] porównywał podobieństwa energetyczne procesów przecinania na pilarkach ramowych (trakach), taśmowych i tarczowych. Cristóvão i inni [6] badali pobór mocy pilarek tarczowych wielopiłowych podczas przecinania drewna sosnowego (*Pinus sylvestris* L.) w warunkach przemysłowych, a wyniki doświadczalne dodatkowo porównywali z rezultatami obliczeń mocy skrawania według empirycznego modelu Axelssona [4]. Należy nadmienić, iż wspomniany model został przez Porankiewicza i innych [24] przekształcony w wieloczynnikowe równanie regresji, uwzględniające następujące czynniki: kąt pomiędzy włóknami drewna i prędkością skrawania Φ_{G-vc} (rys. 1), gęstość drewna ρ , wilgotność MC , temperaturę drewna T , promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej ρ_{CE} , kąt natarcia γ_f , prędkość skrawania v_c , oraz grubość warstwy skrawanej h .

¹ Politechnika Gdańska, Wydział Mechaniczny, Katedra Technologii Maszyn i Automatykacji Produkcji, ul. Narutowicza 11/12, 80-233 Gdańsk

² Instytut Maszyn Przepływowych im. Roberta Szwalskiego PAN, Ośrodek Termomechaniki Płynów, Zakład Przepływów Transonicznych i Metod Numerycznych, ul. Fiszerka 14, 80-952 Gdańsk

W modelu sił skrawania dla procesu przecinania drewna na pilarkach tarczowych, przedstawionym w pracach [21, 22], każde ostrze piły będące w kontakcie z dnem rzazu skrawa warstwę o grubości równej wartości średniej grubości warstwy skrawanej (grubość niezeskrawanego wióra \bar{h}), podobnie jak to ma miejsce przy frezowaniu metali [11]. Niemniej jednak, w rzeczywistości chwilowa grubość warstwy skrawanej zmienia się (rys. 1), a ponadto od kąta położenia wektora prędkości skrawania względem włókien drewna Φ_{G-vc} zależą wartości wypadkowe wiązkości i naprężeń tnących w strefie ścinania. W związku z tym, wspomniany model [21, 22] (FM-CM, *Fracture Mechanics – Classical Method*) został zmodyfikowany, co oznacza, że uwzględniano w nim zmienność grubości warstwy skrawanej, wiązkości i naprężeń tnących w strefie ścinania [23]. Nowy model nazwano FM-FDM (*Fracture Mechanics – Full Dynamical Model*) W niniejszym opracowaniu zostaną przedstawione podstawy tworzenia modelu FM-FDM, wywodzącego się ze współczesnej mechaniki pęknięcia, który ujmuje pracę rozdzielania materiału, tarcie na powierzchni natarcia, deformacje plastyczne w płaszczyźnie ścinania i zmienność grubości warstwy skrawanej.

2. PODSTAWY TEORETYCZNE

W przypadku przecinania piłami tarczowymi, identycznie jak w modelach analitycznych procesu frezowania [2, 7], chwilowa wartość grubości warstwy skrawanej dla analizowanego położenia krawędzi skrawającej może być określana z zależności:

$$h_j(\varphi) = f_z \sin \varphi_j \quad (1)$$

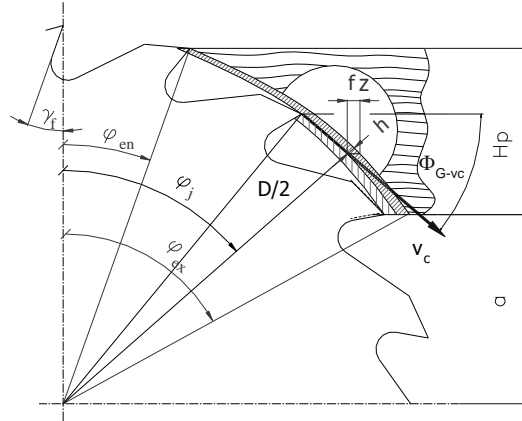
gdzie: f_z jest posuwem na ostrze, φ_j jest kątem położenia ostrza j , którego wartość zmienia się następująco:

$$\varphi_j = \varphi + (j-1)\varphi_p \quad j = 1, \dots, z \quad (2)$$

gdzie: φ_p jest podziałką międzyzębną definiowaną jako $\varphi_p = \frac{2\pi}{z}$, zaś z jest liczbą zębów piły.

Jeśli $\varphi_{en} \leq \varphi_j \leq \varphi_{ex}$, wówczas obliczana moc skrawania posiada wartość, a dla innych przypadków jest to wartość zerowa. Kąt φ_{en} jest kątem wejścia ostrza w materiał, który jest definiowany jako $\varphi_{en} = \arccos \frac{2(H_p + a)}{D}$. Z kolei φ_{ex} jest

kątem wyjścia z przedmiotu obrabianego, który jest wyznaczany jako

$$\varphi_{ex} = \arccos \frac{2a}{D}$$


Rys. 1. Kinematyka przecinania na pilarce tarczowej, gdzie: H_p wysokość przedmiotu, a położenie przedmiotu względem osi piły tarczowej, φ_j kątowe położenie ostrza (zęba piły) [23]

W nowym opracowanym makro-mechanicznym modelu mocy skrawania zakłada się, że ostrza piły są ostre, co oznacza, że promień zaokrąglenia krawędzi skrawającej $\rho_{CE}=0$ mm. Orlicz [19] podaje, iż ostre ostrze może posiadać promień $\rho_{CE}=2-10 \mu\text{m}$. Nieostrość krawędzi skrawającej można by uwzględnić w proponowanym modelu poprzez uwzględnienie tzw. siły orzącej, będącej między innymi funkcją ρ_{CE} . [26, 27]. Ponadto, przyjęto, że kąt przystawienia głównej krawędzi skrawającej $\kappa_r=90^\circ$, a kąt jej pochylenia $\lambda_s=0^\circ$. Wspomniany model bazuje na zależności zaproponowanej pierwotnie w pracach [21, 22] i jest wyrażony zależnością:

$$P_{c_j}(\varphi) = v_c S_t \left[\frac{\tau_{\gamma_{\parallel\perp-j}}(\varphi) \cdot \gamma_j(\varphi)}{Q_{shear-j}(\varphi)} h_j(\varphi) + \frac{R_{\parallel\perp-j}(\varphi)}{Q_{shear-j}(\varphi)} \right] \quad (3)$$

gdzie: v_c jest prędkością skrawania, S_t jest rozwarciem całkowitym ostrza piły (rzaz teoretyczny), $\tau_{\gamma_{\parallel\perp-j}}(\varphi)$ - naprężenia graniczne materiału obrabianego podczas ścinania, $\gamma_j(\varphi)$ odkształcenie postaciowe przy ścinaniu wzdłuż płaszczyzny ścinania, opisane równaniem:

$$\gamma_j(\varphi) = \frac{\cos \gamma_f}{\cos(\Phi_c(\varphi_j) - \gamma_f) \sin \Phi_c(\varphi_j)} \quad (4)$$

γ_f jest kątem natarcia, z kolei $Q_{shear_j}(\varphi)$ korekcją tarcia [3, 22] opisaną przez:

$$Q_{shear_j}(\varphi) = [1 - (\sin \beta_\mu \sin \Phi_c(\varphi_j) / \cos(\beta_\mu - \gamma_f) \cos(\Phi_c(\varphi_j) - \gamma_f))] \quad (5)$$

$R_{\parallel_j}(\varphi)$ jest energią właściwą niezbędną do wytworzenia pęknięcia o powierzchni jednostkowej w trakcie skrawania (wiązkowość, ang. *fracture toughness*) [3, 22, 27], β_μ – kąt tarcia definiowany jako $\arctan \mu = \beta_\mu$, gdzie μ jest współczynnikiem tarcia, zaś $\Phi_c(\varphi_j)$ jest kątem ścinania definiującym położenie płaszczyzny ścinania, który zależy od własności materiału obrabianego [3, 23], w odróżnieniu od klasycznej zależności Ernst'a – Merchant'a [1, 3, 17, 18].

Biorąc pod uwagę położenie ostrza skrawającego względem włókien drewna, dla pośrednich położań ostrzy wiązkowość $R_{\parallel_j}(\varphi)$ oraz naprężenia tnące w strefie ścinania $\tau_{\gamma\parallel_j}(\varphi)$ można policzyć z następujących zależności:

$$R_{\parallel_j}(\varphi) = R_{\parallel} \cos^2 \varphi_j + R_{\perp} \sin^2 \varphi_j \quad (6)$$

$$\tau_{\gamma\parallel_j}(\varphi) = \tau_{\gamma\parallel} \cos^2 \varphi_j + \tau_{\gamma\perp} \sin^2 \varphi_j \quad (7)$$

Wartości minimalne, maksymalne, średnie lub skuteczne wyznaczonej mocy skrawania mogą być wyznaczone po wykonaniu przez piłę tarczową jednego obrotu, tj. po przeprowadzeniu symulacji w przedziale zmian kąta φ : 0–360° [7]. Tak więc, całkowita moc skrawania może być obliczana jako:

$$P_c(\varphi) = \sum_{j=1}^{j=z} P_{cj}(\varphi) \quad (8)$$

Otrzymane wartości mocy z równania (8) można dodatkowo powiększyć o wartość mocy niezbędnej do przyspieszenia wiórów [8, 21, 22].

3. METODYKA BADAŃ

Prognozowanie wartości mocy skrawania z wykorzystaniem modelu FM-FDM podczas przecinania drewna sosnowego piłami tarczowymi przeprowadzono dla wielopiłowej dwuwrzecionowej pilarki HVS R200 (f. HewSaw), z dwoma niezależnie napędzanymi pionowymi wrzecionami, spotykanej w polskich tartakach. Obliczenia wykonano dla typowych pił tarczowych typu Multix z ostrzami stelitowanymi dla prędkości posuwu $v_f = 70 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$. Wybrane dane techniczne pilarki oraz stosowanych pił pokazano w tab. 1.

Obliczenia numeryczne przeprowadzono dla polskiego drewna sosnowego (*Pinus sylvestris* L.) pochodzącego z Bałtyckiej Krainy Przyrodniczo-Leśnej, o własnościach jak w tab. 2, o wysokości cięcia równej H_p i wilgotności 8,5–12%. Przyjęto za pracami [6, 9] wartość współczynnika tarcia $\mu=0,6$ dla suchego drewna sosnowego. Dla pośrednich położań ostrzy wartości zastępcze $R_{\parallel\perp_j}(\varphi)$ i $\tau_{\gamma\parallel\perp_j}(\varphi)$ określano z zależności (6) i (7). Za pracą [5] założono, iż wiązkość dla drewna sosnowego w kierunku wzdłużnym równa się $R_{\parallel}=0,05R_{\perp}$, zaś naprężenia tnące $\tau_{\gamma\parallel}$ wynoszą 0,125·MOR (umowna wytrzymałość na zginanie *modulus of rupture in bending*, [12, 14]). Wartości MOR podane w tabl. 2 z Bałtyckiej Krainy Przyrodniczo-Leśnej zaczerpnięto z pracy Krzoska [13], gdyż te same próbki były użyte w badaniach skrawalnościowych podczas wyznaczania R_{\perp} i $\tau_{\gamma\perp}$ [20].

Tabela 1. Dane techniczne pilarki HVS R200 i narzędzia [23]

H_p [mm]	n_{sb} [mm]	S_i [mm]	v_c [ms ⁻¹]
80	6	3,6	63,95
γ_f [°]	z [-]	v_f [m·min ⁻¹] ([ms ⁻¹])	f_z [mm]
25	30	60–200 (1–3,33)	0,57–1,91
h [mm]	v_f [m·min ⁻¹] ([ms ⁻¹]) stosowana	f_z [mm] stosowany	h [mm] stosowana
0,273–0,913	70 (1,17)	0,67	0,32
P_{EM} [kW]	P_i [kW]	P_{cA} (P_{cA}^1) [kW]	φ_P [°]
90	14	64,6 (10,77)	12
Legenda: P_{EM} – moc zainstalowanego silnika, P_i – moc jałowa, P_{cA} , (P_{cA}^1) – dysponowana moc skrawania w strefie skrawania (dysponowana moc na jedną piłę), n_{sb} – liczba pił tarczowych			

Tabela 2. Wybrane dane materiałowe drewna sosnowego z Bałtyckiej Krainy Przyrodniczo-Leśnej [21]

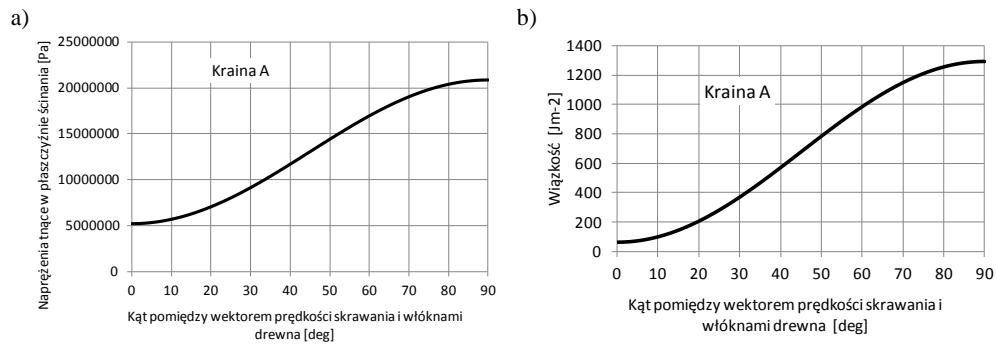
Kraina	ρ	R_{\perp}	$\tau_{\gamma\perp}$	MOR [13]
	kgm ⁻³	Jm ⁻²	kPa	MPa
A	520	1295,33	20861	41,6
ρ – gęstość, MOR – umowna wytrzymałość na zginanie (<i>modulus of rupture in bending</i>)				

4. ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ

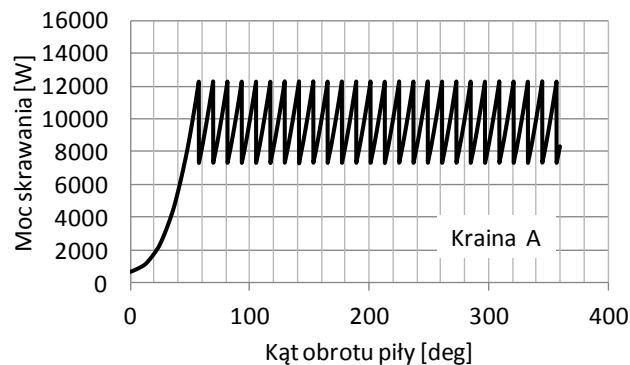
Wyznaczone dla pośrednich położań ostrzy wartości zastępcze wiązkości $R_{\parallel\perp_j}(\varphi)$ i naprężeń tnących w płaszczyźnie ścinania $\tau_{\gamma\parallel\perp_j}(\varphi)$ przedstawiono na rys. 2.

Wyniki prognozowania mocy skrawania uzyskane za pomocą nowo opracowanego makro-mechanicznego modelu, który ujmuje pracę rozdzielania materiału wraz z tarciem na powierzchni natarcia, deformacje plastyczne w płaszczyźnie ścinania dla przypadku przecinania jedną piłą tarczową suchego polskiego drewna sosnowego

z Bałtyckiej Krainy Przyrodniczo-Leśnej z prędkością posuwu $v_f=70 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ (zwykle stosowana dla tego profilu przetarcia) pokazano na rys. 3.



Rys. 2. Wpływ kąta położenia wektora prędkości skrawania względem włókien drewna sosnowego z Bałtyckiej Krainy Przyrodniczo-Leśnej na wartości zastępcze naprężeń tnących w płaszczyźnie ścinania (a) i wiązkości (b)



Rys. 3. Moc skrawania uzyskana z modelu FM-FDM zawierającego pracę rozdzielania materiału, pracę tarcia na powierzchni natarcia i deformacje plastyczne w płaszczyźnie ścinania dla przypadku przecinania jedną piłą tarczową suchego drewna sosnowego z Bałtyckiej Krainy Przyrodniczo-Leśnej

Wartość skuteczna zmian mocy skrawania wynosi $P_c (RMS)=9938 \text{ W}$, dla kąta obrotu piły z zakresu $60^\circ-360^\circ$. Dla porównania, wartość mocy skrawania z modelu, w którym każde ostrze piły będące w kontakcie z dnem rzazu skrawa warstwę o grubości równej wartości średniej grubości warstwy skrawanej była niższa i wynosiła $P_c=8192 \text{ W}$ [21].

5. PODSUMOWANIE

Otrzymane wyniki prognozowania wartości mocy skrawania dla nowego modelu, wywodzącego się ze współczesnej mechaniki pękania, który ujmuje pracę rozdzielania materiału, tarcie na powierzchni natarcia, deformacje plastyczne w płaszczyźnie ścinania oraz zmienność wiązkości materiału skrawanego i naprężeń ścinających w płaszczyźnie ścinania, poszerzają możliwości modelowania efektów energetycznych procesu przecinania na pilarkach tarczowych. Ponadto, model ten daje szerokie możliwości do prowadzenia analiz i ilościowej oceny wpływu poszczególnych czynników na efekty energetyczne przecinania. Co więcej, takie podejście nie wymaga znajomości właściwych powierzchniowych oporów skrawania. Stwierdzono również, iż wartość mocy skrawania z modelu, w którym każde ostrze piły będące w kontakcie z dnem rzazu skrawa warstwę o grubości równej wartości średniej grubości warstwy skrawanej jest niższa, od wartości skutecznej mocy skrawania otrzymanych podczas symulacji komputerowych z zastosowaniem nowego modelu.

Podziękowania:

Autorzy składają podziękowanie firmie PPH GASSTECH Sp. z o.o. z Suwałk za dane techniczne pił tarczowych, a Tartakowi „Olczyk” ze Świdna za udostępnienie informacji o operacji przetarcia drewna.

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] AMMAR A.A., BOUAZIZ Z., AGHAL A., *Modelling and simulation of the cutting forces for 2.5D pockets machining*. Advances in Production Engineering & Management, 4(2009)4, 163–176.
- [3] 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.
- [4] AXELSSON B., LUNDBERG Å., AND GRÖNLUND J., *Studies of the main force at and near cutting edge*. Holz als Roh-und Werkstoff, 51(1993)2, 43-48.
- [5] AYDIN S., YARDIMCI M.Y., RAMYAR K., *Mechanical properties of four timber species commonly used in Turkey*. Turkish J. Eng. Env. Sci., 31(2007)1, 19–27.
- [6] BEER P., *Obróbka skrawaniem obwodowym drewna nowo opracowanymi narzędziami*. Roczniki Akademii Rolniczej w Poznaniu, Rozprawy Naukowe, Zeszyt 330. Wydawnictwo Akademii Rolniczej im. Augusta Cieszkowskiego w Poznaniu, Poznań, 2002.
- [7] BUDAK E., *Analytical models for high performance milling. Part I: Cutting forces, structural deformations and tolerance integrity*. Int. J. Mach. Tools & Manuf., 46(2006)12–13, 1478–1488.
- [8] CRISTÓVÃO L., EKEVAD M., GRÖNLUND A., *Industrial sawing of Pinus sylvestris L.: Power Consumption*. Proc. of 21st Inter. Wood Mach. Seminar, August 4–7, 2013, Tsukuba, Japan. Eds. IWMS-21 Organizing Committee. The Japan Wood Research Society, 2013, 189–198.
- [9] GLASS S.V., ZELINKA S.L., *Moisture relations and physical properties of wood*. W: Wood Handbook – Wood as an Engineering Material (Centennial Edition). General Technical Report

- FPL-GTR-190. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, 2010, Chapter 4, 1–19. http://www.fpl.fs.fed.us/documnts/fplgtr/fpl_gtr190.pdf
- [10] GRZESIK W., *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych*, WNT, Warszawa, 2010.
- [11] KIM H.S., EHMANN K.F., *Cutting force model for face milling operations*. Int. J. Mach. Tools & Manuf., 33(1993)5, 651–673.
- [12] KRETSCHMANN D.E., *Mechanical Properties of Wood*. W: Wood Handbook – Wood as an Engineering Material (Centennial Edition). General Technical Report FPL-GTR-190. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. 2010, Chapter 5, 1–46. http://www.fpl.fs.fed.us/documnts/fplgtr/fpl_gtr190.pdf
- [13] KRZOSEK S., *Wytrzymałościowe sortowanie polskiej sosnowej tarcicy konstrukcyjnej różnymi metodami*. Wydawnictwo SGGW, Warszawa, 2009.
- [14] KRZYSIK F., *Nauka o drewnie*. PWN, Warszawa, 1974.
- [15] NAYLOR A., HACKNEY P., *A review of wood machining literature with a special focus on sawing*. BioRes. 8(2013)2, 3122–3135.
- [16] MANŽOS F.M., *Derevorežušie Stanki*. Izdatel'stvo "Lesnaâ promyšlennost'", Moskva, 1974.
- [17] MARKOPOULOS A.P., *Cutting mechanics and analytical modeling* (Chapter 2). W: Finite Element Method in Machining Processes. SpringerBriefs in Manufacturing and Surface Engineering. 2013. pp. 11–27. ISBN: 978-1-4471-4329-1.
- [18] OLSZAK W., *Obróbka skrawaniem*. WNT, Warszawa, 2008.
- [19] ORLICZ T., *Obróbka drewna narzędziami tnącymi*. Skrypty SGGW-AR w Warszawie, Wydawnictwo SGGW-AR, Warszawa, 1988.
- [20] ORŁOWSKI K.A., OCHRYMIUK T., *Prognozowanie mocy skrawania przy przecinaniu drewna na pilarkach o prostoliniowej trajektorii ruchu pil.* W: Obróbka skrawaniem: nauka a przemysł. (pod red. W. Grzesika). Opole, Politechnika Opolska, Wydział Mechaniczny, 2011. (Szkoła Obróbki Skrawaniem, nr 5), 517–525.
- [21] ORŁOWSKI K.A., OCHRYMIUK T., CHUCHAŁA D., *Prognozowanie mocy skrawania przy przecinaniu polskiego drewna sosnowego na pilarkach tarczowych*. Mechanik, 2012, nr 8–9, 661–663 (Artykuł na płycie CD dołączonej do czasopisma).
- [22] ORŁOWSKI K.A., OCHRYMIUK T., ATKINS A., CHUCHAŁA D., *Application of fracture mechanics for energetic effects predictions while wood sawing*. Wood Sci Technol, 47(2013)5, 949–963 (Open access).
- [23] ORŁOWSKI K.A., OCHRYMIUK T., *Revisiting the determination of cutting power while sawing of wood with circular saw blades by means of fracture mechanics*. Proc. of 21st Inter. Wood Mach. Seminar, August 4–7, 2013, Tsukuba, Japan. Eds. IWMS-21 Organizing Committee. The Japan Wood Research Society, 2013, 46–55.
- [24] PORANKIEWICZ B., AXELSSON B., GRÖNLUND A., MARKLUND B., *Main and normal cutting forces by machining wood of Pinus sylvestris*. BioRes. 6(2011)4, 3687–3713.
- [25] SITKEI G., *Similarity study of the energy requirement of saws*. Proc. of 21st Inter. Wood Mach. Seminar, August 4–7, 2011, Tsukuba, Japan. Eds. IWMS-21 Organizing Committee. The Japan Wood Research Society, 2013, 199–205.
- [26] STORCH B., ZAWADA-TOMKIEWICZ A., *Distribution of unit forces on the tool edge rounding in the case of finishing turning*. Int J Adv Manuf Technol 60(2012), 453-461.
- [27] WANG H., CHANG L., YE L., WILLIAMS G.J., *Micro-cutting tests: a new way to measure the fracture toughness and yield stress of polymeric nanocomposites*. 13th International Conference on Fracture, June 16–21, 2013, Beijing, China, 6 s. <http://www.icfweb.org/icf13-china-2013>

ZASTOSOWANIE NAGZREWANIA LASEROWEGO DO OBRÓBKI UBYTKOWEJ MATERIAŁÓW TRUDNO OBRABIALNYCH

Damian PRZESTACKI¹, Tadeusz CHWALCZUK¹,
Piotr SIWAK¹, Piotr LASKOWSKI²

1. WPROWADZENIE

Korzystne właściwości eksploatacyjne (użytkowe) nowoczesnych materiałów konstrukcyjnych, takich jak: ceramika techniczna, kompozyty metalowo-ceramiczne (MMC) czy Inconeli sprzyjają coraz szerszemu ich stosowaniu na różne elementy konstrukcyjne maszyn i urządzeń. Zła skrawalność tych materiałów w stanie twardym w procesie toczenia i frezowania powoduje, że zaliczane są one do grupy tzw. materiałów trudno obrabialnych. Złożony proces dekohezji kruchej warstwy skrawanej ceramiki Si_3N_4 i powstawanie defektów powierzchniowych w warstwie wierzchniej uzasadnia coraz szerzej podejmowane prace z zakresu mikronierówności powierzchni obrobionej kształtowanej ostrzami z materiałów supertwardych. Najtwardsze ze znanych dotychczas ostrza skrawające z polikrystalicznego diamentu i azotku boru ulegają intensywnemu zużyciu w procesie skrawania ceramiki technicznej i MMC, co zwiększa koszty obróbki. Dlatego w wielu ośrodkach przemysłowych i badawczych podejmuje się próby zastosowania nowych technologii obróbki, w celu poprawienia skrawalności i obniżenia kosztów wyrobów finalnych z materiałów trudno skrawalnych [[1]].

Jednym z rozwiązań przynoszących wymierne efekty technologiczne i ekonomiczne jest dostarczenie dodatkowej formy energii za pomocą strumienia plazmy czy wiązki lasera. Spośród wymienionych metod technologie laserowe znalazły najszersze zastosowanie w wielu obszarach nowoczesnej produkcji [[1]].

¹ Politechnika Poznańska, Instytut Technologii Mechanicznej, pl. Marii Skłodowskiej Curie 5,
60-965 Poznań

² Politechnika Rzeszowska, Laboratorium Badań Materiałów dla Przemysłu Lotniczego,

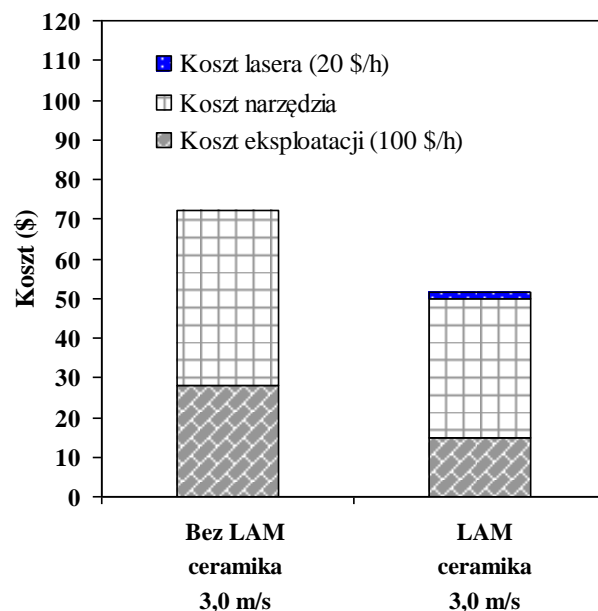
Z powodu dużej gęstości mocy, zdolności sterowania jej wartością i możliwości dokładnego ukierunkowania wiązki, lasery stają się elastycznym narzędziem w wielu obszarach technologii [[12], [17]].

Laserywane wspomaganie obróbki (LAM- Laser Assisted Machining) jest zaawansowaną technologią wspomaganą skrawania materiałów twardych np. ceramikę narzędziową. Skrawany materiał jest miejscowo podgrzewany przez intensywne promieniowanie lasera do momentu zmiękczenia strefy skrawanej dzięki czemu łatwiej poddaje się plastycznemu odkształceniu podczas skrawania za pomocą tradycyjnych narzędzi skrawających [[18], [19]].

2. PORÓWNANIE PROCESU SKRAWANIA TRADYCYJNEGO ORAZ ZE WSPOMAGANIEM LASEROWYM MATERIAŁÓW TRUDNO SKRAWALNYCH

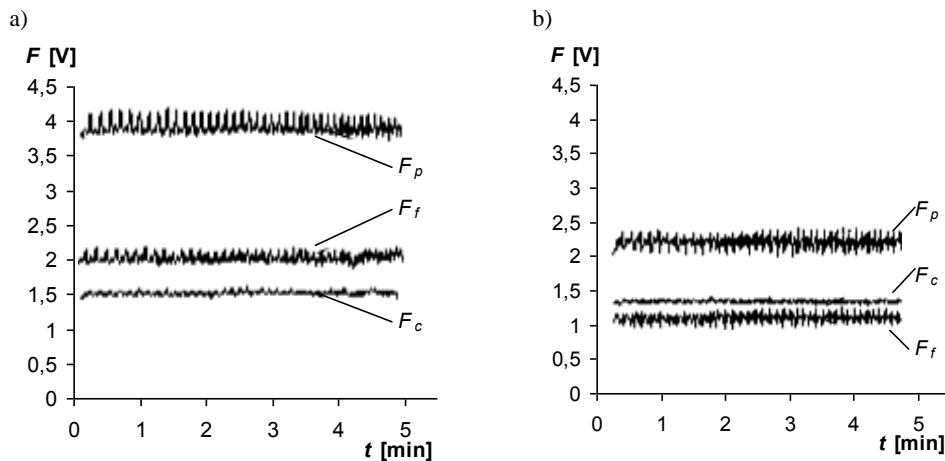
Tradycyjna obróbka części ceramicznych jest bardzo trudna z powodu jej dużej twardości i kruchości [[1], [8]]. Szlifowanie ściernicami diamentowymi lub skrawaniem za pomocą ostrzy diamentowych jest jedyną metodą obróbki ceramiki na skalę przemysłową [[1]]. Jednak z powodu małych nadatków na obróbkę i wysokiego kosztu narzędzi szlifowanie za pomocą ściernic diamentowych stanowi około 75% [wg. [15]] kosztu wyrobu końcowego. Podobne proporcję kosztów przedstawiono w [[4]] twierdząc, że tradycyjne metody obróbki materiałów trudno skrawalnych poprzez szlifowanie czy skrawanie za pomocą ostrzy diamentowych stanowią 60–90% końcowego kosztu wyrobu.

Większą wydajność produkcji przy jednoczesnym zmniejszeniu jej kosztów udało się uzyskać podczas wspomaganie obróbki tradycyjnej dodatkową formą energii takich materiałów jak: żeliwo grafityzowane [[15]] czy Inconel 718 [[2], [9]]. Autor pracy [[15]] udowodnił, że LAM zwiększa trwałość ostrza o 60% i zmniejsza chropowatość przy jednoczesnym zwiększeniu ilości usuwanego materiału. Zastosowanie LAM pozwoliło obniżyć koszty wyrobu końcowego o 20% w porównaniu z tradycyjną obróbką, przy zachowaniu takich samych parametrach skrawania [[15]]. Podobne wnioski dotyczące poprawy jakości powierzchni obrabianej oraz zwiększenia trwałości ostrza przedstawiono w pracy [[2]] dotyczącej wspomaganie laserowego skrawania Inconelu 718. Wykazano, że LAM pozwala zaoszczędzić 50% czasu na zmianę narzędzia i skrócić czas obróbki o 30%. W efekcie końcowym koszt obróbki Inconelu 718 zmniejszył się o 66% [wg. [2]] oraz o 30–50% [wg. [18]] przy użyciu ostrzy z węglików spiekanych i prawie o 35% [wg. [2]] podczas stosowania ceramiki narzędziowej (rys. 1).



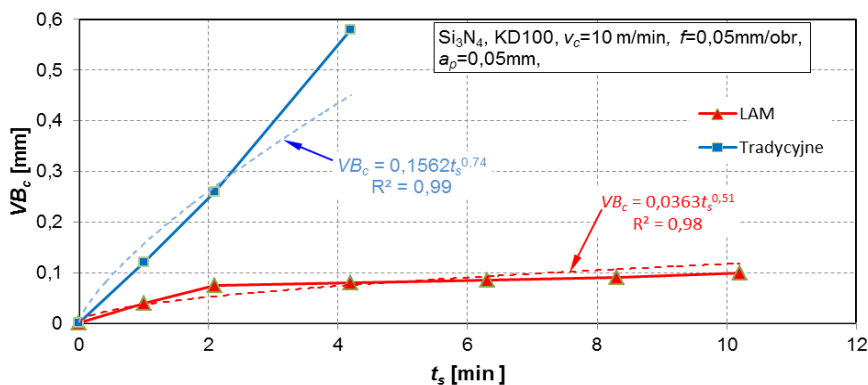
Rys. 1. Całkowity koszt obróbki 1 m (58000 mm³) Inconelu 718 podczas skrawania tradycyjnego oraz w warunkach LAM [opracowano na podstawie [2]]

Badania przeprowadzone w pracach [[3], [17]] wykazały, że wspomaganie obróbki kompozytów aluminiowo-ceramicznych za pomocą lasera diodowego [[3]] oraz Nd:YAG [[17]] poprawia skrawalność tych kompozytów. Jak wynika z rysunku 2 [18] w porównaniu z tradycyjnym skrawaniem wspomaganie laserem pozwala obniżyć wartość siły odporowej F_p oraz siły posuwowej F_f prawie o 50% oraz siłę skrawania F_c niemal o 10%. Autorzy podają wartości sił wyrażone w woltach, ponieważ ich rejestracja wykonana była za pomocą przetwornika piezoelektrycznego, który nie był skalowany. Obniżenie wartości siły skorelowane jest z poprawą skrawalności kompozytu.



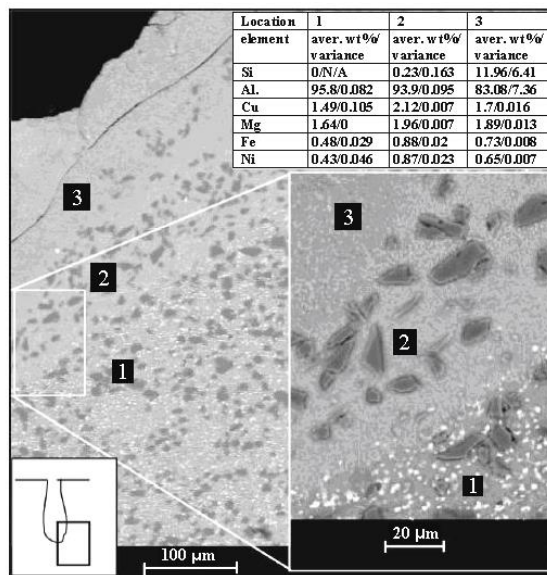
Rys. 2. Porównanie sił działających podczas obróbki tradycyjnej oraz obróbki ze wspomaganieniem laserowym z następującymi parametrami: $v_c=5$ m/min, $f=0,1$ mm/obr, $a_p=0,3$ mm
 a) toczenie tradycyjne, b) toczenie ze wspomaganieniem laserowym [18]

Również badania własne wykazały wymierne efekty stosowania laserowego wspomaganienia skrawania (LAM). W przypadku toczenia twardej ceramiki technicznej Si_3N_4 (>96%) produkcji Norton Dias (Republika czeska) wykonanej w technologii HIPSN, uzyskano bardzo złą skrawalność tego materiału w warunkach toczenia konwencjonalnego ostrzami diamentowymi PKD (rys. 3). Jednakże w procesie toczenia z nagrzewaniem laserowym skrawalność tego trudno obrabialnego materiału uległa znacznej poprawie. Trwałość ostrzy wzrosła w tym przypadku kilkukrotnie (rys. 3).



Rys. 3. Przebiegi zużycia ostrzy z polikrystalicznego diamentu (KD100) w czasie toczenia t_s ze wspomaganieniem laserowym oraz tradycyjnego ceramiki technicznej Si_3N_4 .

Z analizy literatury i badań własnych wynika, że wspomaganie laserowe poprawia skrawalność obrabianych materiałów. Należy jednak wspomnieć, że stosowanie dodatkowej formy energii z postaci wiązki lasera wiąże się z ryzykiem przegrzania materiału skrawanego. W pracy [[13]] dotyczącej cięcia MMC za pomocą wiązki lasera CO₂, zauważono niekorzystne zmiany warstwy wierzchniej z powodu działania wysokiej temperatury. Nadmiar ciepła spowodował wytrącenie się miedzi i cynku na granicy ziarna aluminiowego pogarszając właściwości materiału obrobionego [[13]].

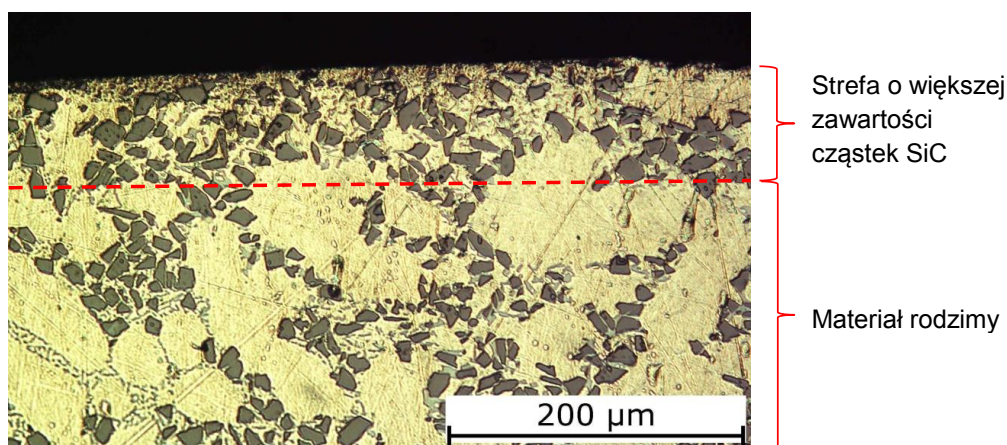


Rys. 4. Mikrostruktura warstwy wierzchniej kompozytu AA2618 z 20% SiC (otwory nieprzelotowe wykonane za pomocą wiązki lasera) [[13]]

Autorzy opracowania [[13]] wyodrębnili 3 strefy oddziaływania promieniowania laserowego na przecinany materiał (rys. 4). W pierwszej strefie najbardziej oddalonej od działania promieniowania laserowego nie zaobserwowano zmian. Natomiast wpływ temperatury na strefę drugą spowodował przemiany fazowe widoczne w postaci braku białych plamek (skaz), które znajdowały się w materiale rodzimym. Z kolei w trzeciej strefie nie stwierdzono obecności twardych cząstek zbrojących [[13]]. Także w pracy [[11]] stwierdzono oddziaływanie wiązki lasera Nd:YAG na kompozyt aluminiowo-ceramiczny z 15% zawartością cząstek SiC. W strefie oddziaływania wiązki lasera zaobserwowano puste przestrzenie w osnowie i oddzielenie cząstek SiC od osnowy. Inicjacja pęknięć w strefie oddziaływania wiązki lasera wynikała z wysokiej temperatury oraz działania naprężeń [[11]].

Rysunek 5 przedstawia fotografię zglądu metalograficznego warstwy wierzchniej

z widocznym obszarem toczenia z nagrzewaniem laserowym. Obszar podzielony został na dwie strefy. Z badań własnych wynika, że w procesie toczenia z nagrzewaniem laserowym stwierdzono zwiększoną zawartość twardych cząstek SiC w warstwie wierzchniej w porównaniu z rdzeniem kompozytu metalowo-ceramicznego (rys. 5), co spowodowało poprawę właściwości tribologicznych kompozytu.



Rys. 5. Przykład mikrostruktury warstwy wierzchniej i rdzenia po toczeniu ze wspomaganie laserowym

Inne wnioski zaprezentował Barnes [[3]] stwierdzając, że wstępne podgrzanie kompozytu za pomocą lasera nie tylko nie wpływa negatywnie na warstwę wierzchnią, ale w niektórych przypadkach poprawia właściwości warstwy wierzchniej. W pracy [[3]] wykazano, że zastosowanie lasera diodowego do wspomaganie skrawania materiału MMC zmniejszyło zużycie ostrza o 50%. Dodatkowo działanie lasera zmniejszyło wielkość ziarna osnowy poprzez rekrytalizację powodując wzrost twardości materiału kompozytowego, a tym samym wzrost wytrzymałości materiału [3].

Autorzy pracy [[1]] sugerują, że w celu uniknięcia zmian w strukturze warstwy wierzchniej po obróbce, należy dobrać parametry obróbki, które pozwolą zmiękczyć powierzchnie skrawanego materiału ułatwiając deformację podczas obróbki, jednocześnie nie powodując przetopu warstwy obrabianej. Przegrzanie czy nawet roztopienie przez wiązkę lasera warstwy usuwanej nie ma większego wpływu na WW po skrawaniu, ponieważ znaczna ilość energii cieplnej usuwana jest wraz z wiórem a mała jej część przedostaje się do materiału obrabianego [1].

3. WNIOSKI

Liczne badania wykazały [4-7, [14], [15], 16-19], że stosowanie LAM do zmiękczenia materiału w trakcie skrawania może w znaczący sposób zwiększyć trwałość ostrzy skrawających jak i zmniejszyć chropowatość powierzchni obrabianej podczas skrawania różnych materiałów. Dzięki wspomaganiu obróbki wiązką lasera, możliwa jest obróbka z większymi prędkościami skrawania, co pozwala na znaczne zwiększenie wydajności, a tym samym zmniejszenie kosztów jednostkowych wykonywanych wyrobów. Dodatkowo stosowanie wspomaganie laserowego, umożliwia obróbkę bez stosowania cieczy obróbkowych co jest ważnym aspektem ekologicznym. Pozwala to uzyskać wymierne efekty ekonomiczne i czasowe związane z wymianą zużytej cieczy obróbkowej.

Zastosowanie obróbki hybrydowej (nagrzewanie laserem CO₂ z równoczesnym skrawaniem) umożliwiło toczenie twardej ceramiki technicznej Si₃N₄ (1809HV) ostrzem z materiału supertwardego.

Niezgodność wniosków dotyczących wpływu wspomaganie skrawania dodatkową formą energii na zmiany właściwości warstwy wierzchniej skrawanego materiału spowodowane są różnymi warunkami przeprowadzonych badań.

LITERATURA

- [1] ANDREWES C. J. E., FENG A. H.-Y., LAU W. M., *Machining of an aluminium/SiC composites using diamond inserts*. Journal of Materials Processing Technology 102 (2000), s.25–29.
- [2] ANDERSON M., PATWA R., SHIN Y. C.: *Laser-assisted machining of Inconel 718 with an economic analysis*. International Journal of Machine Tools and Manufacture 46 (2006), s.1879–1891.
- [3] 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 125 (2003), s.378–384.
- [4] CHRYSSOLOURIS G., ANIFANTIS N., KARAGIANNIS S.: *Laser assisted machining: an overview*. Journal of Manufacturing Science and Engineering 119 (1997), s.766–769.
- [5] DUMITRESCU P., KOSHY P., STENEKES J., ELBESTAWI M. A., *High-power diode laser assisted hard turning of AISI D2 tool steel*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 46, 2006, s. 2009–2016.
- [6] JANKOWIAK M.: *Laser heating of hard technical ceramics surface*. Proceedings of XI international technical science seminar "Interpartner – 2001, High Technologies: Development and Personnel Provision", Khar'kov-NTU „KhPI”-Alushta 2001, Khar'kov-NTU , s. 228–231.
- [7] JANKOWIAK M., *Laserowe wspomaganie toczenia twardej ceramiki Si₃N₄*. Wybrane zagadnienia obróbek skoncentrowaną wiązką energii, Praca zbiorowa pod red. M. Styp-Rekowskiego, BTN Bydgoszcz 2003, s. 184–192.
- [8] KAWALEC M., BARBACKI A., PERTEK-OWSIANNA A., Jankowiak M., Nowak I.: *Zastosowanie lasera technologicznego CO₂ do doskonalenia właściwości warstwy wierzchniej stali oraz wspomaganie toczenia twardej ceramiki konstrukcyjnej*. Archiwum Technologii Maszyn i Automatykacji, Vol. 24, nr 2, 2004, s.139–157

- [9] LESHOCK C. E., KIM J. N., SHIN Y. C.: *Plasma enhanced machining of Inconel 718: modeling of workpiece temperature with plasma heating and experimental results*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol.41 (2001), s. 877–897.
- [10] LI L.: *The advances and characteristics of high-power diode laser materials processing*. Optics and Lasers in Engineering, Vol.34 (2000), s.231–253.
- [11] LONG S. G., ZHOU Y. C.: *Thermal fatigue of particle reinforced metal–matrix composite induced by laser heating and mechanical load*. Composites Science and Technology 65 (2005), s.1391–1400.
- [12] MAJUMDAR J. D., CHANDRA B. R., GALUN R., MORDIKE B. L., MANNA L., *Laser composite surfacing of a magnesium alloy with silicon carbide*, Composites Science and Technology, Vol. 63, 2003, s. 771–778
- [13] MULLER F., MONAGHAN J.: *Non-conventional machining of particle reinforced metal matrix composites*. Journal of Materials Processing Technology, Vol.118, (2001), s.278–285.
- [14] REBRO P. A., SHIN Y. C., INCROPERA F. P., *Laser assisted machining of reaction sintered mullite ceramics*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 124, 2002, s. 875–885.
- [15] SKVARENINA S., SHIN Y. C.: *Laser-assisted machining of compacted graphite iron*. International Journal of Machine Tools and Manufacture 46 (2006), s.7–17.
- [16] SHIN Y. C., LEI S., PFEFFERKORN F. E., REBRO P., ROZZI J. C.: *Laser-assisted machining: its potential and future*. Machining Technology, Vol.11/3/2000, s.1–7
- [17] TSAI C. H., OU C. H., *Machining a smooth surface of ceramic material by laser fracture machining technique*, Journal of Materials Processing Technology, Vol.155-156, 2004, s. 1797–1804.
- [18] WANG Y., YANG L. J., WANG N. J., *An investigation of laser-assisted machining of Al₂O₃ particle reinforced aluminium matrix composite*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 129, 2002, s. 268–272.
- [19] WESTKAMPER E.: *Grinding assisted by Nd:YAG lasers*. Annals of the CIRP Vol.44/1/1995, s.317–320.

6. TECHNOLOGICZNA WARSTWA WIERZCHNIA

WPLYW POSUWU OSIOWEGO FREZA NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI BOCZNEJ ZĘBA PRZY FREZOWANIU DIAGONALNYM

Jan BUREK¹, Jarosław BUK¹, Marcin PŁODZIEN¹, Jacek MISIURA¹

1. WSTĘP

W procesie konwencjonalnego frezowania obwiedniowego koła zębatego frez obwiedniowy pracuje najczęściej środkową częścią. Stąd też zużyciu ulegają ostrza w tej części, natomiast ostrza skrajne nie wykazują zupełnie zużycia [2, 3, 6]. Pomimo tego, frez po osiągnięciu kryterialnej wartości zużycia musi być ostrzony jednakowo na całej swojej długości. Dlatego dąży się do tego aby frez podczas jednego przejścia pracował na całej długości roboczej, co umożliwia tzw. frezowania diagonalne [1, 4, 5].

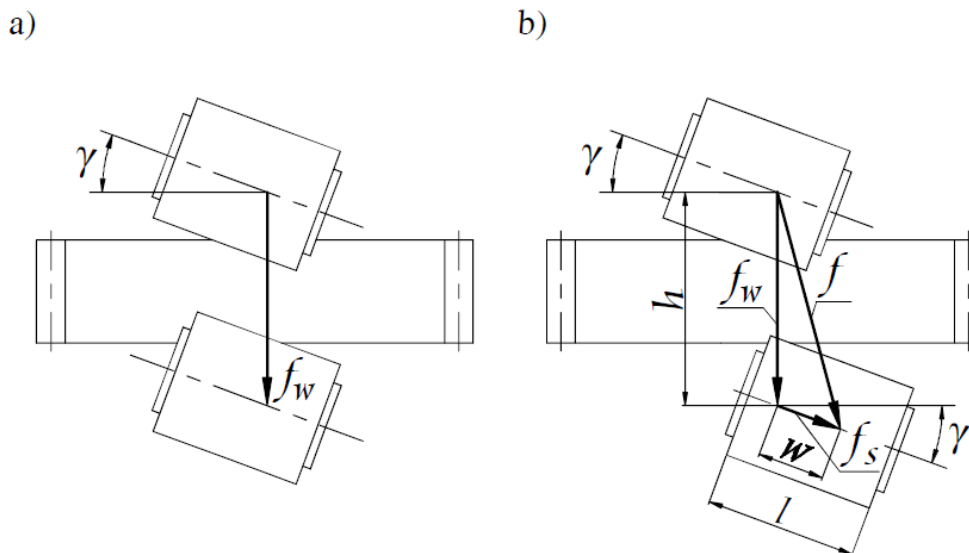
Obecnie praktycznie wszystkie układy kształtowania uniwersalnych frezarek obwiedniowych, są uzupełniane napędem służącym do przesuwu stycznego narzędzia (frezowania diagonalnego). Frezarki obwiedniowe sterowane numerycznie pozwalają na taki dobór wartości posuwu stycznego, aby wykorzystać całą długość roboczą narzędzia w czasie jednego przejścia, a także umożliwiają bardzo łatwą zmianę wartości tego posuwu.

W metodzie diagonalnej narzędzie przemieszcza się posuwem f , który jest złożeniem posuwu w osi przedmiotu obrabianego f_w oraz posuwu wzdłuż osi freza f_s (rys. 1). Podczas frezowania diagonalnego krawędzie skrawające ostrzy narzędzia zmieniają swoje położenia osiowe. W wyniku tego zużycie rozkłada się na większą liczbę ostrzy i w rezultacie następuje równomierniejsze zużycie narzędzia, a przez to wydłużenie okresu trwałości freza.

W praktyce przemysłowej obserwuje się niechęć do stosowania frezowania diagonalnego [2]. Wynika to prawdopodobnie z faktu braku wytycznych

¹ Politechnika Rzeszowska, Katedra Technik Wytwarzania i Automatyzacji, 35-959 Rzeszów,
ul. W. Pola 2

normatywnych do prowadzenia tej obróbki, głównie zaś doboru wartości posuwu stycznego freza.

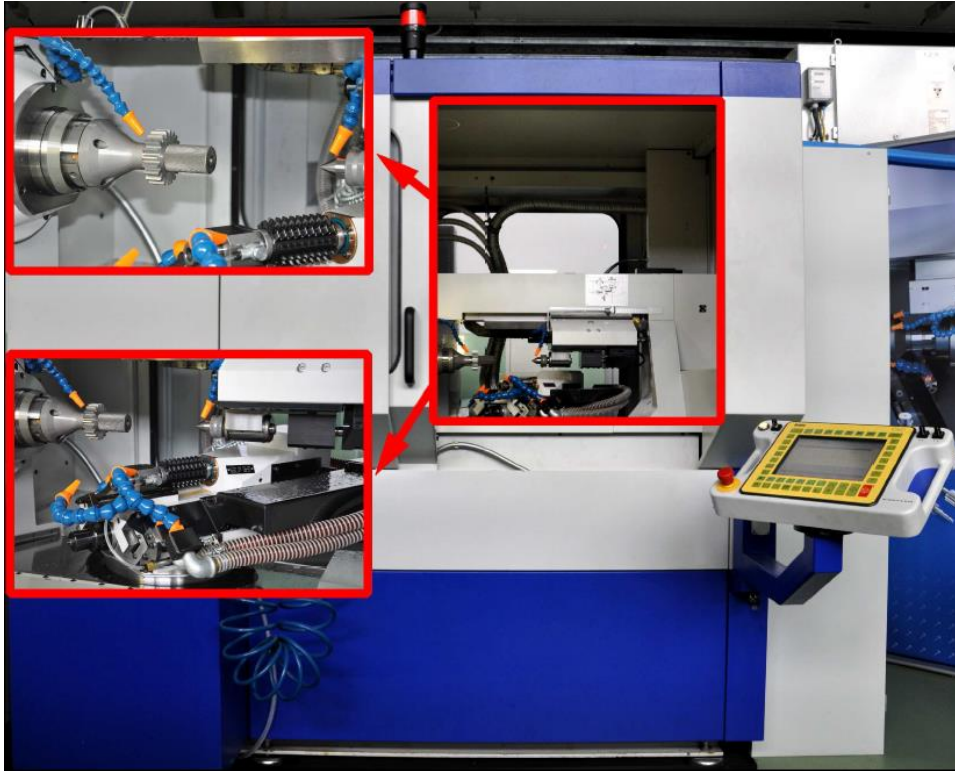


Rys. 1. Frezowanie obwodniowe uzębień walcowych: a) konwencjonalne, b) diagonalne (f_w - posuw wzdłuż osi przedmiotu, f_s - wzdłuż osi freza (styczny), f - posuw diagonalny, h - przesuw freza podczas jednego przejścia, w - przesuw styczny w czasie jednego przejścia, γ - kąt skręcenia osi freza, l - długość robocza freza)

Celem badań przedstawionych w niniejszej pracy było określenie wpływu posuwu stycznego freza na chropowatość powierzchni bocznej zęba. Przedstawiono wyniki pomiaru chropowatości powierzchni bocznej zęba po frezowaniu diagonalnym z trzema różnymi prędkościami posuwu osiowego dla freza ze stali szybko tnącej oraz dla freza z węgla spiekane go. Wyniki porównano z wartościami chropowatości powierzchni bocznych zębów kół wykonanych metodą konwencjonalną.

2. WYKONANIE KÓŁ ZĘBATYCH I POMIARÓW

Koła zębate o zębach prostych wykorzystane w badaniach wykonano na frezarce obwodniowej sterowanej numerycznie Koepfer 200 (rys. 2). Frezarka ta posiada układ sterowania BWO 900, który umożliwia programowanie ręczne obrabiarki. Możliwość ta została użyta w celu utworzenia programów zawierających dodatkowy przesuw styczny, który w złożeniu z posuwem wzdłużnym pozwala na diagonalne przemieszczenie głowicy frezarki.



Rys. 2. Frezarka obwiedniowa CNC Koepfer 200

W przypadku frezarki sterowanej numerycznie posuw styczny freza jest niezależny od posuwu wzdłużnego, co pozwala swobodnie korzystać z całej długości roboczej freza. Aby możliwa była obróbka z przesuwem osiowym, wymagającym dodatkowego ruchu obrotowego przedmiotu obrabianego, należało wyliczyć parametr $P11534$ wg zależności [7]:

$$P11534 = -\frac{360^\circ \cdot \cos \gamma}{\pi \cdot z_k \cdot m} \quad (1)$$

gdzie:

γ – kąt wzniosu linii śrubowej zwoju freza [°],

z_k – liczba zębów,

m – moduł nominalny [mm],

$P11534$ – stała mechanizmu różnicowego łączącego oś przesuwu stycznego freza z osią wrzeciona przedmiotu obrabianego (parametr G-kodu układu sterowania) [°/mm].

Koła zębate o średnicy wierzchołkowej $d_a=66$ mm i szerokości $b=20$ mm wykonano ze stali 42CrMo4 (~240 HB). Do obróbki użyto prawozwojnych frezów firmy Koepfer ze stali szybkoobrotowej PM-HSS oraz węglika spiekanego HM-K, o module $m=3$ mm, liczbie zębatek $z_f=12$ i długości części roboczej $l=85$ mm. Obróbkę przeprowadzono z użyciem cieczy chłodzącej. Wartość posuwu stycznego obliczono z zależności [6]:

$$f_s = f_w \cdot \frac{w}{h} \quad (2)$$

gdzie:

w – długość freza możliwa do wykorzystania w przesuwie osiowym [mm],

h – długość przesuwu wzdłużnego [mm].

Długość w możliwą do wykorzystania w przesuwie osiowym wykorzystano do dobrania trzech wartości posuwu stycznego f_s przy jednakowym posuwie wzdłużnym f_w .

Wartość posuwu diagonalnego otrzymano z wzoru [6]:

$$f = \sqrt{f_w^2 + f_s^2 + 2f_w \cdot f_s \cdot \sin \gamma} \quad (3)$$

gdzie:

γ – kąt wzniosu linii śrubowej zwoju freza [°].

W tab. 1 zestawiono warunki oraz wartości parametrów skrawania, które zastosowano podczas obróbki poszczególnych kół zębatach. Wykonano koła o liczbie zębów $z_k=20$. Dla tej liczby zębów maksymalna wartość przesuwu osiowego wynosi $w=41,14$ mm i wynikający stąd posuw $f_s=0,337$ mm/obr. Dla 2/3 długości w posuw $f_s=0,23$ mm/obr, natomiast dla 1/3 w f_s wynosi 0,124 mm/obr. Koła zębata z podanymi parametrami wykonano frezowaniem współbieżnym z użyciem freza ze stali proszkowej szybkoobrotowej oraz z węglika spiekanego. Oba frezy posiadały powłokę przeciwzużyciową TiAlN. Wykonano także koła o takich samych parametrach metodą konwencjonalną. W celu porównania wartości chropowatości przyjęto jednakową prędkość skrawania dla obu frezów.

Pomiary parametru chropowatości R_a oraz R_z powierzchni bocznych 3 zębów co 6-zęb każdego koła dokonano na profilometrze 3D MarSurf XR 20, wyposażonym w głowicę MFW-250:1. Pomiar wykonywano trzykrotnie na obu powierzchniach bocznych w kierunku prostopadłym do linii zęba. Dodatkowo przedstawiono

mikrogeometrię śladów obróbkowych na obszarze 1 mm² powierzchni bocznych zębów wykonaną na profilometrze 3D Talyscan 150.

Tabela 1. Warunki obróbki kół zębatych (K – metoda konwencjonalna, D – metoda diagonalna)

Symbol koła	Prędkość skrawania v_c [m/min]	Posuw f_w [mm/obr]	Posuw f_s [mm/obr]	Posuw f [mm/obr]	Głębokość skrawania a_p [mm]	Rodzaj frezowania	Frez
K1	130	0,2	---	---	1	współbieżne	PM-HSS
K2	130	0,2	---	---	1	współbieżne	HM-K
D1	130	0,2	0,337	0,402	1	współbieżne	PM-HSS
D2	130	0,2	0,23	0,314	1	współbieżne	PM-HSS
D3	130	0,2	0,124	0,242	1	współbieżne	PM-HSS
D4	130	0,2	0,337	0,402	1	współbieżne	HM-K
D5	130	0,2	0,23	0,314	1	współbieżne	HM-K
D6	130	0,2	0,124	0,242	1	współbieżne	HM-K

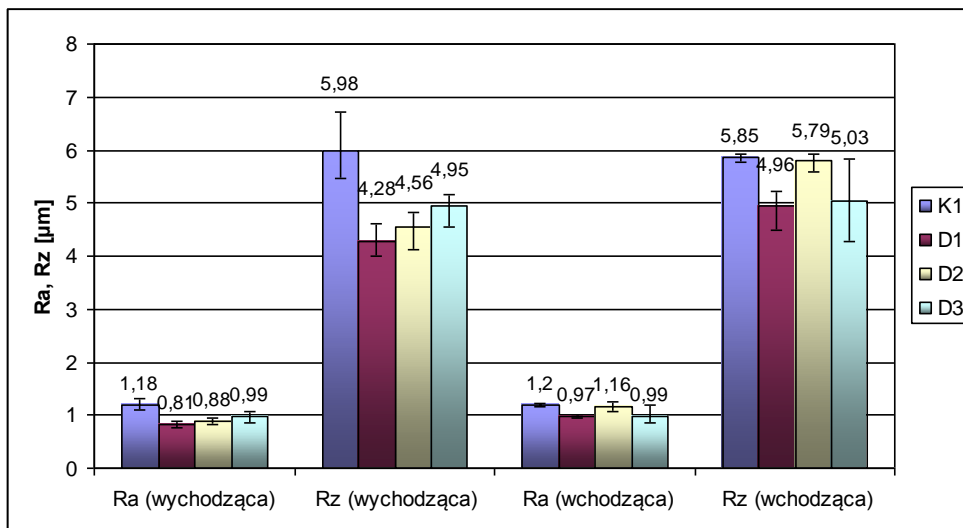
3. WYNIKI BADAŃ

Wartości parametrów chropowatości Ra i Rz powierzchni bocznych zębów kół zębatych wykonanych z użyciem freza ze stali szybko tnącej przedstawiono w tab. 2.

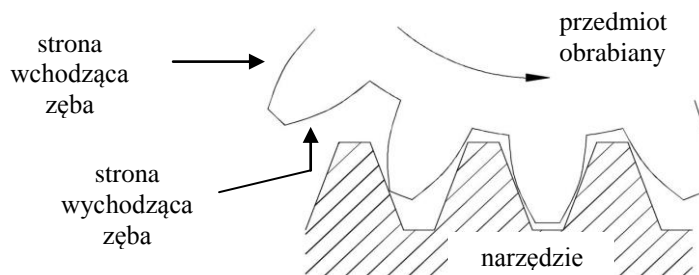
Na rys. 3 przedstawiono porównanie chropowatości powierzchni bocznych zębów kół D1, D2, D3 wykonanych z jednakowym posuwem wzdłużnym f_w przy różnych posuwach stycznych f_s dla freza ze stali szybko tnącej. Strona wychodząca zęba charakteryzuje się znacznie mniejszą chropowatością. Dla tej strony chropowatość wzrastała wraz ze zmniejszającym się posuwem stycznym. Różnice parametru Ra były nieznaczne (0,18 μm). Dla parametru Rz różnica ta była większa i wynosiła 0,67 μm . W przypadku drugiej strony, wchodzącej, najwyższą chropowatość odnotowano dla posuwu stycznego $f_s=0,23$ mm/obr (wartości średniej spośród trzech wykorzystanych w badaniach).

Tabela 2. Chropowatość Ra i Rz powierzchni bocznych zębów kół zębatych wykonanych z użyciem freza ze stali szybko tnącej (K- metoda konwencjonalna, D- metoda diagonalna)

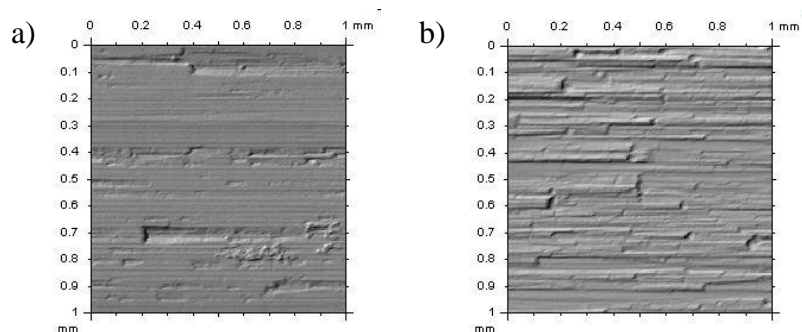
Symbol koła	Strona zęba				Posuw f_w [mm/obr]	Posuw f_s [mm/obr]	Posuw f [mm/obr]	Głębokość skrawania a_p [mm]	Rodzaj frezowania
	Wychodząca		Wchodząca						
	Ra [μm]	Rz [μm]	Ra [μm]	Rz [μm]					
K1	1,18	5,98	1,2	5,85	0,2	---	---	1	współ.
D1	0,81	4,28	0,97	4,96	0,2	0,337	0,402	1	współ.
D2	0,88	4,56	1,16	5,79	0,2	0,23	0,314	1	współ.
D3	0,99	4,95	0,99	5,03	0,2	0,124	0,242	1	współ.



Rys. 3. Porównanie wartości parametrów Ra i Rz dla strony wychodzącej i wchodzącej zęba (frez ze stali szybkoobrotowej)



Rys. 4. Schemat określania stron zęba



Rys. 5. Mikrogeometria powierzchni bocznych kół zębatych: a) metoda diagonalna (koło D1), b) metoda konwencjonalna (koło K1)

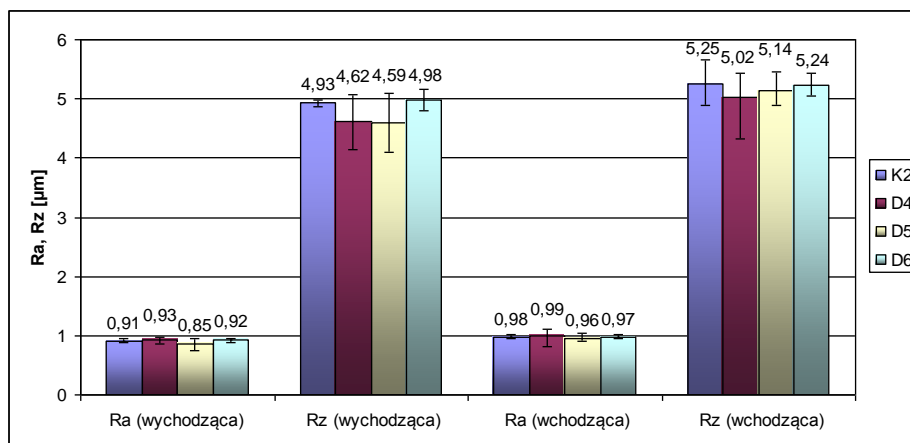
Wyraźnie widać tę różnicę na parametrze R_z , która wynosi $0,83 \mu\text{m}$. Na rys. 4 przedstawiono sposób określania stron zęba. Mikrogeometria obrobionych powierzchni od strony wychodzącej (rys. 5) potwierdza uzyskane wyniki.

Dla freza z węgliku spiekane go przeprowadzono próby frezowania z tymi samymi posuwami. Wyniki pomiaru chropowatości przedstawiono w tab. 3. Wartość parametru R_a , dla kół D4, D5, D6, zmieniała się minimalnie ($0,03 \div 0,08 \mu\text{m}$) po obu stronach zęba dla trzech prędkości posuwu stycznego (rys. 6). Największa chropowatość R_z wystąpiła dla zęba wykonanego z najmniejszym posuwem stycznym.

Różnice chropowatości dla kół wykonanych z tym samym posuwem wzdłużnym metodą diagonalną (D1) i konwencjonalną (K1) od strony wychodzącej zęba wynosiły: $R_a - 31\%$, $R_z - 28\%$, a dla wchodzącej $R_a - 19\%$ i $R_z - 16\%$. Różnice wartości parametru R_a dla kół wykonanych frezem z węglików spiekanych metodą diagonalną (D4) i konwencjonalną (K2) były niemal niezauważalne, natomiast różnica parametru R_z dla strony wychodzącej wynosiła 6% , a dla wchodzącej 4% .

Tabela 3. Chropowatość R_a i R_z powierzchni bocznych zębów kół zębatych wykonanych z użyciem freza z węgliku spiekane go (K- metoda konwencjonalna, D- metoda diagonalna)

Symbol koła	Strona zęba				Posuw f_w [mm/obr]	Posuw f_s [mm/obr]	Posuw f [mm/obr]	Głębokość skrawania ap [mm]	Rodzaj frezowania
	Wychodząca		Wchodząca						
	R_a [μm]	R_z [μm]	R_a [μm]	R_z [μm]					
K2	0,91	4,93	0,98	5,25	0,2	---	---	1	współ.
D4	0,93	4,62	0,99	5,02	0,2	0,337	0,402	1	współ.
D5	0,85	4,59	0,96	5,14	0,2	0,23	0,314	1	współ.
D6	0,92	4,98	0,97	5,24	0,2	0,124	0,242	1	współ.



Rys. 6. Porównanie wartości parametrów R_a i R_z dla strony wychodzącej i wchodzącej zęba (frez z węgliku spiekane go)

Porównując wyniki badań dla obu frezów można zauważyć, że wartości chropowatości R_a są zbliżone. Różnicę można zauważyć przy analizowaniu chropowatości R_z . Wartość chropowatości R_z uzyskana w wyniku frezowania frezem ze stali szybko tnącej jest niższa niż frezem z węglików spiekanych.

4. WNIOSKI

Najmniejszą chropowatość przy jednakowym posuwie wzdłużnym f_w uzyskano dla największej prędkości posuwu stycznego f_s . Zarówno dla narzędzia ze stali szybko tnącej jak i z węglika spiekanego zauważono tendencję do wzrostu chropowatości przy zmniejszaniu prędkości posuwu stycznego freza. Wyższa wartość chropowatości R_z powierzchni bocznych kół frezowanych frezem z węglików spiekanych może być wynikiem zastosowanej prędkości skrawania.

Przedstawione próby frezowania obwodniowego kół zębatych metodą diagonalną pozwoliły na uzyskanie powierzchni bocznej zęba o mniejszej chropowatości. Potwierdza to słuszność stosowania posuwu stycznego freza.

Zastosowanie materiałów do obróbki o różnej twardości i zmiana parametrów skrawania zarówno dla freza ze stali szybko tnącej, jak również dla freza z węglików spiekanych, powinny istotnie wpłynąć na chropowatość powierzchni bocznej zęba dlatego będą one przedmiotem kolejnych badań.

LITERATURA

- [1] GÓRSKI E., *Poradnik inżyniera – obróbka skrawaniem*, Tom I, E. Górski (red.) Warszawa, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1991, 707–713.
- [2] MARCINIAK T., STACHURSKI W., *Stan geometryczny powierzchni bocznych zębów kół zębatych po frezowaniu diagonalnym*, Wrocław, Wydawnictwo Wrocławskiej Rady FSNT NOT, Inżynieria Maszyn, R.15, z. 4, 2010, 20–29.
- [3] OCHEŃDUSZKO K., *Koła zębate – wykonanie i montaż*, Tom II, Warszawa, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1976, 111–115.
- [4] OLSZAK W., *Obróbka skrawaniem*, Warszawa, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 2008, 292–298.
- [5] PADEREWSKI K., *Obrabiarki do uzębień kół walcowych*, Warszawa, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1991, 113–115.
- [6] PIJANOWSKI M., WIECZORKOWSKI K., *Dobór posuwu ciągłego osiowego przemieszczenia frezu ślimakowego w procesie frezowania diagonalnego kół zębatych walcowych o zębach prostych*, Rzeszów, Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika z. 64, 2004, 201–209.
- [7] KOEPFER Verzahnungsmaschinen GmbH, *Instrukcja programowania. Uniwersalna frezarka obwodniowa Koepfer 200*, Villingen-Schwenningen, Niemcy, 2010, 32-33.

WPLYW KINEMATYKI 5-OSIOWEGO FREZOWANIA NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI PIÓRA ŁOPATKI

Jan BUREK¹, Łukasz ŻYŁKA¹, Michał GDULA¹, Marcin PŁODZIEN¹

1. WPROWADZENIE

Rozwój komputerowych technik wspomagania projektowania oraz wytwarzania stwarza nowe możliwości modelowania oraz programowania obróbki części o złożonych kształtach. Dotyczy to głównie systemów CAD/CAM oraz 5-osiowych obrabiarek CNC umożliwiających obróbkę skomplikowanych geometrycznie części [1].

Wytwarzanie pojedynczych łopatek (*single blade*) silników lotniczych, turbin przemysłowych oraz turbosprężarek wykonywane jest głównie z wykorzystaniem metod odlewania precyzyjnego lub drążenia elektrochemicznego (*EDM*). Obecnie dąży się do zastępowania tych technologii metodą frezowania szybkościowego HSM (*High Speed Machining*), która pozwala na znaczne skrócenie czasu obróbki oraz uzyskanie lepszych parametrów jakościowych powierzchni [3].

Proces technologiczny obróbki złożonej geometrii pióra pojedynczej łopatki realizowany jest przez symultaniczne 5-osiowe frezowanie czołowe. Warunkiem wygenerowania prawidłowej trajektorii ruchu narzędzia oraz poprawnego zorientowania jego osi w przestrzeni, względem obrabianej powierzchni krzywoliniowej jest zdefiniowanie kątowych parametrów pozycjonowania. Wpływ tych parametrów kinematycznych na proces 5-osiowej 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, 6, 7].

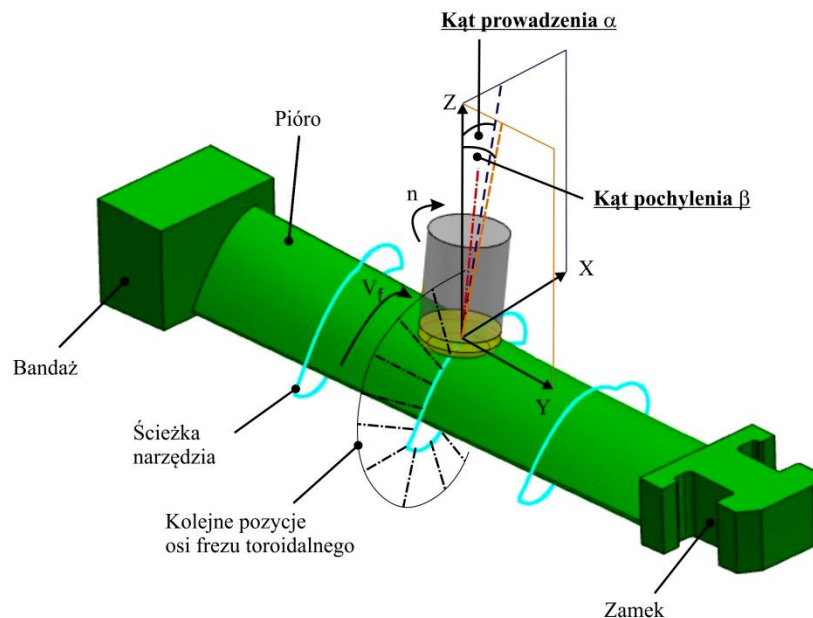
W niniejszej pracy przedstawiono wyniki badań zmiany orientacji osi frezu

¹ Politechnika Rzeszowska, Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa, Katedra Techniki Wytwarzania i Automatyzacji, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów

toroidalnego na chropowatość obrabianej powierzchni, zarówno wypukłej jak też wklęsłej na przykładzie pióra łopatki wirnika.

2. ORIENTACJA OSI FREZU TOROIDALNEGO

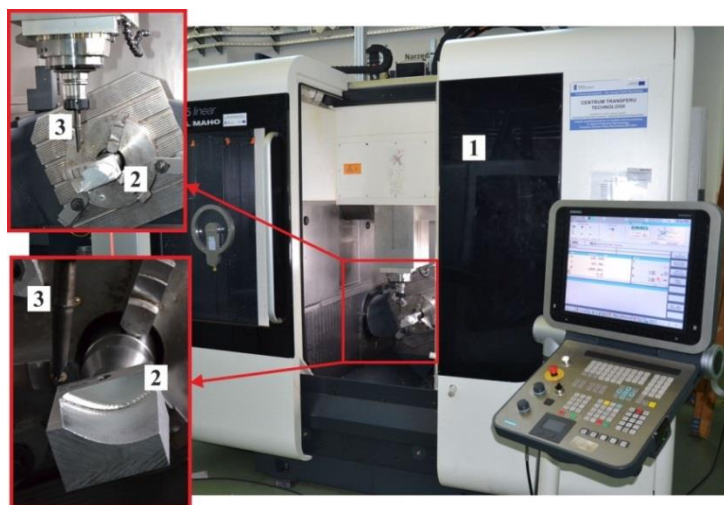
Pozycjonowanie osi frezu toroidalnego określane jest względem wektora normalnego powierzchni w każdym z wygenerowanych punktów kontrolnych ścieżki narzędziowej, poprzez definiowanie wartości kątowych parametrów pozycjonowania narzędzia (rys. 1). Orientacja osi frezu toroidalnego określona jest przez dwa kąty: kąt prowadzenia α (w kierunku posuwu w osi X) oraz pochylenia β (w kierunku prostopadłym do kierunku posuwu w osi Y) [1]. Parametry te jednoznacznie określają punkt styku pomiędzy ostrzem frezu a powierzchnią obrabianą.



Rys. 1. Orientacja osi frezu toroidalnego w obróbce pięcioosiowej łopatki wirnika

3. BADANIA DOŚWIADCZALNE

Badania doświadczalne procesu symultanicznego pięcioosiowego frezowania wypukłej oraz wklęsłej powierzchni krzywoliniowej przeprowadzono na wieloosiowym centrum frezarskim HSC 55 linear firmy DMG (rys. 2).



Rys. 2. Stanowisko badawcze: 1– centrum obróbkowe HSC 55 linear, 2– model testowy, 3– frez toroidalny

Pomiar parametru chropowatości R_a przeprowadzono profilometrem warsztatowym MAHRSurf M300, dzieląc powierzchnię na poszczególne obszary testowe (rys. 3).



Rys. 3. Stanowisko do pomiaru chropowatości powierzchni: 1– profilometr MAHRSurf M300, 2– badany model

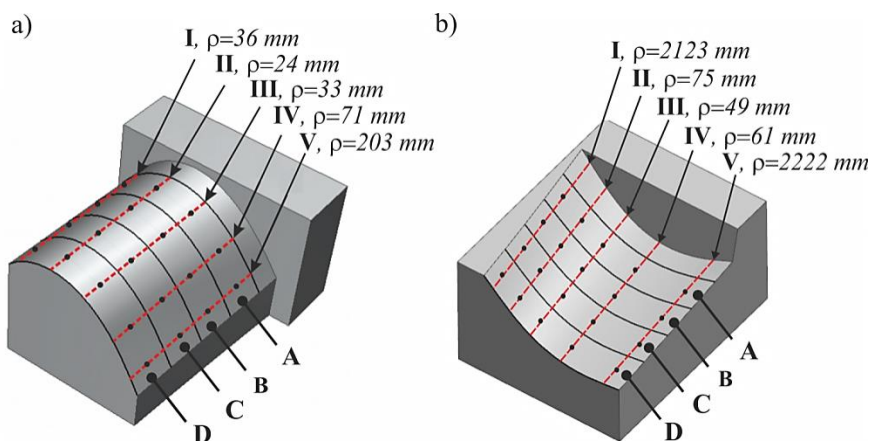
3.1. WARUNKI REALIZACJI BADAŃ

Badania doświadczalne prowadzono frezem toroidalnym na trzech modelach testowych o powierzchni wypukłej oraz na trzech modelach testowych o powierzchni

wklęsłej odzwierciedlających powierzchnie pióra łopatki. Warunki prowadzonych badań były następujące:

- frez toroidalny R300-012A16L-07L firmy Sandvik Coromant,
- materiał obrabiany – stop aluminium AW-2017A,
- posuw na ostrze $f_z=0.08 \text{ mm/ostrz.}$,
- szerokość skrawania $a_e=1 \text{ mm}$,
- prędkość skrawania $v_c=335 \text{ m/min}$,

Zmieniano kąty prowadzenia α w zakresie $2-8^\circ$ oraz pochylenia β w zakresie $0-2^\circ$, które przyporządkowano do poszczególnych obszarów testowych A-D (tab. 1). Pomiary chropowatości powierzchni wykonano w pięciu seriach (I-V) w zależności od zmiany promienia ρ krzywizny, w wybranych punktach na liniach pomiarowych (rys. 4).



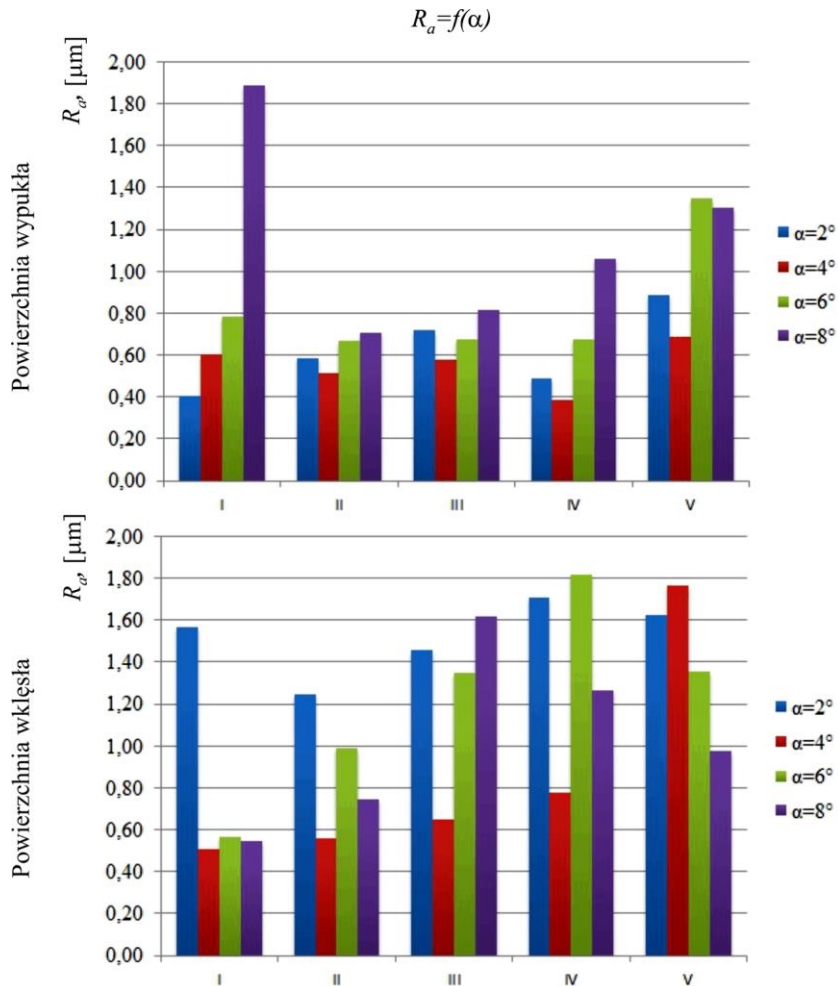
Rys. 4. Obszary testowe, punkty pomiaru chropowatości oraz promień ρ krzywizny: a) powierzchni wypukłej, b) powierzchni wklęsłej

Tabela 1. Obszary testowe dla poszczególnych kątów prowadzenia α i pochylenia β

Lp.	Obszary testowe	Wartości katowych parametrów pozycjonowania osi narzędzia					
		Powierzchnia wypukła			Powierzchnia wklęsła		
		Model testowy nr 1	Model testowy nr 2	Model testowy nr 3	Model testowy nr 1	Model testowy nr 2	Model testowy nr 3
1.	A	$\alpha=2^\circ, \beta=0^\circ$	$\beta=0^\circ;$ $\alpha=0^\circ$	$\alpha=2^\circ;$ $\beta=0^\circ$	$\alpha=2^\circ;$ $\beta=0^\circ$	$\beta=0^\circ;$ $\alpha=0^\circ$	$\alpha=2^\circ;$ $\beta=0^\circ$
2.	B	$\alpha=4^\circ, \beta=0^\circ$	$\beta=0,5^\circ;$ $\alpha=0^\circ$	$\alpha=4^\circ;$ $\beta=0,5^\circ$	$\alpha=4^\circ;$ $\beta=0^\circ$	$\beta=0,5^\circ;$ $\alpha=0^\circ$	$\alpha=4^\circ;$ $\beta=0,5^\circ$
3.	C	$\alpha=6^\circ, \beta=0^\circ$	$\beta=1^\circ;$ $\alpha=0^\circ$	$\alpha=6^\circ;$ $\beta=1^\circ$	$\alpha=6^\circ;$ $\beta=0^\circ$	$\beta=1^\circ;$ $\alpha=0^\circ$	$\alpha=6^\circ;$ $\beta=1^\circ$
4.	D	$\alpha=8^\circ, \beta=0^\circ$	$\beta=1,5^\circ;$ $\alpha=0^\circ$	$\alpha=8^\circ;$ $\beta=1,5^\circ$	$\alpha=8^\circ;$ $\beta=0^\circ$	$\beta=1,5^\circ;$ $\alpha=0^\circ$	$\alpha=8^\circ;$ $\beta=1,5^\circ$

3.2. WYNIKI BADAŃ

Wyniki pomiarów przedstawiono na rys. 5–7.

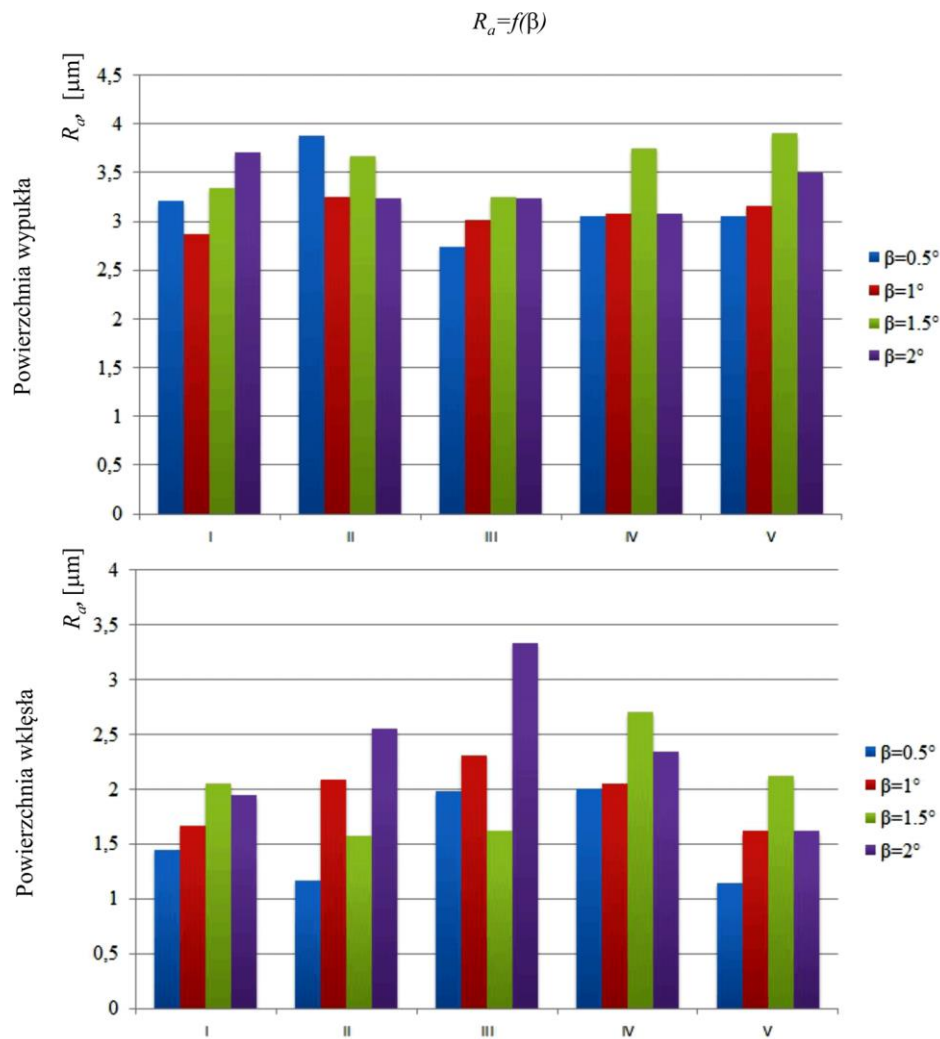


Rys. 5. Wpływ kąta wyprzedzenia α na chropowatość powierzchni wypukłej oraz powierzchni wklęsłej. Kąt pochylenia $\beta = 0^\circ$

Analizując wyniki uzyskane z pomiaru chropowatości wypukłej oraz wklęsłej powierzchni krzywoliniowej pierwszej próbki testowej można zauważyć, że parametr chropowatości R_a wzrasta wraz ze wzrostem wartości kąta wyprzedzenia α i przyjmuje mniejsze wartości dla powierzchni wypukłej niż dla powierzchni wklęsłej (rys. 5). Najmniejsze wartości parametru R_a otrzymano dla kąta $\alpha=4^\circ$. Wartości te są większe dla małych promieni krzywizny oraz odpowiednio mniejsze dla większych promieni

krzywizny w kierunku posuwu.

W przypadku obróbki drugiej próbki testowej, ze zmieniającym się wyłącznie kątem pochylenia β , nastąpiło znaczne zwiększenie parametru chropowatości powierzchni wypukłej jak i wklęsłej (rys. 6).

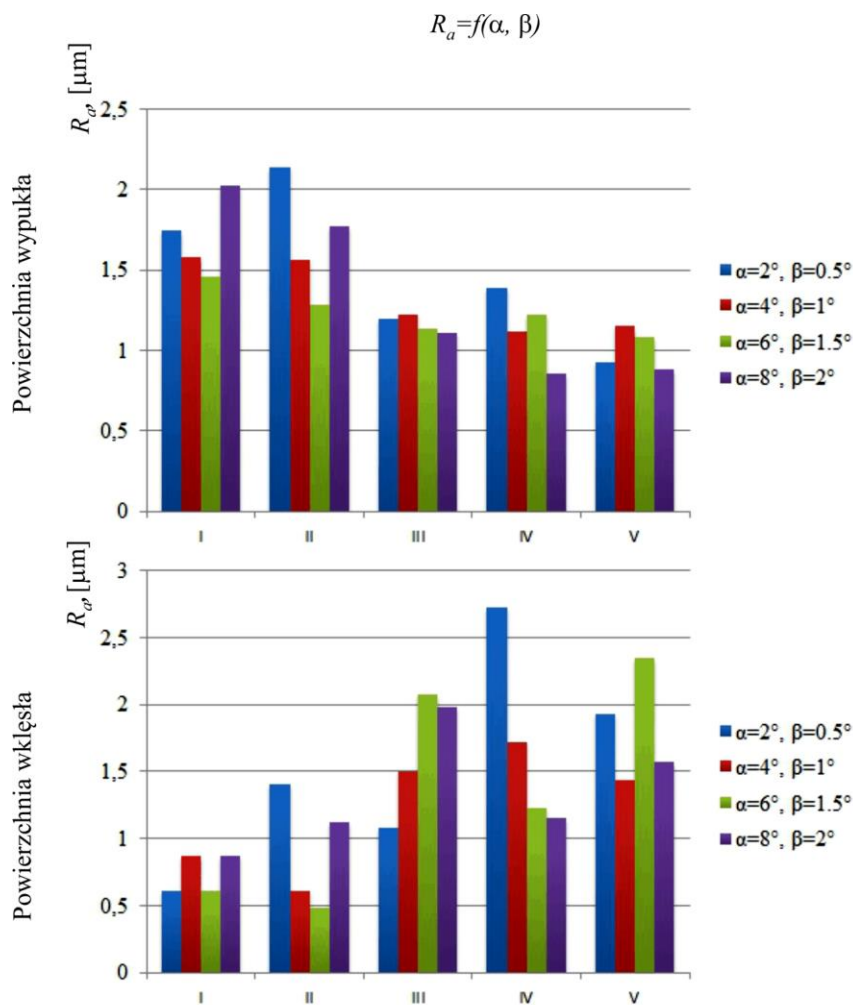


Rys. 6. Wpływ kąta pochylenia β na chropowatość powierzchni wypukłej oraz powierzchni wklęsłej.
Kąt wyprzedzenia $\alpha=0^\circ$

Rozrzut wartości parametru R_a w analizowanych punktach pomiarowych świadczy, iż chropowatość powierzchni w tym przypadku także zależy od krzywizny powierzchni w kierunku posuwu oraz wartości kąta pochylenia. Szczególnie jest to

widoczne w punktach pomiarowych na trzeciej linii pomiarowej, gdzie krzywizna powierzchni jest największa.

Analizując trzecią próbkę testową zauważyć można, że wartość parametru chropowatości powierzchni wypukłej maleje niemal dla wszystkich zmian kątowych parametrów pozycjonowania narzędzia, natomiast wartość parametru chropowatości powierzchni wklęsłej wzrasta dla zmian kątowych parametrów pozycjonowania osi frezu toroidalnego. W obu przypadkach z analizy danych wynika, iż największy wpływ na chropowatość wypukłej oraz wklęsłej powierzchni krzywoliniowej ma parametr kąta prowadzenia α .



Rys. 7. Wpływ kątów α i β na chropowatość powierzchni wypukłej oraz powierzchni wklęsłej

4. WNIOSKI

Na podstawie otrzymanych wartości parametru R_a w przyjętych punktach pomiarowych, w funkcji zmian kątowych parametrów orientacji osi narzędzia można stwierdzić, że chropowatość powierzchni krzywoliniowych zależy od przyjętych wartości kąta prowadzenia i/lub pochylenia oraz promienia krzywizny obrabianej powierzchni w kierunku posuwu. Stąd też kąty α i β nie mogą być definiowane jako wartości stałe odniesione do wektora normalnego powierzchni w procesie pięcioosiowego frezowania czołowego wypukłych jak i wklęsłych powierzchni krzywoliniowych. Kąty te powinny być określane w sposób ciągły w zależności od zmiany promienia krzywizny powierzchni w kierunku posuwu jak i w kierunku do niego prostopadłym.

LITERATURA

- [1] BUREK J., ŻYŁKA Ł., GDULA M., PŁODZIENIŃ M., *Wpływ orientacji osi frezu toroidalnego na chropowatość powierzchni w obróbce 5-osiowej*. Mechanik nr 8-9/2013. VII Konferencja Szkoły Obróbki Skrawaniem.
- [2] BUREK J., GDULA M., ŻURAWSKI K., PŁODZIENIŃ M., ŻUREK P., *Pozycjonowanie narzędzi w obróbce 5-osiowej z wykorzystaniem systemu CAM HyperMill*. Mechanik nr 2/2014. XII Forum Inżynierskie stowarzyszenia ProCAX, Kraków, 15 – 17 października 2013.
- [3] BUREK J., MUCHA M., KOPER M., *Frezowanie 5-osiowe łopatki wirnika silnika lotniczego*. IX Międzynarodowa Konferencja Przepływowe Maszyny Wirnikowe, Rzeszów – Myczkowce 16–18 października 2003.
- [4] *Modelowanie, konstruowanie i kontrolowanie procesu HSM z uwzględnieniem skonfigurowanego układu maszyna–przyrząd–detal*. Materiały Konferencji Rady Partnerów CZT AERONET w ZB2 w ramach projektu „Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym”, Rzeszów 24–25 czerwca 2013.
- [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] RIDA T., SHIQIAO L.: *Optimal tool orientation control for 5-axis CNC milling with ball-end cutters*. Department of Mechanical and Aerospace Engineering, University of California, Davis, CA95616, USA2011.
- [7] 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.

Badania realizowane w ramach Projektu "Badania procesów wysokowydajnej obróbki powierzchni złożonych części z materiałów trudnoobrabialnych", Nr WND-EPPK.01.03.00-18-017/13 współfinansowanego przez Unię Europejską z Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego w ramach Regionalnego Programu Operacyjnego Województwa Podkarpackiego na lata 2007 – 2013.

ZMIANY STRUKTURY GEOMETRYCZNEJ POWIERZCHNI I WARSTWY WIERZCHNIEJ NADSTOPU NIKLU PO OBRÓBCE FREZOWANIEM

Krzysztof CHMIELEWSKI¹, Janusz CIELOSZYK,¹

1. WSTĘP

Nadstopy niklu należą do materiałów trudnoobrabialnych. Występujące w czasie obróbki wysokie temperatury i naciski na krawędzi skrawającej oraz w jej pobliżu w bardzo dużym stopniu wpływają na rodzaj i intensywność zużycia narzędzia, a również na własności fizyczne i geometrię warstwy wierzchniej [1-5].

Celem przedstawionych badań było zaprezentowanie zmian geometrycznych powierzchni po obróbce frezowaniem (zmian struktury geometrycznej powierzchni – SGP) oraz zmian warstwy wierzchniej nadstopu niklu modyfikowanego w wyniku obróbki cieplnej. Dla określenia tych zmian szczególnie w kontekście procesów obróbki w warunkach przemysłowych, celem było określenie wpływu zużycia narzędzia, aż do momentu jego stępienia. Pozwoli to na poprawne zaplanowanie procesu technologicznego obróbki.

2. METODYKA BADAŃ

Badania skrawalnościowe przeprowadzono dla materiału typu Waspaloy w postaci odkuwek poddanych obróbce cieplnej zgodnie z warunkami podanymi w tabeli 1. W wyniku obróbki cieplnej obrobione odkuwki miały twardość jak w tabeli 2.

Dla określenia wpływu zużycia narzędzia na kształtowanie powierzchni w procesie frezowania walcowo-czołowego wykonano pomiary dla obróbki frezami trzpieniowymi o średnicy 8 mm firmy Kennametal F4AS0800ADL38 z ostrzami z węgla spiekane go typu KC633M. Próby skrawania wykonano na frezarce sterowanej numerycznie typu FYN-32N.

¹ Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny, ITM, Al. Piastów 19, 70-310 Szczecin

Tabela 1. Parametry obróbki cieplnej

Nr próbki		
0	1	2
Przesycanie 1070°C/2 godz.	Przesycanie 1070°C/2 godz.	Przesycanie 1070°C/2 godz.
Stabilizacja 820°C/2 godz.	Stabilizacja 820°C/2 godz.	Stabilizacja 820°C/2 godz.
Starzenie 740°C/8 godz.	Starzenie 740°C/16 godz.	Starzenie 740°C/24 godz.

Frezowany był rowek o szerokości równej średnicy freza z parametrami: prędkość skrawania $v_c=35,2$ m/min, posuw $v_f=224$ mm/min, głębokość $a_p=1$ mm.

Dla wszystkich próbek materiału w początkowym okresie skrawania zużycie wszystkich ostrzy było równomierne. Na głównej, pomocniczej i przejściowej powierzchni przyłożenia występuje równomierne, regularne starcie. Po przekroczeniu średniej wartości starcia $VB=0,10$ mm obserwuje się początek tworzenia się karbu na narożu ostrzy szczególnie w obszarach przejścia między powierzchnią pomocniczą i przejściową oraz przejściową a główną powierzchnią przyłożenia.

Tabela 2. Wyniki pomiarów twardości HRC i HV10 próbek 0; 1 i 2

Nr próbki	Średnie twardości (z 10 pomiarów)	
	HRC	HV10
0	43	430
1	50	510
2	45	455

Porównania stanu warstwy wierzchniej i SGP, wykonano po rozpoczęciu pracy przez narzędzie ($VB \leq 0,01$ mm), w początkowym okresie pracy narzędzia ($VB \leq 0,05$ mm) i dla przejść zrealizowanych przy zużyciu ostrza równym $VB \geq 0,3$ mm dla każdej próbki. Pomiary powierzchni wykonano w środkowej części powierzchni rowka obrobionej przez narzędzie. Dla każdej mierzonej części powierzchni wykonano co najmniej po trzy pomiary.

Pomiary SGP zrealizowano na stanowisku pomiarowym firmy Hommelwerke T8000 dla wybranych wartości zużycia ostrzy frezów. Geometrię powierzchni próbek po skrawaniu oceniano również na podstawie ich obrazów skaningowych wykonanych na mikroskopie skaningowym Jeol 6100 z powiększeniami od 100 do 500 razy.

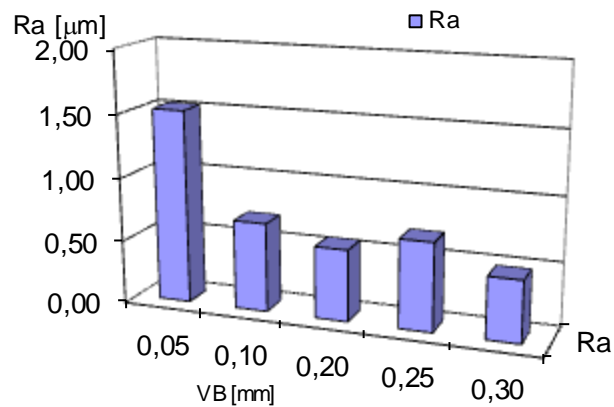
Badania metalograficzne próbek po skrawaniu przeprowadzono na zglądach poprzecznych warstwy wierzchniej. Obserwacje zglądów poprzecznych przeprowadzono na mikroskopie skaningowym Jeol 6100 z powiększeniami od 100 do 3000 razy.

3. WYNIKI BADAŃ

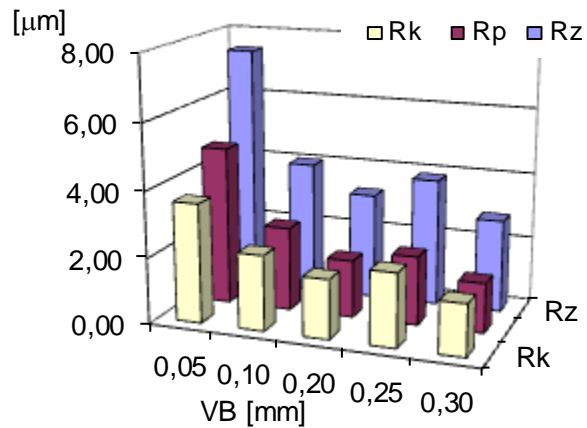
Wykresy parametrów SGP dla ustalonych średnich wartości zużycia ostrzy zamieszczono na rysunkach 1–2.

Przedstawione wyniki wskazują, że SGP zmienia się w wyniku zużycia narzędzia. Jednak najistotniejszym jest fakt, że tylko wskaźniki chropowatości w początkowym okresie „docierania” ostrza mają większe wartości. Natomiast po tym okresie (wstępnego docierania ostrza) następuje stabilizacja wartości wskaźników SGP.

a)



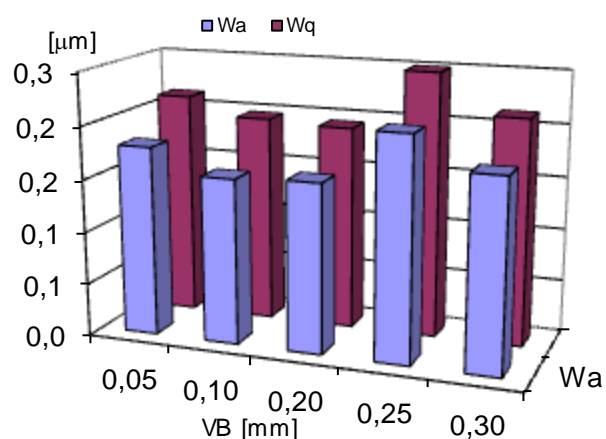
b)



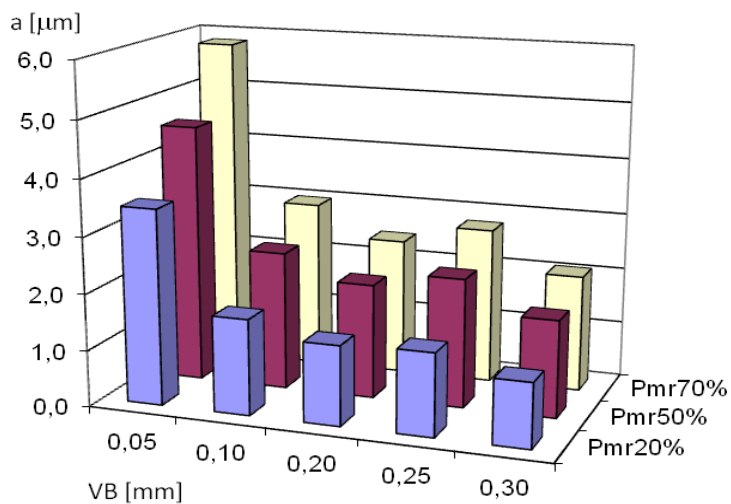
Rys. 1. Zależność wybranych wskaźników chropowatości Ra, Rk, Rp, Rz μm w funkcji zużycia narzędzia VB mm

Wskaźniki chropowatości, falistości i udziału materiałowego nie ulegają istotnym zmianom. Można zaobserwować jednak tendencje minimalnego zmniejszania ich wartości wraz ze wzrostem zużycia ostrzy w obszarze zalecanych wartości zużycia narzędzia. Tendencja ta jest bardziej istotna i widoczna dla poziomów udziału materiałowego (rys. 2b), dla różnych wartości udziału materiałowego: tj Pmr 20%, Pmr50% i Pmr70%.

a)

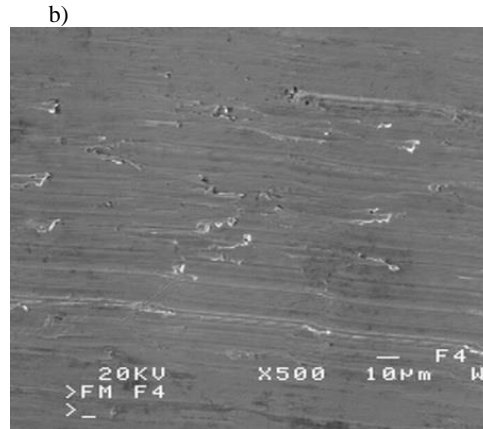
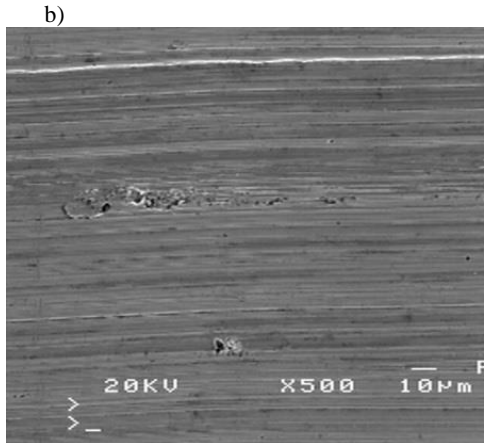
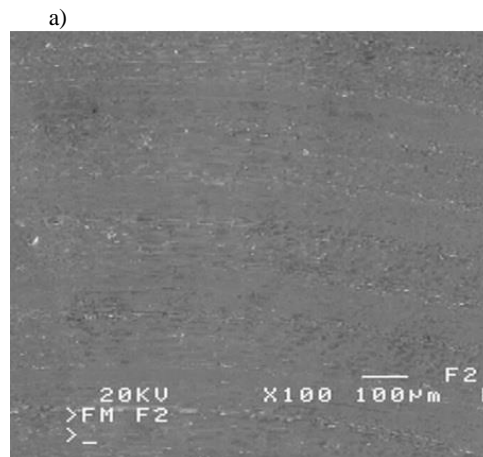
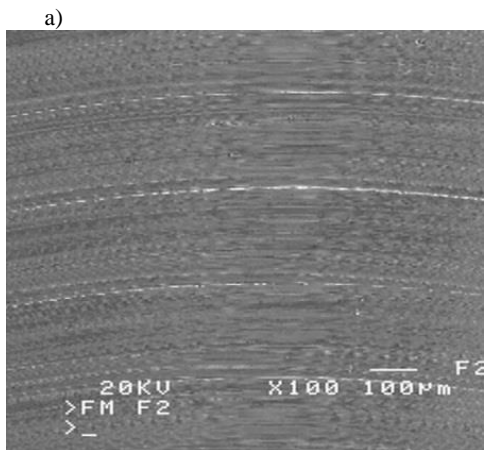


b)



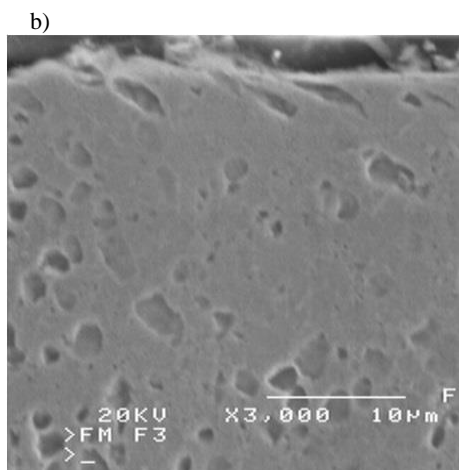
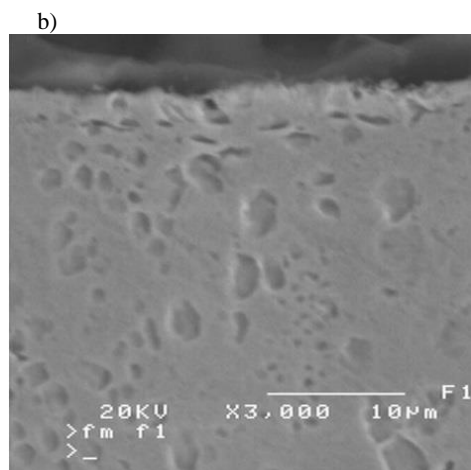
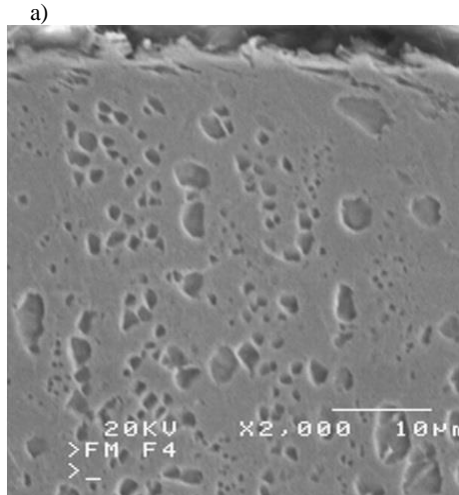
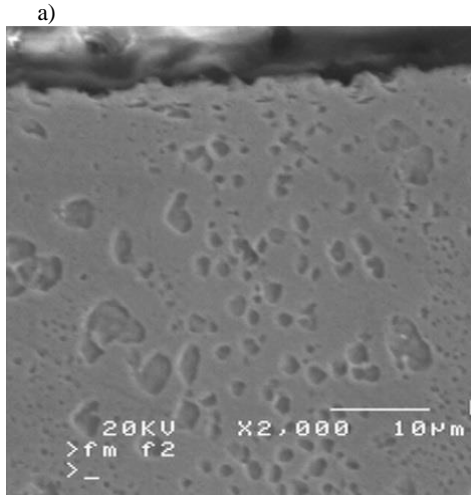
Rys. 2. Zależność wybranych wskaźników falistości W_a i W_q , W_t μm oraz poziomów udziału materiałowego a μm Pmr20%, Pmr50%, Pmr70% w funkcji zużycia narzędzia VB mm

Na kolejnych rysunkach pokazano obrazy (przy wybranych powiększeniach) powierzchni fragmentów próbek 0 i 2 po obróbce narzędziami o średnim zużyciu ostrza $VB=0,1$ mm oraz $VB=0,4$ mm. Wyniki obserwacji mikroskopowych przekrojów warstwy wierzchniej próbek po frezowaniu przedstawiono na rysunkach 5–8. Stwierdzono widoczne, przy zastosowanych powiększeniach, odkształcenie plastyczne kryształów faz γ i γ' w kierunku skrawania w odległości 0,5 do 5 μm od powierzchni.



Rys. 3. Obrazy powierzchni dwóch fragmentów próbki 0, przy średnim zużyciu ostrza $VB=0,1$ mm; a) powiększenie x100, b) powiększenie x500

Rys. 4. Obrazy powierzchni dwóch fragmentów próbki 0, przy średnim zużyciu ostrza $VB=0,4$ mm; a) powiększenie x100, b) powiększenie x500



Rys. 5. Obrazy przekrojów powierzchni próbki 0, przy średnim zużyciu ostrza, VB=0,1 mm; a) powiększenie x2000, b) powiększenie x3000

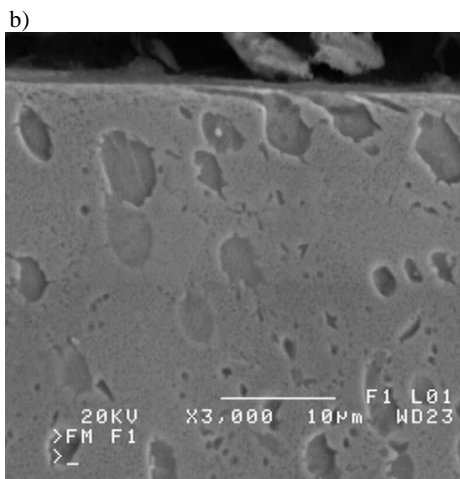
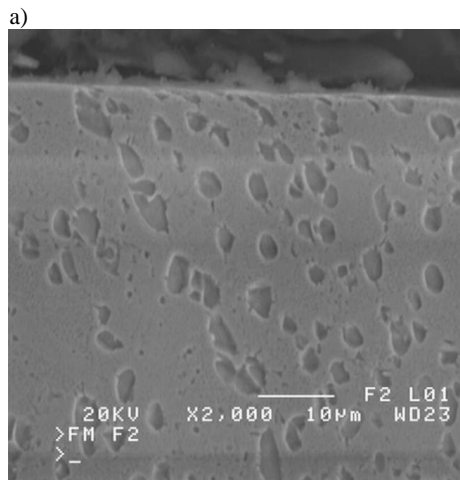
Rys. 6. Obrazy przekrojów powierzchni próbki 0, przy średnim zużyciu ostrza VB=0,4 mm; a) powiększenie x2000, b) powiększenie x3000

W efekcie odkształcenia plastycznego kryształów faz γ i γ' warstwa wierzchnia próbek po obróbce skrawaniem ulega umocnieniu, które ujawnia się wzrostem twardości warstwy wierzchniej w odległości od powierzchni do 20 μm (rys. 9).

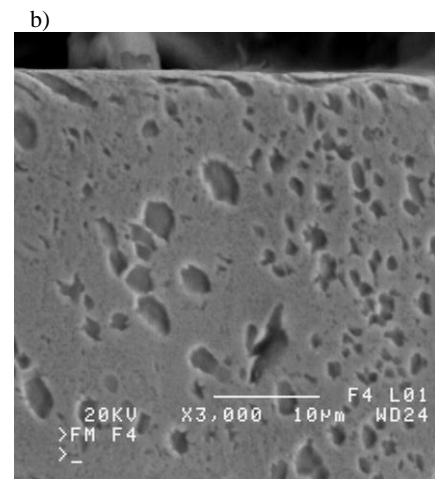
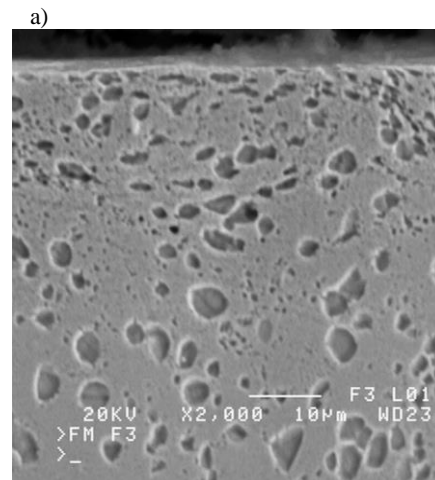
4. WNIOSKI

W obszarze zalecanego okresu pracy narzędzia do osiągnięcia jego stępienia ($VB=0,3$ mm) można uzyskać strukturę geometryczną powierzchni o wartościach parametrów chropowatości na poziomie $0,4-0,6$ μm .

Zmiany parametrów struktury geometrycznej powierzchni nie były na tyle istotne, aby być efektywnym kryterium stępienia narzędzia. Przekroczenie dopuszczalnej wartości stępienia doprowadzało do wyłamania narzędzia. Nie było jednak



Rys. 7. Obrazy przekrojów powierzchni próbki 2, przy średnim zużyciu ostrza $VB=0,1$ mm; a) powiększenie x2000, b) powiększenie x3000

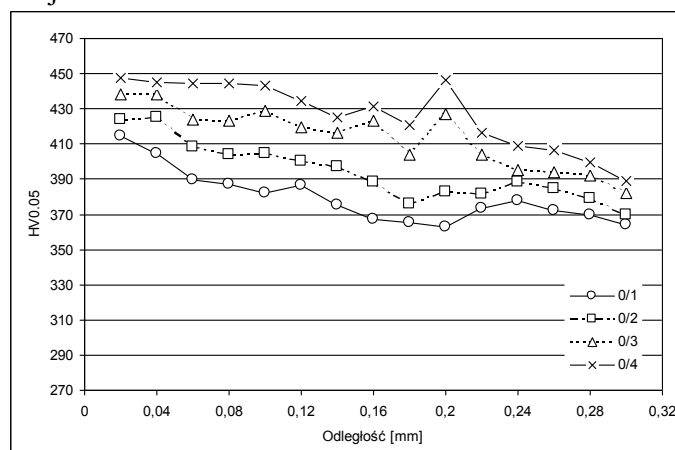


Rys. 8. Obrazy przekrojów powierzchni próbki 2, przy średnim zużyciu ostrza $VB=0,3$ mm; a) powiększenie x2000, b) powiększenie x3000

„sygnalizowane na powierzchni”. Po wstępnym dotarciu ostrza następowała stabilizacja wartości otrzymywanych parametrów SGP, nawet z minimalną tendencją do zmniejszenia wartości.

Zużycie narzędzia przyczynia się natomiast do utwardzenia warstwy wierzchniej i utwardzenie to postępuje wraz ze wzrostem zużycia narzędzia.

Sposób obróbki cieplnej nie miał istotnego wpływu na otrzymywaną SGP i stan warstwy wierzchniej.



Rys. 9. Rozkład mikrotwardości w przekroju poprzecznym warstwy wierzchniej po skrawaniu próbki 0 przy poziomach zużycia narzędzia: 0/1-zużycie VB=0,05 mm, 0/2-zużycie VB=0,2 mm, 0/3-zużycie VB=0,25 mm, 0/4-zużycie VB=0,3 mm

LITERATURA

- [1] CHMIELEWSKI K., CIELOSZYK J., NOWACKI J., ZASADA M., *Wybrane aspekty eksploatacji narzędzi w obróbce skrawaniem nadstopów niklu*, Problemy eksploatacji, Zeszyty Naukowe ITE, Wydawnictwo ITE, Radom 2004. s.83-91.
- [2] CHOUDHURY I.A., EL-BARADIE M.A.: *Machinability of nickel-base super alloys: a general review*. Journal of Materials Processing Technology 1998, nr 77, s. 278–284.
- [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] EZUGWU E. O., BONNEY J. YAMANE Y.: *An overview of the machinability of aeroengine alloys*. Journal of Materials Processing Technology 2003, nr 134, s. 233–253.
- [5] EZUGWU E. O., WANG Z., M., MACHADO A., R.: *Machinability of nickel-base super alloys: a general review*. Journal of Materials Processing Technology 1999, nr 86, s. 1–16.
- [6] 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 2001, nr 116, s. 2–9.
- [7] 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, nr 152, s. 266–271.

CIENKA STRUKTURA WARSTWY WIERZCHNIEJ ELEMENTÓW Z ULEPSZONEJ STALI 40H PO TOCZENIU WYKOŃCZENIOWYM PŁYTKAMI POWLEKANymi

Eugene FELDSHTEIN¹, Mariusz JENEK¹

1. WPROWADZENIE

Jednym z kierunków rozwoju obróbki wykończeniowej jest toczenie elementów maszyn w stanie utwardzonym zamiast obróbki szlifowaniem [1–3]. Przy wykorzystaniu takiej technologii należy uwzględnić, że nadawanie określonej geometrii elementom powoduje jednocześnie zmiany w stanie warstwy wierzchniej, ponieważ procesom obróbki mechanicznej towarzyszą złożone zjawiska fizyczne, występowanie w strefie obróbki wysokich temperatur, sił skrawania, tarcie powierzchni będących w styku i inne. Dlatego niezbędnym jest zapewnienie takich warunków kształtowania warstwy wierzchniej, które zapewnią jej najlepsze właściwości z punktu widzenia warunków eksploatacji.

W przypadkach styku ślizgowego elementów maszyn, rozpatrując rzeczywistą strukturę materiału jako zbiór idealnych objętości metalu oraz defektów makro- i mikrostruktury, włączając mikroszczeliny, pory, teksturę, wtrącenia itd., rola warstwy wierzchniej staje się jeszcze bardziej istotna.

Poniżej przedstawiono wyniki badań parametrów cienkiej struktury i właściwości tribologicznych elementów, wykonanych z ulepszonej cieplnie stali 40H, uzyskanych w różnych warunkach obróbki.

2. WARUNKI I METODYKA BADAŃ

W badaniach wykorzystano płytki SPUN 120312 z węgla spiekanego P25, na które naniesiono powłoki (TiCr)N i (NbTiZr)N grubości 2 i 4 μm , a także powłoki

¹ Uniwersytet Zielonogórski, Ul. Prof. Z. Szafrana 4, 65-516 Zielona Góra

(TiAl)N i (AlTi)N o grubości 4 μm. Skład chemiczny powłok przedstawiono w tab. 1. Zastosowano metodę kondensacji z bombardowaniem jonami. Grubość powłoki zapewniono poprzez odpowiedni dobór czasu naniesienia.

Tabela 1. Skład chemiczny powłok, %

Powłoka	Składniki				
	Ti	Nb	Cr	Zr	Al
(TiCr)N	80	-	20	-	-
(NbTiZr)N	10	20	-	70	-
(TiAl)N	50	-	-	-	50
(AlTi)N	33	-	-	-	66

Obróbce poddano próbki ze stali 40H (41Cr4 EN) ulepszone cieplnie do twardości 42 HRC. Toczenie przeprowadzono nożem z oprawką CSDPR 2020K12 przy prędkości skrawania 150 m/min, głębokości skrawania 0,25 mm, i posuwie 0,08 mm/obr. Dla celów porównawczych rozpatrywano także próbki wykonane technologią szlifowania.

Badania cienkiej struktury warstwy wierzchniej przeprowadzono z wykorzystaniem dyfraktometru rentgenowskiego ogólnego przeznaczenia DPOH-3.0 w promieniowaniu monochromatycznym Cu-K_α. Wtórny monochromatyzację przeprowadzono pirolitycznym grafitem przy obracaniu próbki w jej płaszczyźnie własnej. Przedział kątów 2θ dla każdej badanej linii rentgenowskiej określano według jej położenia z pełnego spektrum rentgenowskiego i przyjmowano jako minimum ±4° w dwie strony od środka linii w celu otrzymania jej pełnego profilu, który na końcach przyjmował poziom tła. Zbieranie i obróbka danych przeprowadzona została z wykorzystaniem programu WinDif. Kolejność obliczeń opisana została w [4].

Określono następujące parametry cienkiej struktury:

- rozmiar obszaru rozpraszania koherentnego (bloki mozaiki) zgodnie z zależnością Seljakova-Szerera

$$D_{HKL} = \frac{0,94 \lambda}{\beta \cos \theta},$$

gdzie λ – długość fali promieniowania rentgenowskiego; β – rozszerzenie fizyczne; θ – kąt odbicia promieniowania rentgenowskiego;

- średniokwadratowe mikrodeformacje (naprężenia 2-go rodzaju, mikronaprężenia) zgodnie z zależnością Seljakova-Szerera

$$\frac{\Delta d}{d} = \frac{\beta}{2} \sqrt{2\pi t g \theta};$$

- gęstość dyslokacji

$$\rho = \frac{k\beta^2}{Fb^2},$$

gdzie k –współczynnik zależny od modułów sprężystości i ścinania, kształtu linii rentgenowskiej i innych czynników; β –rozszerzenie fizyczne pierwszej linii rentgenogramu; F –współczynnik zależny od zmiany energii sprężystości jednostkowej dyslokacji przy oddziaływaniu z polem naprężeń w kryształach; b –wektor Burgersa.

Dodatkowo określano naprężenia 1-go rodzaju (makronaprężenia), działające w kierunku prostopadłym do obrabianej powierzchni, zgodnie z zależnością

$$\sigma_1 + \sigma_2 = -\frac{E}{\mu} \operatorname{ctg} \theta_w (\theta_w - \theta),$$

gdzie E i μ –moduł sprężystości i współczynnik Poissona obrabianego materiału; θ_w , θ –kąty odbicia promieniowania rentgenowskiego odpowiednio dla wzorca i badanej próbki.

Badania właściwości tribologicznych przeprowadzono z wykorzystaniem testera T-05, działającego w układzie „rolka – klocek” w warunkach stuku skoncentrowanego. Rolki wykonano z badanej stali 40H, a klocki z brązu CuSi3Zn3Mn. Chropowatość trących powierzchni w stanie wyjściowym wynosiła: dla rolek $Ra=0,47\pm 0,03 \mu\text{m}$; dla klocków $Ra = 0,35\pm 0,005 \mu\text{m}$. Badania przeprowadzono przy prędkości poślizgu 0,33 m/s i sile obciążającej 900N. Czas pracy węzła tarcia–1 godz. Do smarowania węzła tarcia zastosowano olej maszynowy AN-68, warunki smarowania – zanurzeniowe. Tester T-05 umożliwia podczas badań rejestrację siły tarcia, temperatury klocka oraz środka smarnego, oraz pomiar sumarycznego zużycia węzła tarcia. Na podstawie zmian siły tarcia obliczano współczynnik tarcia μ .

Określano także zużycie objętościowe (mm^3) z zależności:

$$Z_v = \frac{D_t^2 \cdot l}{8} \left[2\arcsin \frac{b}{D_t} - \sin \left(2\arcsin \frac{b}{D_t} \right) \right],$$

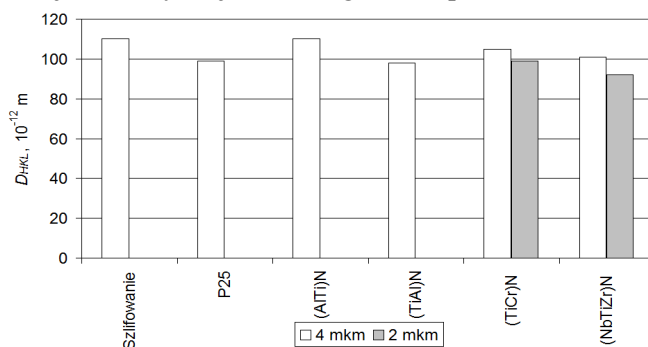
gdzie D_t –średnica rolki; l –szerokość klocka; b –średnia szerokość wytarcia. Intensywność zużycia określano z zależności:

$$I_z = \frac{Z_v}{L},$$

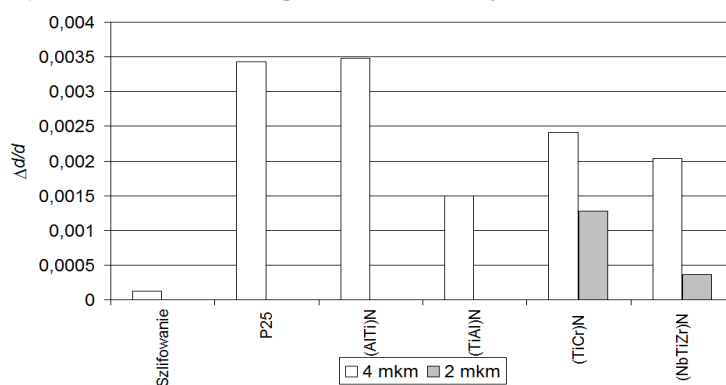
gdzie L –droga tarcia.

3. WYNIKI BADAŃ

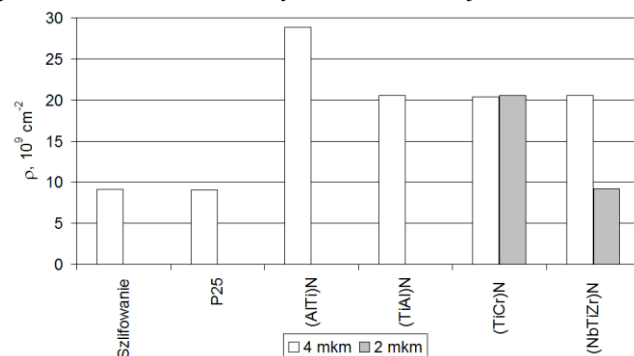
Na podstawie zmian intensywności poszczególnych linii rentgenowskich określono parametry cienkiej struktury warstwy wierzchniej próbek. Graficzną interpretację wyników badań przedstawiono na rys. 1–4. Zauważyć można, że istotny wpływ na parametry cienkiej struktury mają w szczególności powłoki na narzędziu.



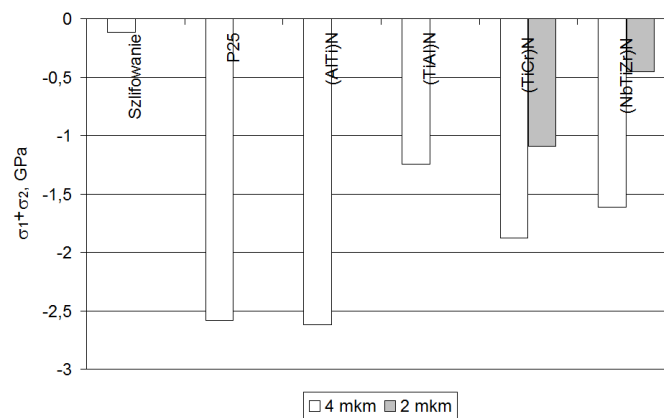
Rys. 1. Zmiany rozmiarów obszarów rozpraszania koherentnego w zależności od właściwości powłoki



Rys. 2. Zmiany wartości średniokwadratowych mikrodeformacji w zależności od właściwości powłoki



Rys. 3. Zmiany wartości gęstości dyslokacji w zależności od właściwości powłoki



Rys. 4. Zmiany wartości naprężeń 1-go rodzaju w zależności od właściwości powłoki

W pracy [5] rozpatrzono związki pomiędzy parametrami cienkiej struktury dla przypadku toczenia wykończeniowego żeliw stopowych. Zauważono jednoznaczną zależność pomiędzy mikrodeformacjami i gęstością dyslokacji w warstwie wierzchniej dla wszystkich warunków obróbki. Bazując na analizie zależności pomiędzy parametrami cienkiej struktury ustalonych dla różnych materiałów konstrukcyjnych, wysunięto wniosek, że znaczne deformacje sprzyjają koncentracji dyslokacji w obszarach rozpraszania koherentnego utrudniając ich ruch i wychodzenie na granice rozdziału ziaren. W warunkach kształtowania cienkiej struktury w warstwie wierzchniej elementów z żeliwa nie potwierdzono przypuszczenia o przeważającym wpływie rozmiaru obszarów rozpraszania koherentnego na umocnienie materiału i wspomagającej roli mikrodeformacji, a jednocześnie ścisłej zależności pomiędzy nimi. W badaniach [5] taki efekt zaobserwowano tylko w jednym przypadku. Jednocześnie statystycznie poprawnym okazało się stwierdzenie, że naprężenia 1-go rodzaju, działające w kierunku prostopadłym do obrabianej powierzchni wpływają na parametry cienkiej struktury warstwy wierzchniej elementów z żeliwa. Intensywność i kierunek tego wpływu zależy od kombinacji składników mikrostruktury żeliwa, kształtu i wielkości cząstek grafitu, właściwości cieplnych materiału narzędziowego.

Analiza zmian cienkiej struktury obrabianej powierzchni ulepszonej cieplnie stali 40H pozwoliła odnotować bardzo wysokie współczynniki korelacji pomiędzy jej wskaźnikami (tab. 2). Taka ścisła zależność uwarunkowana jest bardziej stabilnymi strukturami i właściwościami mechanicznymi stali w porównaniu z żeliwem.

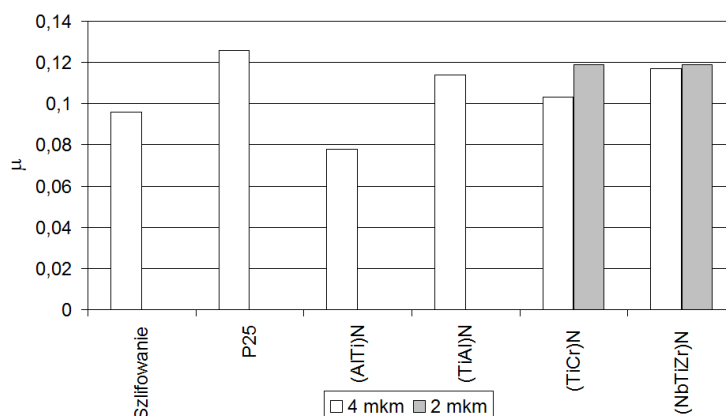
Wskaźniki cienkiej struktury warstwy wierzchniej ukształtowanej podczas szlifowania różnią się od wskaźników właściwych dla obróbki toczeniem: największe rozmiary obszarów rozpraszania koherentnego, nieznaczące wartości gęstości dyslokacji, najmniejsze wartości naprężeń własnych 2-go rodzaju i dodatnie wartości naprężeń własnych 1-go rodzaju.

Tabela 2. Współczynniki korelacji pomiędzy parametrami cienkiej struktury a naprężeniami własnymi w warstwie wierzchniej (grubość powłoki 4 μm)

$D_{HKL} - \Delta d/d$	$D_{HKL} - \rho$	$D_{HKL} - (\sigma_1 + \sigma_2)$	$\Delta d/d - \rho$	$\Delta d/d - (\sigma_1 + \sigma_2)$	$\rho - (\sigma_1 + \sigma_2)$
-0,528	0,826	-0,988	-0,889	0,999	-0,888

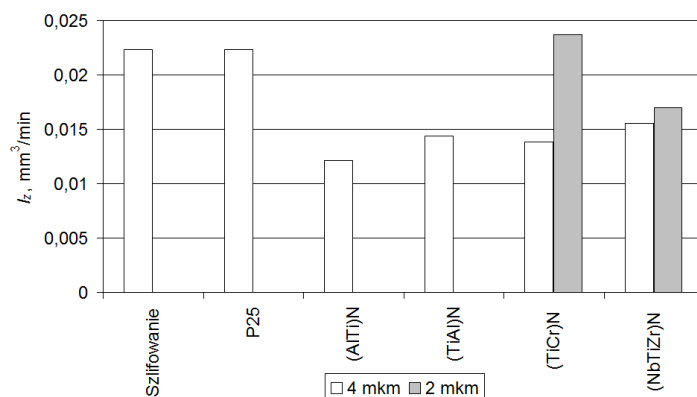
Zmiany właściwości powłok na narzędziu skrawającym wpływają na właściwości tribologiczne powierzchni obrobionych, w szczególności na współczynnik tarcia i intensywność zużycia.

Najmniejsze wartości współczynnika tarcia (rys. 5) zarejestrowano dla próbek, obrobionych narzędziem z powłoką (AlTi)N o grubości 4 μm ($\mu \sim 0,08$). Dla pozostałych skojarzeń „skład powłoki – grubość powłoki” współczynnik tarcia był nieznacznie wyższy ($\mu = 0,10-0,12$). Dla wszystkich próbek obrobionych narzędziem z powłoką zarejestrowano obniżenie współczynnika tarcia o 5–40 % w porównaniu z próbkami obrobionymi narzędziem bez powłoki. W porównaniu z próbką szlifowaną obniżenie współczynnika tarcia nastąpiło tylko dla (AlTi)N, dla pozostałych powłok efekt był praktycznie nieistotny.



Rys. 5. Średnie wartości współczynnika tarcia w zależności od właściwości powłoki

Zastosowanie narzędzi z powłokami podczas obróbki wykończeniowej spowodowało obniżenie intensywności zużycia obrobionych powierzchni (rys. 6), przy czym dla powłok o grubości 4 μm intensywność była niższa niż dla narzędzi z powłoką o grubości 2 μm . Dla wszystkich powłok o grubości 4 μm zaobserwowano znaczące obniżenie intensywności zużycia – największe dla powłok (AlTi)N (~45 %) i (TiCr)N (~35 %). Różnice w intensywności zużycia obrobionych powierzchni sięgają 20%, co świadczy o konieczności odpowiedniego doboru składu chemicznego powłoki podczas obróbki wykończeniowej określonego rodzaju materiału.



Rys. 6. Wpływ właściwości powłoki na intensywność zużycia powierzchni obrabianej

Na podstawie wyników badań, określono współczynniki korelacji pomiędzy parametrami cienkiej struktury warstwy wierzchniej elementów ze stali 40H i jej właściwościami tribologicznymi (tab. 3).

Tabela 3. Współczynniki korelacji pomiędzy parametrami cienkiej struktury warstwy wierzchniej a właściwościami tribologicznymi

Wskaźnik	Intensywność zużycia I_z	Współczynnik tarcia μ
	Grubość powłoki 4 μm	
D_{HKL}	-0,6231	-0,9355
ρ	-0,9532	-0,8771
$\Delta d/d$	-0,3092	0,3476
$\sigma_1 + \sigma_2$	-0,3091	0,3475
	Grubość powłoki 2 μm	
D_{HKL}	-0,4130	-0,8529
ρ	-0,5234	-0,8268
$\Delta d/d$	0,1121	0,4531
$\sigma_1 + \sigma_2$	0,1118	0,4529

Zauważyć można, że istnieją ściśle powiązania pomiędzy gęstością dyslokacji ρ , rozmiarami obszarów rozpraszania koherentnego D_{HKL} i właściwościami tribologicznymi warstwy wierzchniej obrabianych elementów.

Przeprowadzona analiza statystyczna pozwoliła znaleźć zależności pomiędzy przedstawionymi wielkościami oraz współczynniki determinacji R^2 dla tych zależności:

$$I_z = 9 \cdot 10^6 \rho^{-1,835} \text{ mm}^3/\text{min}; R^2 = 0,964;$$

$$\mu = -10^{-22} \rho^2 + 3 \cdot 10^{-12} \rho + 1123; R^2 = 0,916;$$

$$\mu = -0,003 D_{HKL}^2 + 0,0582 D_{HKL} - 2,7349; R^2 = 0,940,$$

gdzie ρ – gęstość dyslokacji; D_{HKL} – średni wymiar obszarów rozpraszania koherentnego.

4. PODSUMOWANIE

Na podstawie przeprowadzonych badań ustalono wpływ składu chemicznego powłoki na parametry cienkiej struktury warstwy wierzchniej i właściwości tribologiczne elementów ze stali 40H. Pomiedzy parametrami cienkiej struktury istnieją ściśle związki korelacyjne wynikające z jednorodnej struktury stali. Zmniejszenie grubości powłoki z 4 do 2 μm nie wpływa na wartości obszarów rozpraszania koherentnego, ale może istotnie wpływać na zmianę naprężeń 1-go i 2-go rodzaju i gęstość dyslokacji. Właściwości tribologiczne powierzchni obrabianej zależą przede wszystkim od gęstości dyslokacji i średnich rozmiarów obszarów rozpraszania koherentnego. Wśród rozpatrywanych powłok najbardziej efektywnej okazała się powłoka (AlTi)N o grubości 4 μm . Zmniejszenie grubości powłoki do 2 μm nie wykazuje istotnego wpływu na współczynnik tarcia, ale może spowodować istotny, do 70% wzrost intensywności zużycia obrabianej powierzchni.

LITERATURA

- [1] BARTARYA G., CHOUDHURY S.K., *State of the art in hard turning*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2012, 53, p. 1–14.
- [2] BYRNE G., DORNFELD D., DENKENA B., *Advancing Cutting Technology*, CIRP Annals–Manufacturing Technology, 2003, 52(2), p. 483–507.
- [3] KNUEFERMANN M.M.W., MCKEOWN P.A., *A Model for Surface Roughness in Ultraprecision Hard Turning*, CIRP Annals – Manufacturing Technology, 2004, 53(1), p. 99–102.
- [4] ФЕЛЬДШТЕЙН Е., ПАХА-ГОЛЕНБИОВСКА Х., *Тонкая структура поверхностного слоя деталей из легированных чугунов после чистовой токарной обработки и её влияние на трибологические свойства обработанной поверхности*, Металлофизика и новейшие технологии, 2011, 33(11), p. 1543–1558.

NAGNIATANIE TOCZNE POWIERZCHNI FREZOWANYCH O ZŁOŻONYCH KSZTAŁTACH

Janusz KALISZ¹, Aneta ŁĘTOCHA, Kazimierz CZECHOWSKI¹,
Andrzej CZERWIŃSKI¹, Łukasz JANCZEWSKI¹

1. WPROWADZENIE

Istnieje wiele metod obróbki wykończeniowej, które umożliwiają kształtowanie części maszyn, urządzeń i przyrządów zgodnie z wymaganiami dokładności i gładkości; wybór właściwego sposobu obróbki gładkościowej zależy głównie od celu jej stosowania. Nagniatanie umożliwia otrzymanie warstwy wierzchniej o szczególnie korzystnych właściwościach użytkowych. Obróbka ta polega na miejscowym odkształcaniu plastycznym na zimno przedmiotu wskutek siłowego oraz kinetycznego współdziałania narzędzia z powierzchnią obrabianą. Naciski powierzchniowe, jakim poddawany jest przedmiot podczas nagniatania, po przekroczeniu wartości naprężenia uplastyczniającego materiał obrabiany, powodują przemieszczenie nierówności i zgniot w warstwie wierzchniej przedmiotu obrobionego. Efektem przemieszczenia nierówności powierzchni jest zmniejszenie chropowatości powierzchni obrobionej i powstanie nowej struktury geometrycznej powierzchni (SGP), natomiast efektem zgniotu jest umocnienie materiału, które powoduje zmiany właściwości mechanicznych i fizycznych, m.in. wzrost twardości i wytrzymałości zmęczeniowej [1, 2]. W procesie nagniatania następuje niewielkie nagrzewanie się przedmiotu obrabianego, co wyklucza przypalenia, odwęglenia i deformacje cieplne, mogące wystąpić w innych metodach obróbki wykończeniowej, dlatego też może być z powodzeniem stosowany również do obróbki wyrobów ze stopów aluminium. Stopy aluminium charakteryzują się dobrymi własnościami wytrzymałościowymi oraz dobrą obrabialnością a niektóre z nich ze względu wymaganą dobrą polerowalność stosowane są do budowy form, tak jak badany stop EN AW-AlCu4MgSi(A) wykorzystywany jest do budowy form prototypowych i małoseryjnych.

¹ Instytut Zaawansowanych Technologii Wytwarzania, 30-011 Kraków, ul. Wrocławska 37a

W Zakładzie Obróbki Skrawaniem i Narzędzi IZTW w ostatnim czasie prowadzone były prace z zakresu nagniatania ślizgowego i tocznego powierzchni płaskich i przestrzennych na 5-osiowym centrum frezarskim CNC, po uprzedniej obróbce frezowaniem [3-6]. Opracowane zostały do tego celu konstrukcje narzędzi przeznaczonych na obrabiarki CNC, w których siła docisku kulki do powierzchni nagniatanej wywierana jest poprzez odpowiednie ugięcie sprężyny [3, 4].

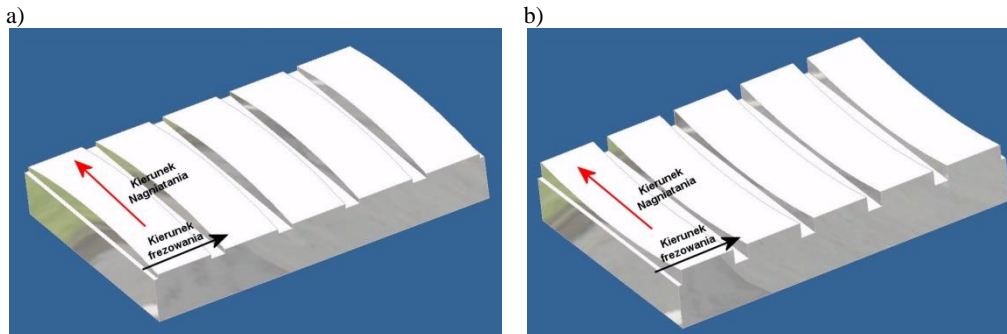
Podjęte badania miały na celu określenie możliwości poprawy właściwości warstwy wierzchniej a w efekcie wydłużenie żywotności i eliminację regeneracji elementów form wykonanych ze stopu aluminium EN AW-AlCu4MgSi(A). Zagadnienia nagniatania tocznego po frezowaniu rozwijano także w Instytucie Technologii Mechanicznej Zachodniopomorskiego Uniwersytetu Technologicznego w Szczecinie, gdzie stosowano narzędzia, w których siłę nagniatania wywierano za pomocą zasilacza hydraulicznego [7, 8].

2. METODYKA BADAŃ

Próbnom nagniatania poddano krzywoliniowe powierzchnie (wklęsłe i wypukłe) próbek ze stopu aluminium EN AW-AlCu4MgSi(A) (dawne PA6) o twardości 100÷110 HB. Do badań wykorzystano próbki o wymiarach 80x19 mm równomiernie rozmieszczone na płytach, na których wydzielono po 5 obszarów (Rys. 1). Powierzchnie próbek frezowano kształtując frezem kulistym (HSS-E) o średnicy $\phi 8$ mm z parametrami skrawania: $a_p=0,5$ mm, $f_z=0,05$ mm/ostrze, $f_{wf}=0,5$ mm, $v_c=190$ m/min. Zabieg frezowania wykonywany był metodą wierszowania ze stałym odchyleniem frezu od normalnej do powierzchni o kąt 15° w kierunku prostopadłym do osi Y z zachowaniem takich samych parametrów dla wszystkich pól. Po frezowaniu powierzchni frezem kulistym na połowie każdego z wydzielonych obszarów przeprowadzono zabieg nagniatania, co pozwoliło na wykonanie pomiarów zarówno powierzchni frezowanych jak i nagniatanych już po zakończeniu całego procesu obróbki, poza obrabiarką. Zrealizowano próby nagniatania wg wcześniej przyjętej strategii ortogonalnej, prostopadle w stosunku do kierunku frezowania (rys. 1) [5, 6].

W celu zmniejszenia tarcia i zwiększenia trwałości nagniataków w procesie nagniatania jako środek smarujący stosowano olej maszynowy.

Proces nagniatania realizowano jednym przejściem wykonanym w IZTW nagniatakiem tocznym z elementem nagniatającym ceramicznym (Si_3N_4) w kształcie kulki o promieniu 4 mm (rys. 2).



Rys. 1. Płyty dla prób nagniatania z wydzielonymi obszarami:
a) próbki z powierzchnią wypukłą, b) próbki z powierzchnią wklęsłą



Rys. 2. Nagniatak toczny z elementem nagniatającym ceramicznym w kształcie kulki

Opierając się na wynikach badań prowadzonych w IZTW nagniatanie realizowano wg przyjętej strategii ortogonalnej ze stałym posuwem $f_t=8000$ mm/min, stałą wartością siły nacisku sprężystego $F_n=100$ N ale z różnymi wartościami posuwu poprzecznego $f_{wn}=(0,02$ mm, $0,04$ mm, $0,06$ mm) [5, 6].

Cały proces obróbki (frezowanie i nagniatanie) przeprowadzano w jednym zamocowaniu na pięcioosiowym centrum frezarskim DMC 75V Linear.

Chropowatość powierzchni po frezowaniu i nagniataniu mierzono profilometrem TOPO 01.

Wszystkie programy sterujące obrabiarką, tak dla frezowania, jak i nagniatania opracowano z wykorzystaniem systemu NX CAM.

Stan geometryczny warstwy wierzchniej określono przez pomiar parametrów SGP, która była określana w układzie 2D i 3D. Oprócz wielkości zmierzonych bezpośrednio, określono również współczynniki zmniejszenia chropowatości K_{Ra} (1) i K_{Sa} (2).

$$K_{Ra} = \frac{Ra'}{Ra} \quad (1)$$

gdzie:

Ra' – średnie arytmetyczne odchylenie profilu od linii średniej (wartości przed nagniataniem),

Ra – wartości po nagniataniu.

$$K_{Sa} = \frac{Sa'}{Sa} \quad (2)$$

gdzie:

Sa' – średnia arytmetyczna wartości bezwzględnych wysokości z punktów na zdefiniowanym obszarze (wg PN-EN ISO 25178-2:2012 (E): *arithmetical mean height of the scale limited surface*); wartości przed nagniataniem,

Sa – średnia arytmetyczna wartości bezwzględnych wysokości z punktów na zdefiniowanym obszarze; wartości po nagniataniu.

3. WYNIKI BADAŃ

Wybrane uśrednione wyniki badań przedstawiono w tabeli 1. Najmniejsze wartości parametru chropowatości Ra uzyskano po nagniataniu powierzchni frezowanych przy posuwie poprzecznym nagniatania $f_{wn}=0,06$ mm; średnie wartości parametru chropowatości Ra wynosiły: dla powierzchni wklęsłych $Ra=0,13$ μm , a dla wypukłych $Ra=0,12$ μm . Największy współczynnik zmniejszenia chropowatości powierzchni wynosił – $K_{Ra}=17,75$ (dla powierzchni wklęsłych) i $K_{Ra}=17,83$ (dla powierzchni wypukłych). Najmniejsze wartości parametru chropowatości Sa uzyskano po nagniataniu powierzchni frezowanych przestrzennych przy posuwie poprzecznym nagniatania $f_{wn}=0,04$ mm i $f_{wn}=0,06$ mm; najmniejsze wartości parametru chropowatości Sa wynosiły: dla powierzchni wklęsłych $Sa=0,13$ μm , a dla wypukłych $Sa=0,12$ μm . Największy współczynnik zmniejszenia chropowatości powierzchni wynosił – $K_{Sa}=16,49$ (dla powierzchni wklęsłych) i $K_{Sa}=16,95$ (dla powierzchni wypukłych).

Tabela 1. Uśrednione wyniki badań nagniatania tocznego powierzchni przestrzennych, prowadzonego w kierunku ortogonalnym do posuwu frezowania, przy ustalonej sile nagniatania $F_n=100$ N

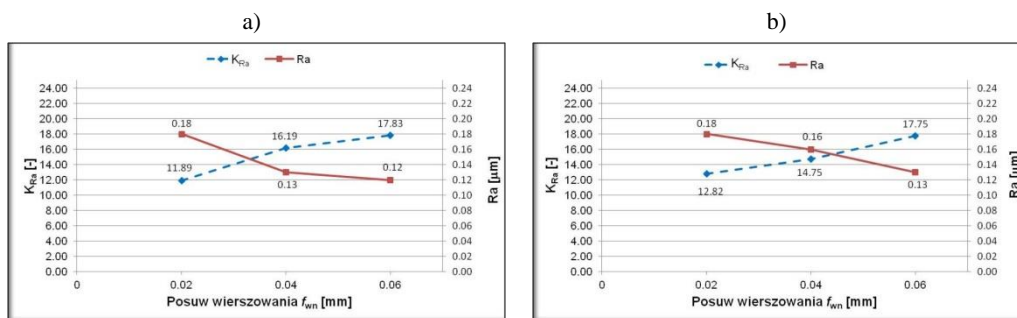
Rodzaj powierzchni	Posuw poprzeczny nagniatania/ f_{wn} , mm	Parametry SGP po frezowaniu					Parametry SGP po nagniataniu					K_{Ra}	K_{Sa}
		Ra' , μm	Rt' , μm	Sa' , μm	Sz' , μm	c' , % Sz' dla $Smc'(mr)=50\%$	Ra , μm	Rt , μm	Sa , μm	Sz , μm	c , % Sz dla $Smc(mr)=50\%$		
Wypukła	0,02	2,14	9,92	2,14	14,38	71	0,18	1,09	0,18	1,58	46	11,89	11,87
	0,04						0,13	0,81	0,13	1,27	43	16,19	16,95
	0,06						0,12	0,52	0,13	1,28	52	17,83	16,43
Wklęsła	0,02	2,31	10,30	2,49	11,88	71	0,18	1,08	0,17	1,54	48	12,82	13,58
	0,04						0,16	0,51	0,15	1,41	50	14,75	15,07
	0,06						0,13	0,50	0,14	1,39	47	17,75	16,49

Uwagi:

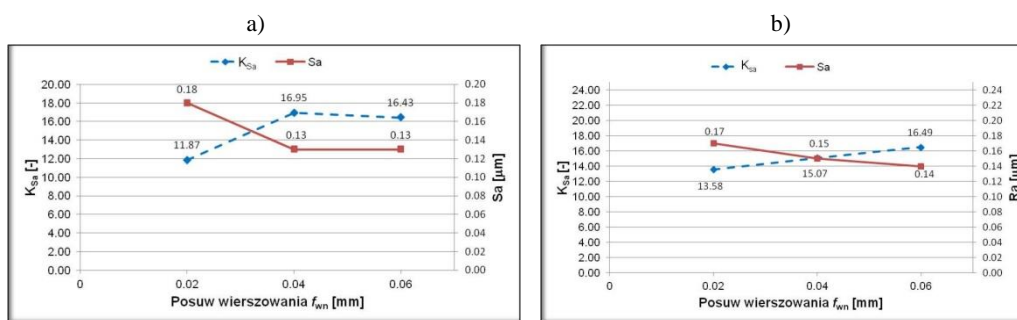
1. Kierunek pomiaru parametrów struktury geometrycznej powierzchni po frezowaniu: prostopadły do posuwu frezowania,
2. Kierunek pomiaru parametrów struktury geometrycznej powierzchni po nagniataniu: prostopadły do kierunku nagniatania,
3. Podana wartość c w % Sz dla $Smc(mr)=50\%$ – to wartość poziomu odniesienia c (czyli odległości od wierzchołków chropowatości do powierzchni cięcia; wyrażona w % Sz) dla $Smc(mr) = 50\%$,
4. Sz – maksymalna wysokość nierówności powierzchni (*maximum height of the scale-limited surface*),
5. $Smc(mr)$ – odwrotny obszarowy udział materiałowy powierzchni (*inverse areal material ratio of the scale-limited surface*),
6. SGP – struktura geometryczna powierzchni,
7. Parametry chropowatości powierzchni 2D i 3D określone zgodnie z PN-EN ISO 4287:1999 i PN-EN ISO 25178-2:2012 (E).

Zależności chropowatości powierzchni Ra , Sa oraz współczynnika zmniejszenia chropowatości K_{Ra} , K_{Sa} w funkcji posuwu poprzecznego f_{wn} dla badanego stopu aluminium przedstawiono w sposób graficzny na rysunkach 3, 4.

Po nagniataniu uzyskiwano następujące średnie wartości poziomu odniesienia c dla odwrotnego obszarowego udziału materiałowego powierzchni (wg PN-EN ISO 25178-2:2012 (E): *inverse areal material ratio of the scale-limited surface*) $Smc(mr)=50\%$): dla powierzchni wklęsłych wartości c zawierały się w zakresie $47\div 50\%$ Sz , a wypukłych w zakresie $c=43\div 52\%$ Sz (Rys. 5).



Rys. 3. Zależność $K_{Ra}=f(f_{wn})$ oraz $Ra=f(f_{wn})$ po nagniataniu tocznym ortogonalnym powierzchni krzywoliniowych wypukłych (a) oraz wklęsłych (b); siła nagniatania $F_n=100$ N

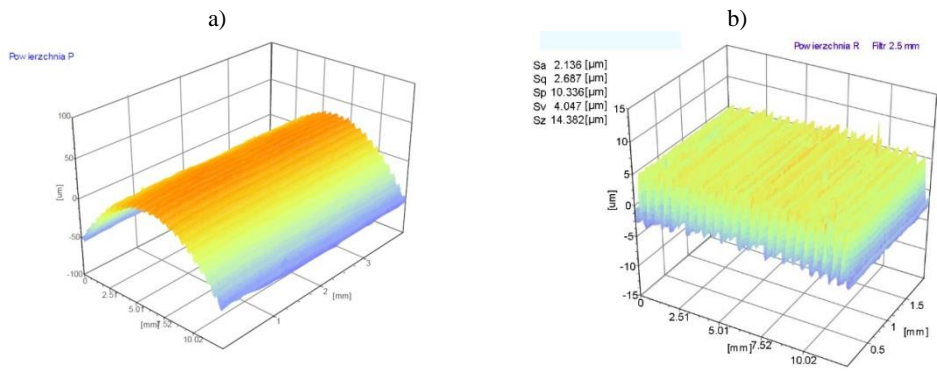


Rys. 4. Zależność $K_{Sa}=f(f_{wn})$ oraz $Sa=f(f_{wn})$ po nagniataniu tocznym ortogonalnym powierzchni krzywoliniowych wypukłych (a) oraz wklęsłych (b); siła nagniatania $F_n=100$ N

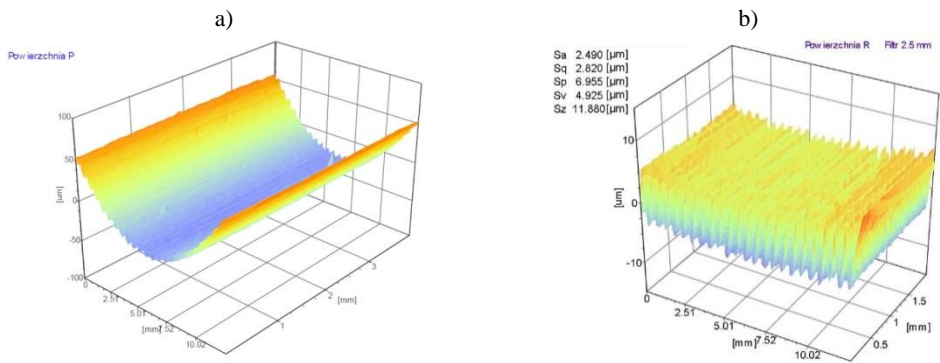


Rys. 5. Wartość poziomu odniesienia c (% Sz) dla $Smc(mr)=50\%$ po nagniataniu tocznym ortogonalnym powierzchni krzywoliniowych wypukłych (a) oraz wklęsłych (b) w zależności od posuwu wierszowania; siła nagniatania $F_n=100$ N

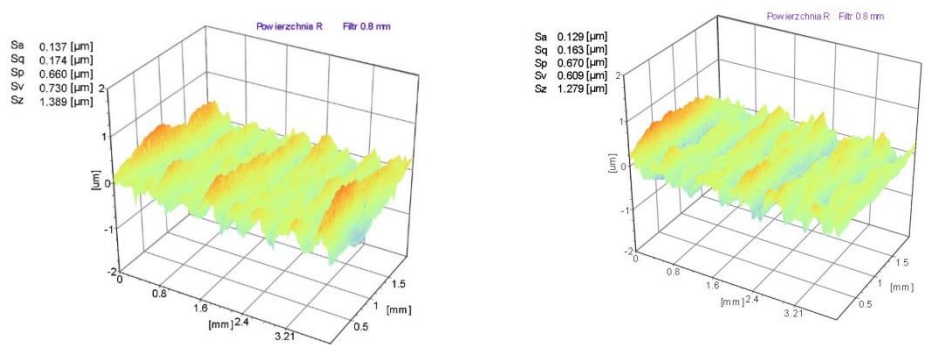
Przykładowe widoki 3D powierzchni frezowanych i nagniatanych zamieszczono na rysunkach 6, 7, 8.



Rys. 6. Widok 3D powierzchni wypukłej po frezowaniu:
 a) pierwotnej niefiltrowanej, b) po usunięciu kształtu i filtracji filtrem falistości



Rys. 7. Widok 3D powierzchni wklęsłej po frezowaniu:
 a) pierwotnej niefiltrowanej, b) po usunięciu kształtu i filtracji filtrem falistości



Rys. 8. Widok 3D powierzchni po nagniataniu po usunięciu kształtu i filtracji filtrem falistości:
 a) wklęsłej, b) wypukłej

4. PODSUMOWANIE

W każdym przypadku dla całego badanego zakresu czynnika zmiennego niezależnego f_{wn} następuje znaczne wygładzenie powierzchni nagniatanej. W optymalnych warunkach nagniatania uzyskuje się współczynnik zmniejszenia chropowatości K_{Ra} powyżej 17. Najmniejsza wartość parametru Ra po nagniataniu powierzchni krzywoliniowych wypukłych wynosiła $Ra=0,12 \mu m$, a wklęsłych $Ra=0,13 \mu m$. Uzyskano korzystne znaczne zmniejszenie poziomu odniesienia c dla $Smc(mr)=50\%$ dla powierzchni krzywoliniowych wypukłych i zbliżone wartości tego parametru dla powierzchni wklęsłych.

Występująca po nagniataniu zmiana charakteru SGP ze zdeterminowanej na losową lub mieszaną, jest typowa dla obróbki nagniataniem, ale może być również spowodowana zakłóceniami kinematycznymi, dynamicznymi i tribologicznymi.

Proces nagniatania tocznego kulką ceramiczną elementów ze stopu AlCu4MgSi(A) powierzchni uprzednio frezowanych poprawia jakość technologicznej warstwy wierzchniej, wpływając korzystnie na jej chropowatość powierzchni, udział materiałowy. Przydatność tej metody jako obróbki wykończeniowej elementów form wymaga jednak dodatkowych badań jak np. stopnia umocnienia i rozkładu naprężeń własnych w warstwie wierzchniej, zużycia ściernego.

LITERATURA

- [1] PRZYBYLSKI W., *Technologia obróbki nagniataniem*. Warszawa, Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, 1987.
- [2] POŁOWSKI W., *Nagniatanie*. Rozdział w Poradniku inżyniera, konstruktora i mechanika. Obróbka skrawaniem w praktyce pod redakcją J. Stósa. Warszawa, Wydawnictwo Verlag Dashofer, 2008.
- [3] CZECHOWSKI K., POŁOWSKI W., KALISZ J., JANCZEWSKI Ł., TOBOŁA D., WSZOŁEK J., *Zestaw narzędzi do obróbki nagniataniem na obrabiarkach sterowanych numerycznie*. Innovative Manufacturing Technology 2, Kraków, 2012, 77-100.
- [4] CZECHOWSKI K., POŁOWSKI W., KALISZ J., JANCZEWSKI Ł., TOBOŁA D., WSZOŁEK J.: *Zestaw narzędzi do nagniatania tocznego i ślizgowego powierzchni złożonych na obrabiarkach CNC*. Mechanik, 2012, 12, 1041-1044.
- [5] KALISZ J., CZERWIŃSKI A., JANCZEWSKI Ł., CZECHOWSKI K., POŁOWSKI W., TOBOŁA D., *Wybrane aspekty modyfikacji struktury geometrycznej powierzchni po frezowaniu za pomocą nagniatania tocznego i ślizgowego*. Obróbka skrawaniem interakcja proces-obrabiarka, VII Szkoła Obróbki Skrawaniem, Mierzęcin, 2013, 201-208. Dysk CD: Mechanik, 2013, 8-9.
- [6] KALISZ J., JANCZEWSKI Ł., CZECHOWSKI K., POŁOWSKI W., *Wybrane aspekty nagniatania tocznego powierzchni frezowanych*. Innovative Manufacturing Technology 2013, Kraków, 2013, 201-212.
- [7] SOSNOWSKI M., GROCHAŁA D., *„Problemy technologii nagniatania powierzchni przestrzennych złożonych na centrach obróbkowych”*. Mechanik, 2011, 1, 14-18.
- [8] GROCHAŁA D., *„Nagniatanie narzędziami hydrostatycznymi złożonych powierzchni przestrzennych na frezarkach CNC”*, Praca Doktorska, Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny w Szczecinie. Wydział Inżynierii Mechanicznej i Mechatroniki, Szczecin, 2011.

MODYFIKACJA CHROPOWATOŚCI POWIERZCHNI PRZY TOCZENIU STALI CHROMOWO-NIKLOWO- MOLIBDENOWEJ OSTRZAMI TYPU WIPER

Paweł KAROLCZAK¹, Maciej KOWALSKI¹

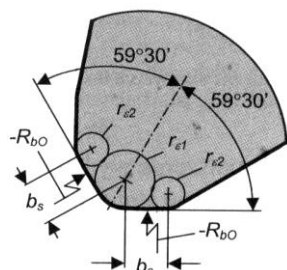
1. WSTĘP

Wymagania stawiane wielu urządzeniom produkowanym w przemyśle: samochodowym, spożywczym czy chemicznym stale rosną. Dotyczą głównie niezawodności i trwałości. Sprawiają, że konieczne jest do ich wytworzenia zastosowanie materiałów o coraz to lepszych 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. Typowe obszary zastosowań stali z tej grupy to: budownictwo, architektura, ochrona środowiska, przemysł chemiczny, przemysł farmaceutyczny, celulozowy i papierniczy, przemysł samochodowy [6].

Drugim ważnym czynnikiem wpływającym na produkcję są dotykające przemysł kryzysy ekonomiczne. Powodują one konieczność ciągłego doskonalenia procesów produkcyjnych i technologicznych ze szczególnym uwzględnieniem niskich kosztów i wysokiej wydajności produkcji. Z tego względu zaobserwować można ciągły rozwój maszyn technologicznych i narzędzi. W przypadku jednak, gdy wymagania stawiane powierzchni wytwarzanych elementów są bardzo wysokie, niemożliwe jest zwiększenie posuwów, a więc obniżona zostaje wydajność produkcji. W takich sytuacjach uzasadnione wydaje się być wprowadzenie ostrzy o geometrii typu Wiper. Ostrza tego typu posiadają zmodyfikowane naroże. Modyfikacja naroży Wiper polega na wprowadzeniu pomocniczych krawędzi wygładzających o bardzo dużym promieniu

¹ Politechnika Wroclawska, Wydział Mechaniczny, Katedra Obrabiarek i Technologii Mechanicznych, ul. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław

zaokrąglenia R_{b0} oraz w niektórych przypadkach pomocniczych krawędzi zaokrąglenia naroża r_{e1} i r_{e2} (rys. 1).



Rys. 1. Ostrze typu Wiper [1]

Dzięki zmodyfikowanej geometrii płytki te mogą pracować z podwyższonymi posuwami przy zachowaniu małej chropowatości powierzchni (rys. 2). 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, 5, 6] stwierdzono, że dla posuwów większych od $f=0,14$ mm/obr skuteczność zastosowania ostrzy typu Wiper może być większa. W pracach [5, 6] stwierdzono, że w obróbce stali nierdzewnych skuteczność ostrzy typu Wiper może dochodzić nawet do 7-krotnego zmniejszenia chropowatości. Jednocześnie zauważono, że przy bardzo małych posuwach (poniżej 0,11 mm/obr) chropowatość po toczeniu zmodyfikowanymi ostrzami może być nieznacznie większa niż w przypadku zastosowania ostrzy tradycyjnych.



Rys. 2. Schemat powstawania chropowatości powierzchni po toczeniu ostrzami o: a) narożu tradycyjnym, promieniowym; b, c) narożu typu Wiper [4]

2. METODYKA BADAŃ

Celem badań było sprawdzenie stopnia skuteczności działania ostrzy typu Wiper w toczeniu wzdłużnym trudnoobrabialnych stali nierdzewnych zawierających nikiel, chrom oraz molibden.

Badaniom skrawalności poddano stal odporną na korozję o oznaczeniu X2CrNiMo17 – 12 – 2. W tabeli 1 przedstawiono skład chemiczny badanej stali, natomiast w tabeli 2 pokazano jej właściwości fizyczne i mechaniczne.

Tabela 1. Skład chemiczny stali X2CrNiMo 17 – 12 - 2 wg PN EN 10088:2007

SKŁAD CHEMICZNY [%] stali X2CrNiMo 17 – 12 - 2					
C	Cr	Ni	Mn	Mo	N
<=0,03	17,5	11,5	<=2	2,3	<=0,11

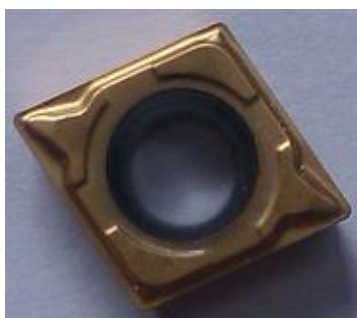
Tabela 2. Właściwości fizyczne i mechaniczne stali X2CrNiMo 17 – 12 - 2 wg PN EN 10088:2007

WŁAŚCIWOŚCI FIZYCZNE I MECHANICZNE stali X46Cr13			
E [N/mm ²]	Rm [N/mm ²] max	$Rp0,2$ [N/mm ²] min	A5 [%]min
20	500–700	200	40

Stal ta należy do grupy stali o strukturze austenitycznej. Stal ta może być stosowana na elementy pracujące w środowisku wody morskiej, na instalacje w przemyśle chemicznym, papierniczym, spożywczym, elementy architektoniczne i wiele innych. Do badań przygotowano wałek o średnicy 50 mm, na którym wykonano segmenty o szerokości 15 mm. Próby toczenia przeprowadzono na tokarce sterowanej numerycznie TUR 560MN. Do skrawania zastosowano 4 różne płytki skrawające:

- CCMT 09T304 – MF – 1025 (płytką rombowa, tradycyjna, rys. 3),
- CCMT 09T304 – WF – 1025 (płytką rombowa o geometrii Wiper, rys. 4),
- TCMT 16T304 – MF – 1025 (płytką trójkątna, tradycyjna, rys. 5),
- TCMX 09T304 – WF – 1025 (płytką trójkątna o geometrii Wiper, rys. 6).

Płytki zamocowano odpowiednio w oprawce SCLCR 2020K09 o kącie przystawienia $\kappa_r = 95^\circ$ oraz w oprawce STGCR 2020K16 o kącie przystawienia $\kappa_r = 91^\circ$. Próby toczenia przeprowadzono w szerokim zakresie parametrów skrawania charakterystycznych dla obróbki wykańczającej, 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.



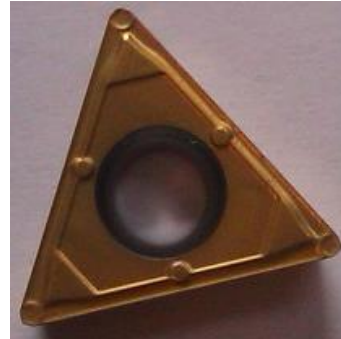
Rys. 3. Płytką CCMT 09T304 – MF – 1025



Rys. 4. Płytką CCMT 09T304 – WF – 1025



Rys. 5. Płytki TCMT 16T304 – MF – 1025



Rys. 6. Płytki TCMX 16T304 – WF – 1025

Pomiary chropowości powierzchni wykonano na profilografometrze Form Talysurf 120L firmy Taylor Hobson Limited (rys. 7).



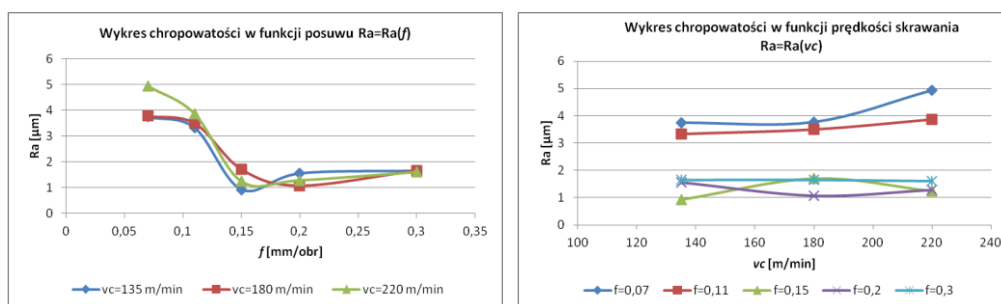
Rys. 7. Stanowisko do pomiaru chropowości – profilografometr Form Talysurf 120L

3. WYNIKI BADAŃ

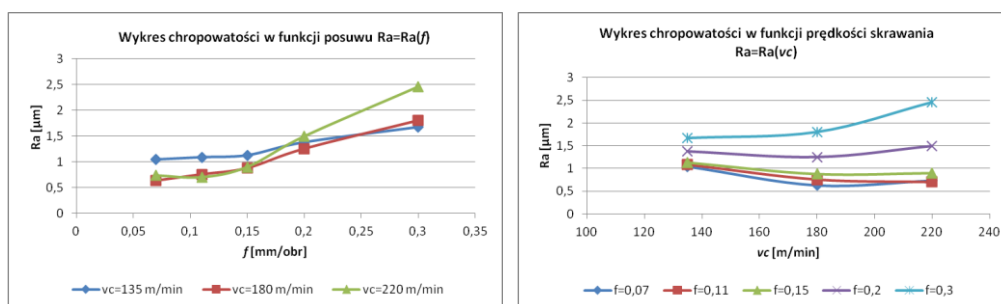
Pomiar chropowości 2D przeprowadzono na odcinku pomiarowym o długości 15 mm, z krokiem próbkowania $0,25 \mu\text{m}$. Tak zmierzone powierzchnie filtrowano, w celu oddzielenia chropowości od falistości i błędów kształtu, filtrem Gaussa z wielkością „cut-off” 2,5 mm. Każdą z powierzchni mierzono w 3 miejscach, obracając próbkę o 120° .

Do analizy chropowatości badanych powierzchni wytypowano parametr Ra , który razem z parametrem Rz jest często stosowany do opisu chropowatości powierzchni w warunkach przemysłowych.

Na rysunku 8 pokazano wpływ prędkości skrawania i posuwu na wybrane parametry chropowatości powierzchni po toczeniu badanej stali chromowo-niklowo-molibdenowej za pomocą noża z płytką CCMT 09T304-WF, natomiast na rysunku 9 przedstawiono wpływ parametrów skrawania na chropowatość Ra po toczeniu badanego materiału płytką TCMX 16T304-WF.



Rys. 8. Wartość parametru chropowatości Ra w funkcji posuwu i prędkości skrawania po toczeniu płytką CCMT 09T304-WF- 1025

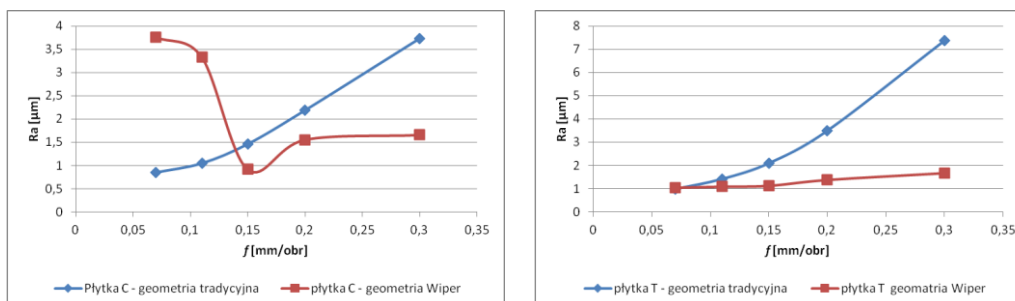


Rys. 9. Wartość parametru chropowatości Ra w funkcji posuwu i prędkości skrawania po toczeniu płytką TCMX 16T304-WF - 1025

Analizując otrzymane wyniki można zauważyć, że zarówno stosując płytki rombówce jak i trójkątne, wpływ prędkości skrawania na wartość parametru Ra w badanym zakresie jest niewielki. Zauważalny jest jedynie niewielki wzrost chropowatości po toczeniu z prędkością większą niż 185 m/min. Dużo ciekawsze wyniki otrzymano badając wpływ posuwu na chropowatość powierzchni. Obrabiając stal chromowo-niklowo-molibdenową ostrzami trójkątnymi o geometrii wygładzającej zaobserwowano, że wartość parametru Ra utrzymuje się na stałym poziomie dla $f=0,07-0,15$ mm/obr. Natomiast w zakresie posuwów większych od 0,15 mm/obr

stwierdzono niewielki wzrost chropowatości, który jest tym większy im większa była zastosowana prędkość skrawania. W przypadku obróbki płytkami rombowymi typu Wiper zaobserwowano znaczne zakłócenia przebiegu zmierzonych wartości parametru chropowatości Ra . Dotyczy to toczenia z posuwami $f=0,07-0,15$ mm/obr. Dla najmniejszego zastosowanego posuwu otrzymano największą chropowatość, zmierzoną na poziomie nawet 5 μm . Wraz ze wzrostem posuwu otrzymane wartości Ra maleją, stabilizując się na podobnym poziomie powyżej posuwu równego $f=0,15$ 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 pewne zakłócenia w zakresie małych posuwów. Otrzymane wyniki zgodne są z tymi, jakie uzyskano podczas obróbki rombowymi płytkami typu Wiper austenitycznej stali chromowo-niklowej [5] oraz martenzytycznej stali chromowej [6]. Warto jednak zauważyć, że w przypadku wspomnianych materiałów zakłócenia w kinematyczno-geometrycznym kształtowaniu powierzchni zaobserwowano dla posuwów $f=0,07-0,11$ mm/obr, a w przypadku stali nierdzewnej z molibdenem aż do posuwu 0,15 mm/obr. Ponadto na pogorszenie jakości powierzchni wpływ miał też niewątpliwie powstający wiór. Przy małych posuwach powstawał wiór długi i splątany, który mógł rysować powierzchnię obrobioną.

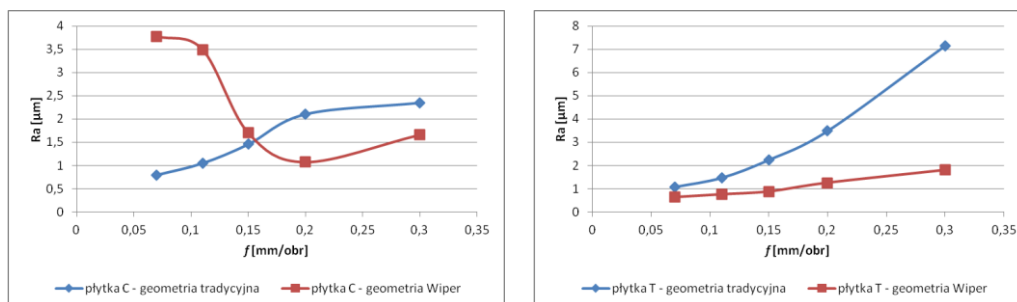
Na rysunkach 10, 11 i 12 porównano przebiegi zmian parametru chropowatości Ra w funkcji posuwu dla płytek o geometrii tradycyjnej i Wiper.



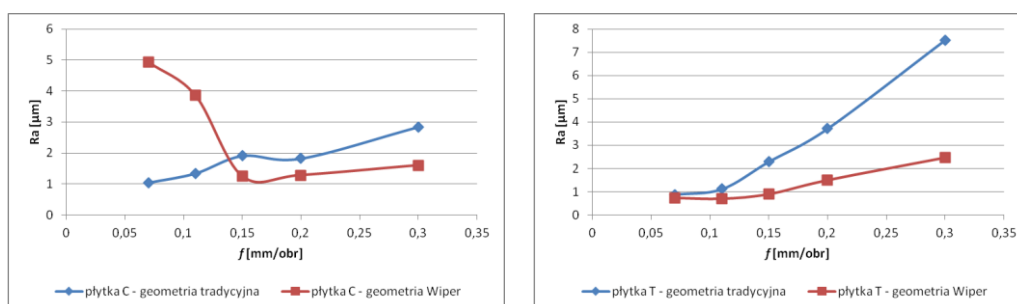
Rys. 10. Porównanie wartości parametru chropowatości Ra w funkcji posuwu i rodzaju geometrii zastosowanej płytki skrawającej, $v_c=135$ m/min

Analiza otrzymanych wyników pozwala stwierdzić, że podczas obróbki płytkami trójkątnymi, 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%. Wyniki toczenia badanej stali chromowo-niklowo-molibdenowej potwierdzają tę poprawę dla posuwów większych niż 0,15 mm/obr. Dla posuwów mniejszych, stosując płytki

Wiper, uzyskano poprawę chropowatości mniejszą niż 50%, a dla posuwu 0,07 mm/obr poprawy nie zaobserwowano.



Rys. 11. Porównanie wartości parametru chropowatości Ra w funkcji posuwu i rodzaju geometrii zastosowanej płytki skrawającej, $v_c=180$ m/min



Rys. 12. Porównanie wartości parametru chropowatości Ra w funkcji posuwu i rodzaju geometrii zastosowanej płytki skrawającej, $v_c=220$ m/min

Najkorzystniejszy wpływ ostrzy o geometrii wygładzającej zaobserwowano w przypadku zastosowania największego posuwu. Ostrza typu Wiper pozwoliły obniżyć uzyskany parametr Ra nawet o około 75%. W przypadku innych stali nierdzewnych pozytywny wpływ zmodyfikowanej geometrii ostrza sięgał nawet 85%. Prędkość skrawania nie miała, przy zastosowaniu ostrzy Wiper, wpływu na stopień modyfikacji chropowatości powierzchni.

Odmienne wyniki otrzymano podczas obróbki płytkami rombowymi. Ponieważ przy zastosowaniu ostrzy o tym kształcie i geometrii wygładzającej zaobserwowano zakłócenia w kinematyczno-geometrycznym kształtowaniu powierzchni w zakresie małych posuwów można stwierdzić, że w warunkach tych obróbka płytkami o tradycyjnej geometrii daje lepszą jakość powierzchni. Dopiero zastosowanie posuwów większych niż $f=0,15$ mm/obr pozwala na poprawę chropowatości powierzchni ostrzami Wiper. Najkorzystniejszy wpływ ostrzy o geometrii wygładzającej zaobserwowano w przypadku zastosowania największego posuwu

i najmniejszej prędkości skrawania ($f=0,15$ mm/obr; $v_c=135$ m/min). Rombowe ostrza Wiper pozwoliły w takich warunkach obróbki na obniżenie wartości parametru Ra o 56%. Warto zauważyć, że dla najmniejszego posuwu $f=0,07$ mm/obr, chropowatość Ra po toczeniu ostrzami o geometrii wygładzającej była nawet pięciokrotnie wyższa niż po toczeniu ostrzami tradycyjnymi. Ten niekorzystny wpływ zaobserwowano podczas obróbki innych stali nierdzewnych ostrzami rombowymi, jednak w przypadku badanej stali z molibdenem jest on najbardziej widoczny i najbardziej niekorzystny.

4. PODSUMOWANIE

Zastosowanie ostrzy wygładzających stwarza możliwości uzyskania znacznego zmniejszenia chropowatości obrabianej powierzchni. Stwierdzono, że w przypadku obróbki stali nierdzewnych zawierających molibden możliwe jest zmniejszenie wartości parametru Ra o 75% w stosunku do obróbki ostrzami tradycyjnymi. Efekt taki otrzymano podczas toczenia z posuwem $f=0,3$ mm/obr ostrzami trójkątnymi. Ponadto zauważono, że im mniejszy posuw zastosujemy podczas skrawania tym wygładzający efekt ostrzy Wiper maleje. Porównując płytki trójkątne i rombowe, stwierdzono, że pozytywny wpływ ostrzy wygładzających jest zdecydowanie większy w przypadku zastosowania ostrzy trójkątnych. Stwierdzono, że w przypadku małych posuwów i obróbki ostrzami rombowymi efekt zastosowania ostrzy Wiper jest niekorzystny.

LITERATURA

- [1] CICHOSZ P., *Narzędzia skrawające*. WNT, Warszawa 2006.
- [2] CICHOSZ P., KOŁODZIEJ M., *Wpływ ostrzy typu Wiper na chropowatość obrabianej 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] ELBACH M., YALLESE M. A., AOUCI H., MABROUKI T., RIGAL J. F., *Comperative assessment of wiper and conventional ceramic tools on surface roughness in hard turning AISI 4140 steel*, Measurement 46 (2013) s. 3041–3056.
- [5] 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.
- [6] KOWALSKI M., KAROLCZAK P., *Modyfikacja struktury geometrycznej warstwy wierzchniej przy toczeniu stali nierdzewnej o strukturze martenzytycznej ostrzami typu Wiper*, Mechanik 8–9/2013, s.217–224.

BADANIA STANU ENERGETYCZNEGO WARSTWY WIERZCHNIEJ STOPÓW MAGNEZU PO FREZOWANIU

Mariusz KŁONICA¹, Józef KUCZMASZEWSKI¹

1. WPROWADZENIE

Właściwości fizyczne warstwy wierzchniej obrabianych materiałów konstrukcyjnych są istotne ze względu na stabilność procesu technologicznego oraz cech eksploatacyjnych wyrobu. Badania stanu energetycznego [4, 9, 11-13, 15, 16] warstwy wierzchniej stopów magnezu, stosowanych między innymi w przemyśle lotniczym, po obróbce frezowaniem są niezmiernie istotne w zastosowaniach, w których występuje zjawisko adhezji. Należy tu wymienić technologie związane z nanoszeniem różnego rodzaju powłok adhezyjnych, klejeniem, uszczelnianiem i inne. Bardzo ważnym etapem wykonania połączeń adhezyjnych jest odpowiednie przygotowanie warstwy wierzchniej materiałów łączonych. Praktyczne znaczenie w wymienionych technologiach mają badania stanu energetycznego warstwy wierzchniej. Od kilkudziesięciu lat są one obiektem zainteresowań wielu dyscyplin naukowych, takich jak: fizyka, chemia, inżynieria materiałowa oraz w ostatnich latach także biotechnologia.

Warstwa wierzchnia w przeciwieństwie do powierzchni ma różną grubość i jest zależna od wielu cech fizycznych i chemicznych danego materiału konstrukcyjnego. Wartość jej może wynosić od ułamka nanometra do kilku czy kilkudziesięciu mikrometrów, a nawet więcej. Natomiast powierzchnia w sensie fizycznym jest jednym z podstawowych pojęć geometrii, definiowana jako zbiór punktów lub prostych, a zatem nie posiada grubości. W literaturze występuje definicja powierzchni, określona w sposób stosowany w analizie inżynierii powierzchni, jako warstwa

¹ Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny, Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji, ul. Nadbystrzycka 36, 20-618 Lublin, e-mail: m.klonica@pollub.pl

o grubości od 1 do 4 zewnętrznych warstw atomowych. Stosuje się również określenie warstwa powierzchniowa lub warstwa przypowierzchniowa [3].

Stopy magnezu są dość łatwo obrabialne i z powodzeniem można kształtować je procesami obróbki skrawaniem z dużymi prędkościami (HSC) [23, 25, 26]. Narzędzia przeznaczone do obróbki frezowaniem stopów magnezu mają mniejszą liczbę ostrzy skrawających w celu zwiększenia przestrzeni wiórowych. Trwałość narzędzi można zwiększyć poprzez zastosowanie powłok na powierzchni robocze.

Coraz częściej mówi się o prowadzeniu obróbki frezowaniem z zastosowaniem mgły cieczy chłodząco-smarującej MQL (Minimum Quantity Lubrication). Prowadząc obróbkę w warunkach MQL niezmiernie istotne jest odpowiednie kształtowanie energetyczne warstwy wierzchniej w strefie skrawania obrabianego materiału. Ważne jest, aby rozproszona ciecz w powietrzu (aerazol) użyta podczas obróbki znalazła się i pozostała możliwie długo w strefie skrawania.

W ostatnich latach coraz większy wzrost efektywności obróbki [1, 2, 5-7, 10], w tym także rozwój wysokowydajnych metod skrawania, powoduje wzrost wymagań stawianych narzędziom skrawającym. Podstawowym kryterium oceny danego narzędzia do obróbki jest zapewnienie odpowiedniej jakości obrabianych materiałów. Często stan powierzchni po tej obróbce jest ostateczny i wpływa bezpośrednio na właściwości eksploatacyjne. Zastosowanie wysokoobrotowych obrabiarek CNC do obróbki skrawaniem zapewnia uzyskanie powierzchni o odpowiedniej dokładności geometrycznej. Ciągły rozwój materiałów narzędziowych, geometrii ostrza (płytki narzędziowe), a także ciągła optymalizacja powłok stosowanych na narzędzia powodują poprawę jakości warstwy wierzchniej jaką uzyskujemy po obróbce skrawaniem [17-22, 24].

Głównym celem prowadzonych badań jest analiza właściwości energetycznych warstwy wierzchniej stopów magnezu, stosowanych w przemyśle lotniczym, po obróbce konwencjonalnej (przyjęta w badaniach prędkość skrawania $v_c=200$ m/min) oraz po obróbce HSM (prędkość skrawania $v_c=1200$ m/min). Wyniki opracowano statystycznie z zachowaniem standardów naukowych.

2. STANOWISKO BADAWCZE

Próbki wykonano na pionowym centrum obróbkowym VMC 800 HS. Podczas obróbki użyto frez pełnowęglkowy (gat. węgla H10) oraz frez z płytkami diamentowymi (PKD) firmy Mapal. W tabeli 1 przedstawiono charakterystykę narzędzi oraz parametry obróbki z jakimi zostało przeprowadzone frezowanie. Wszystkie próbki poddano obróbce frezowaniem bez użycia chłodziwa oraz z użyciem chłodziwa MobilCut 222 (emulsja ogólnego przeznaczenia, stężenie (6–8)%).

Pomiar chropowatości powierzchni zrealizowano za pomocą profilografometru firmy Taylor – Hobson Surtronic 3+. Do analizy profili wykorzystano oprogramowanie TalyProfile Lite.

Tabela 1. Narzędzie oraz parametry technologiczne obróbki

Narzędzie	Frez pełnowęglkowy	Frez z płytkami diamentowymi
Średnica D_c , mm	16	
Liczba ostrzy z	3	
Prędkość obrotowa n , obr/min.	3979	23873
Prędkość skrawania v_c , m/min	200	1200
Głębokość skrawania a_p , mm	1	
Posuw na ostrze f_z , mm/ostrze	0,01	
Prędkość posuwu v_f , mm/min.	119	716
Szerokość frezowania a_e mm	15	

Do pomiarów kąta zwilżania oraz wyznaczenia swobodnej energii powierzchniowej użyto goniometru PGX. Ciecze pomiarowe (woda destylowana oraz diiodometan), służące do pomiaru kątów zwilżania na badanych powierzchniach o stałej objętości 4 μ l nanoszono w sposób automatyczny przez mechanizm goniometru.

3. METODYKA BADAŃ

Próbki wykonano ze stopu magnezu AZ 31 oraz ze stopu AZ 91HP. Pomiaru chropowatości dokonywano w kierunku prostopadłym do śladów obróbki minimum 8 razy na każdej z badanych powierzchni a następnie wartości parametru R_a uśredniono i przedstawiono na wykresach. Długość odcinka elementarnego przyjęto wg tabel [8] na poziomie $L_c=0,8$ mm.

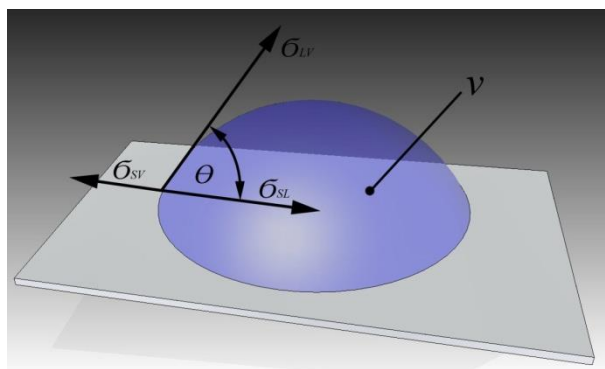
Pomiary kąta zwilżania badanych próbek odbywały się na płycie pomiarowej, której poziom był sprawdzany poziomicą optyczną w temperaturze otoczenia wynoszącej (29–21)°C i wilgotności względnej (32–45)%. Na badanych powierzchniach wykonano minimum po 10 pomiarów kąta zwilżania zarówno wodą destylowaną jak i diiodometanem.

Bilans swobodnej energii powierzchniowej (SEP) i międzyfazowej w układzie ciało stałe–ciecz–gaz opisuje równanie Younga (1).

$$\sigma_{SV} = \sigma_{SL} + \sigma_{LV} \cos \Theta_V \quad (1)$$

gdzie: σ_{SV} – napięcie powierzchniowe na granicy faz ciało stałe–gaz, σ_{SL} – napięcie powierzchniowe na granicy faz ciało stałe–ciecz, σ_{LV} – napięcie powierzchniowe na granicy faz ciecz–gaz, Θ_V – równowagowy kąt zwilżania.

Graficzną interpretację oraz sposób pomiaru kąta zwilżania przedstawiono na rysunku 1.



Rys. 1. Graficzna interpretacja równania Younga

Litera v przedstawiona na rysunku 1 odnosi się do objętości kropli cieczy pomiarowej użytej podczas badań.

3.1. ANALIZA STATYSTYCZNA W BADANIACH

Pierwszym etapem przeprowadzenia eksperymentu są badania wstępne. Na podstawie analizy rozrzutu i przyjętego poziomu istotności określono niezbędną liczbę pomiarów w badaniach zasadniczych według równania (2) [14]:

$$n = \frac{t_{\alpha}^2 \cdot s^2}{d^2} \leq n_0 \quad (2)$$

gdzie: n_0 - liczebność próby wstępnej, t_{α} - wartość zmiennej t-Studenta, s^2 - wariancja z próby wstępnej, d - maksymalny błąd szacunku, równy maksymalnemu błędowi pomiarowemu.

Odchylenie standardowe obliczono z zależności (3), natomiast wariancję z równania (4):

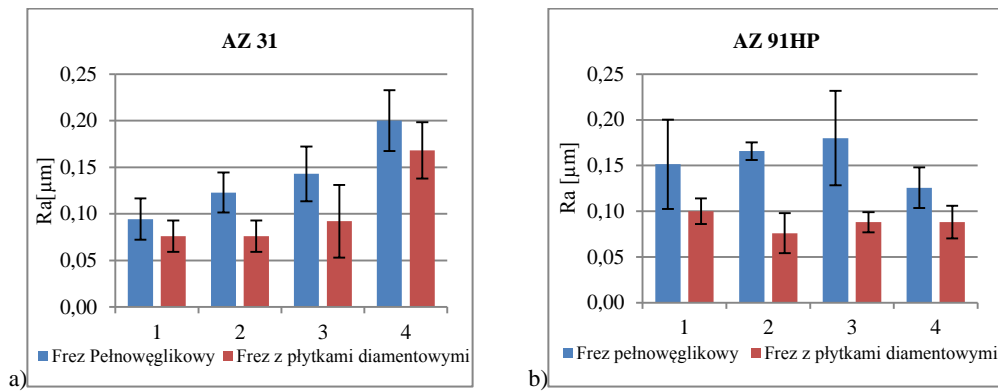
$$s = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}{n - 1}} \quad (3)$$

$$s^2 = \frac{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}{n - 1} \quad (4)$$

gdzie: y_i - wartość czynnika wynikowego w i -tym pomiarze, \bar{y} - średnia arytmetyczna, n - całkowita liczba pomiarów.

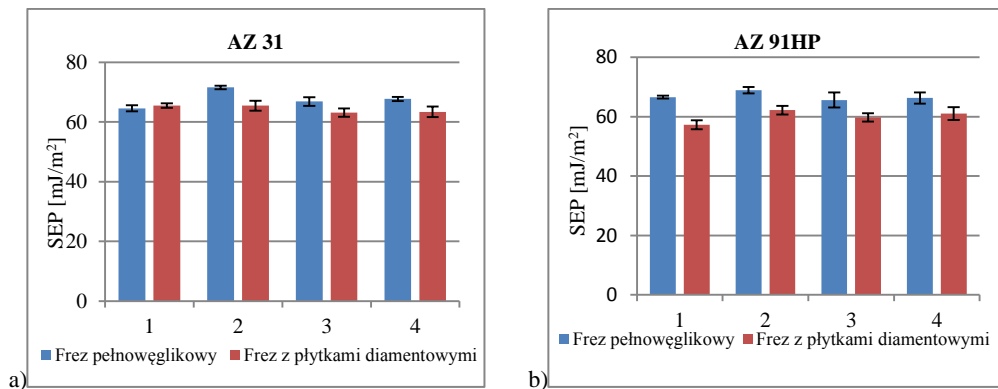
4. WYNIKI BADAŃ

Na rysunku 2 przedstawiono wpływ prędkości skrawania oraz warunków chłodzenia na wartości parametru chropowatości powierzchni Ra stopów magnezu.



Rys. 2. Wpływ prędkości skrawania oraz obecności cieczy chłodząco-smarującej na wartości parametru chropowatości Ra: a) stopu magnezu AZ31, b) stopu magnezu AZ 91HP, 1 - $v_c=200$ m/min bez chłodzenia, 2 - $v_c=200$ m/min z chłodzeniem, 3- $v_c=1200$ m/min bez chłodzenia, 4 - $v_c=1200$ m/min z chłodzeniem

Dla stopu magnezu AZ 31 zaobserwowano nieznaczny wzrost wartości parametru chropowatości Ra dla frezowania z użyciem chłodziwa z prędkością skrawania $v_c=1200$ m/min, w porównaniu do wcześniej prowadzonej obróbki.



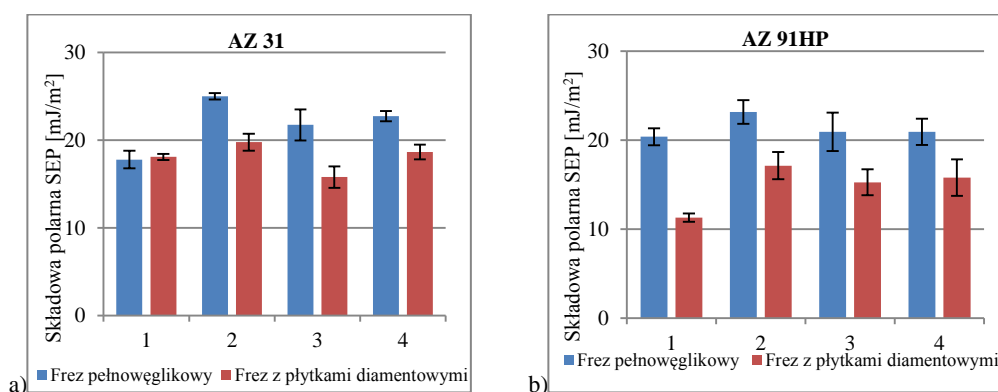
Rys. 3. Wpływ prędkości skrawania oraz obecności cieczy chłodząco-smarującej na wartości swobodnej energii powierzchniowej: a) stopu magnezu AZ31, b) stopu magnezu AZ 91HP, 1 - $v_c=200$ m/min bez chłodzenia, 2 - $v_c=200$ m/min z chłodzeniem, 3- $v_c=1200$ m/min bez chłodzenia, 4 - $v_c=1200$ m/min z chłodzeniem

Zarówno dla stopu magnezu AZ 31 jak i dla stopu magnezu AZ 91HP zauważono mniejsze wartości parametru Ra chropowatości powierzchni próbek frezowanych frezem z płytkami diamentowymi. Należy jednak zauważyć, że jest to ten sam przedział wg skali klasyfikacji chropowatości powierzchni.

Wpływ prędkości skrawania oraz zastosowania cieczy podczas obróbki, na wartości swobodnej energii powierzchniowej przedstawiono na rysunku 3.

Analizie poddano dwa stopy magnezu (AZ 31 oraz AZ 91HP). Obróbkę prowadzono z użyciem chłodziwa oraz bez użycia chłodziwa ze zmiennymi prędkościami skrawania z zastosowaniem dwóch frezów. Z przeprowadzonych badań wynika, że wartość swobodnej energii powierzchniowej stopu magnezu AZ 31 wzrasta dla obróbki frezowaniem prowadzonej z udziałem cieczy chłodząco-smarującej. Efekt ten jest znacznie bardziej widoczny dla obróbki przeprowadzonej z prędkością $v_c=200$ m/min (frez pełnowęglkowy). Podobny efekt, w nieco mniejszym stopniu, zaobserwowano dla stopu magnezu AZ 91HP. Powierzchnie frezowane z zastosowaniem frezu z płytkami diamentowymi charakteryzowały się stabilnym stanem energetycznym.

Na rysunku 4 przedstawiono wpływ prędkości skrawania oraz użycia cieczy chłodząco-smarującej na wartości składowej polarnej swobodnej energii powierzchniowej.



Rys. 4. Wpływ prędkości skrawania oraz obecności cieczy chłodząco-smarującej na wartości składowej polarnej swobodnej energii powierzchniowej: a) stopu magnezu AZ31, b) stopu magnezu AZ 91HP, 1 - $v_c=200$ m/min bez chłodzenia, 2 - $v_c=200$ m/min z chłodzeniem, 3- $v_c=1200$ m/min bez chłodzenia, 4 - $v_c=1200$ m/min z chłodzeniem

Na podstawie przeprowadzonych badań można stwierdzić zarówno dla stopu magnezu AZ 31 jak i dla stopu magnezu AZ 91HP wyższe wartości składowej polarnej swobodnej energii powierzchniowej próbek obrabianych z użyciem frezu pełnowęglkowego.

5. WNIOSKI

Na podstawie przeprowadzonych badań oraz analizy wyników można sformułować następujące wnioski:

1. Dla stopów magnezu (AZ 31 oraz AZ 91 HP) po obróbce konwencjonalnej oraz w warunkach HSM, z użyciem chłodziwa oraz bez, nie zauważono istotnej zmiany w wartości parametru chropowatości Ra.
2. Interesujący jest znaczny wzrost wartości swobodnej energii powierzchniowej stopów magnezu (AZ 31 oraz AZ 91 HP) po obróbce frezowaniem (obróbka konwencjonalna oraz w warunkach HSM) z użyciem cieczy chłodząco-smarującej w stosunku do obróbki na sucho - frez pełnowęglkowy.
3. Warto zauważyć istotny wzrost wartości swobodnej energii powierzchniowej po obróbce w obecności cieczy chłodząco-smarującej w stosunku do obróbki na sucho dla stopu AZ31 w warunkach obróbki konwencjonalnej, wzrost ten jest relatywnie znacznie większy niż w warunkach HSM - frez pełnowęglkowy.
4. Zaobserwowano wzrost wartości składowej polarnej swobodnej energii powierzchniowej po obróbce frezowaniem (frez pełnowęglkowy) z użyciem cieczy chłodząco-smarującej w stosunku do obróbki na sucho.
5. Dla stopów magnezu można stwierdzić wzrost wartości składowej polarnej swobodnej energii powierzchniowej dla próbek frezowanych z prędkością $v_c=1200$ m/min (frez z płytkami diamentowymi).

*Badania realizowane w ramach Projektu "Nowoczesne technologie materiałowe stosowane w przemyśle lotniczym", Nr POIG.01.01.02-00-015/08 w Programie Operacyjnym Innowacyjna Gospodarka (POIG).
Projekt współfinansowany przez Unię Europejską ze środków Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego.*

LITERATURA

- [1] ADAMSKI W., *Wybrane kierunki zwiększania wydajności skrawania*. Mechanik, 5-6, 2009.
- [2] ARAI M., SATO S., OGAWA M., SHIKATA H., *Chip control in finish cutting of magnesium alloy*. Journal of Materials Processing Technology 62, 1996, 341-344.
- [3] Blicharski M., *Inżynieria powierzchni*. Wydawnictwo Naukowo-Techniczne Warszawa 2009.
- [4] CHIBOWSKI E., GONZALEZ-CABALLERO F., *Interpretation of contact angle hysteresis*. Journal of Adhesion Science and Technology, 11, 1993, 1195-1209.
- [5] FANG F., LEE L., LIU X., *Mean flank temperature measurement in high speed dry cutting of magnesium alloy*. Journal of Materials Processing Technology 167, 2005, 119-123.
- [6] FELD M., *Obróbka skrawaniem stopów aluminium*, Warszawa, WNT, 1984.
- [7] GRZESIK W., *Stan fizyczny warstwy wierzchniej przy toczeniu nożem jednokrawędziowym*, Mechanik 4, 1983, 227-230.
- [8] HUMIENNY Z.(red.), *Specyfikacje Geometrii Wyrobów (GPS) - wykład dla uczelni technicznych*. Oficyna Wydawnicza PW, 2001, 540s.

- [9] JAŃCZUK B., BIAŁOPIOTROWICZ T., *Swobodna energia powierzchniowa niektórych polimerów*. Polimery 32, 1987, 269-271.
- [10] JEMIELNIAK K., *Obróbka skrawaniem*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa 2004.
- [11] KŁONICA M., KUCZMASZEWSKI J., *Badania właściwości energetycznych warstwy wierzchniej wybranych stopów Al i Mg po obróbce frezowaniem*. Obróbka skrawaniem współczesne problemy, Szkoła Obróbki Skrawaniem, pod redakcją Bogdana Kruszyńskiego, Łódź 2010, 341-348.
- [12] KŁONICA M., KUCZMASZEWSKI J., *Ozonowanie stali 316L na potrzeby klejenia*. Technologia I Automatyżacja Montażu, 2, 2014, 51-56.
- [13] KŁONICA M., KUCZMASZEWSKI J., OZONEK J., *Ocena porównawcza właściwości energetycznych warstwy wierzchniej stopu tytanu*. Inżynieria materiałowa 5, 2009.
- [14] KORZYŃSKI M.: *Metodyka eksperymentu. Planowanie, realizacja i statystyczne opracowanie wyników eksperymentów technologicznych*. Wydawnictwo Naukowo-Techniczne. Warszawa, 2006.
- [15] KUCZMASZEWSKI J., *Fundamentals of metal-metal adhesive joint design*. Politechnika Lubelska, Oddział PAN w Lublinie, 2006.
- [16] KWIATKOWSKI M. P., KŁONICA M., KUCZMASZEWSKI J., SATOH S.: *Comparative Analysis of Energetic Properties of Ti6Al4V Titanium and EN-AW-2017A(PA6) Aluminum Alloy Surface Layers for an Adhesive Bonding Application*, Ozone: Science & Engineering: The Journal of the International Ozone Association, 35, 2013, 220-228.
- [17] MABROUKI T., GIRARDIN F., ASAD M., RIGAL J., *Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351)*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 48, 2008, 1187– 1197.
- [18] OCZOŚ K.E., *Doskonalenie procesów kształtowania ubytkowego stopów aluminium*. Mechanik 3-4, 2009.
- [19] OCZOŚ K.E., *Efektywne skrawanie stopów magnezu*. Mechanik 7, 2000.
- [20] OCZOŚ K. E., *Kierunki zwiększania produktywności procesów skrawania*, Mechanik 5–6, 2007.
- [21] ROY P., SARANGI S.K., GHOSH A., CHATTOPADHYAY A.K., *Machinability study of pure aluminium and Al–12% Si alloys against uncoated and coated carbide inserts*. Journal of Refractory Metals & Hard Materials, 27, 2009, 535–544.
- [22] SAÑCHEZ J.M., RUBIO E., A'LVAREZ M., SEBASTIA'N M.A., MARCOS M., *Microstructural characterisation of material adhered over cutting tool in the dry machining of aerospace aluminium alloys*. Journal of Materials Processing Technology, 164-165, 2005, 911-918.
- [23] SIENIAWSKI J., *Stopy aluminium stosowane w technice lotniczej*, Mechanik 7, 2009, 649–654.
- [24] TÖNSHOFF H. K., WINKLER J., *The influence of tool coatings in machining of magnesium*. Surface and Coatings Technology 94-95, 1997, 610-616.
- [25] YOUSEFI R., ICHIDA Y., *A study on ultra– high-speed cutting of aluminium alloy: Formation of welded metal on the secondary cutting edge of the tool and its effects on the quality of finished surface*. Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology 24, 2000, 371–376.
- [26] ZALEWSKI A., *Efektywne wytwarzanie dzięki optymalnej strategii obróbki HSM*. Projektowanie i konstrukcje inżynierskie, XII, 2007.

WPLYW WARUNKÓW FREZOWANIA STOPÓW MAGNEZU NA WYBRANE PARAMETRY SGP

Marek KOŁODZIEJ¹, Maciej KOWALSKI¹, Miłosz KOLENDA¹

1. WPROWADZENIE

Współczesne trendy rozwoju w konstruowaniu maszyn i urządzeń dążą do wykorzystania materiałów o możliwie małej masie właściwej, przy jednoczesnym zachowaniu, bądź też poprawieniu własności wytrzymałościowych oraz użytkowych produktów. Najbardziej chłonnymi rynkami na nowoczesne rozwiązania są m. in. przemysł kosmiczny, lotniczy i samochodowy. Konstruktorzy chętnie sięgają po materiały, które odznaczają się dużym stosunkiem wytrzymałości do masy. Jednym z przykładów materiałów cieszącymi się coraz to większą popularnością w tym aspekcie są stopy magnezu. Stopy te mają bardzo małą gęstość oraz dobrą skrawalność [5]. Ich stosunek wytrzymałości do masy w konstrukcjach/wyrobach jest bardzo korzystny, natomiast cena ciągle spada. Obecnie dąży się również do tego aby produkować elementy z monobloków, poprzez obróbkę na maszynach numerycznych. Pozwala to ograniczyć masę, gdyż minimalizuje to ilość części wchodzących w skład poszczególnego podzespołu poprzez tworzenie tzw. kieszeni [6]. Łącząc powyższe rozważania, stopy magnezu wydają się być bardzo atrakcyjną opcją.

Stopy magnezu są najlżejszymi ze wszystkich metali używanych w przemyśle. Charakteryzują się takimi cechami jak: ekranują przed falami pola magnetycznego, tłumią drgania, są odporne na wyszczerbienia, dobrze obrabialne, mało toksyczne

Do wad tych stopów należy zaliczyć: niezbyt dużą wytrzymałość, wydłużenie, odporność na wysokie temperatury jak również podatność na korozję [8]. W przebiegu obróbki magnezu oraz jego stopów mogą wystąpić niekorzystne zjawiska tj. samozapłon czy łatwa formacja narostu. Głównym utrudnieniem w obróbce stopów magnezu jest konieczność stosowania odpowiednich środków bezpieczeństwa, które

¹ Politechnika Wrocławska, Wydział Mechaniczny, Katedra Obrabiarek i Technologii Mechanicznych, ul. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław

polegają m.in. na bardzo dokładnym kontrolowaniu parametrów skrawania (kontrola dyssypacji ciepła), stosowaniu specjalnych środków chroniących przed wchodzeniem w reakcje chemiczne tj. utlenianie/spalanie, reakcji z wodą.

2. CEL PRACY I METODYKA

Celem pracy było zbadanie wybranych właściwości technologicznych SGP po frezowaniu stopów magnezu. Podjęto próbę określenia stopnia bezpieczeństwa zastosowanych warunków badania z uwagi na zwiększone ryzyko samozapłonu stopów magnezu. Celem pobocznym była ocena postaci powstającego wióra. W badaniach wykorzystano narzędzia wykonane z węgliku spiekanego pokrywanego metodą PVD. Powłokę płytek stanowiły kolejno nakładane warstwy: TiN, AlTiN oraz TiAlSiN. Dla szerszej analizy rozpatrywanego zagadnienia, badania przeprowadzono dla dwóch stopów magnezu AM60 oraz AZ91. W badaniach zmiennymi parametrami były prędkość skrawania, posuw oraz głębokość skrawania.

2.1. WARUNKI PROWADZENIA BADAŃ

Badane materiały zostały zakupione w postaci sztab. Na podstawie analizy wytopowej pierwiastków stopowych przeprowadzonej przez producenta otrzymano skład chemiczny badanych stopów, który przedstawiono w tabeli 1.

Tabela 1. Skład chemiczny stopów magnezu

	Pierwiastki chemiczne							
	Al [%]	Zn [%]	Mn [%]	Si [%]	Fe [%]	Cu [%]	Ni [%]	Be [%]
AM60	5,97	0,0356	0,269	0,0317	0,0023	0,0018	0,0004	0,001
AZ91	9,261	0,618	0,193	0,028	0,004	0,003	0,001	0,001

Podczas obróbki stopów magnezu należy zwrócić szczególną uwagę na wydzielające się ciepło podczas tego procesu. Proces skrawania należy tak prowadzić, aby nie dopuścić do osiągnięcia w strefie skrawania temperatury topnienia metalu, która mieści się w zakresie ok. 430–648,8°C. Zakres ten pokrywa się z zakresem temperatur zapłonu tj. 480–645°C [7].

Aby wystąpił samozapłon wiórów ze stopów magnezu muszą być spełnione określone warunki. Warunki te są zdeterminowane głównie poprzez parametry skrawania. Wraz ze wzrostem posuwu oraz prędkości skrawania zwiększa się grubość wióra, a tym samym trudniej o samozapłon ze względu na większą pojemność cieplną wióra. Wiór odpryskowy w przypadku mikroskrawania jest bardzo niebezpieczną formą. Jednak wraz ze wzrostem prędkości skrawania rośnie również temperatura. Dlatego tak ważnym elementem było odpowiednie dobranie zastosowanych parametrów skrawania (tabela 2) [4].

Tabela 2. Zestawienie zakresów parametrów obróbki

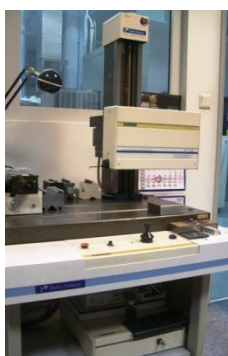
Parametr obróbki	Zakres wartości	
	Płytki SPKN 1203EDR PVD (N210)	
	AZ91	AM60
Prędkość skrawania v_c m/min	145–300	
Posuw f_z mm/ostrze	0,1–0,2	0,1–0,2
Głębokość skrawania a_p mm	1–3	
Szerokość skrawanej powierzchni a_e mm	75	
Chłodzenie lub smarowanie	Brak	

Do badań użyto głowicę frezową nasadzaną czołową o oznaczeniu HR 257.1-100-10. Głowica miała 8 ostrzy skrawających i średnicę $\varnothing 100$ mm. Jest to głowica o promieniowym kącie natarcia równym $\gamma_f=0^\circ$ (kąt zawarty między promieniem głowicy przechodzącym przez naroże ostrza, a krawędzią skrawającą płytki w płaszczyźnie poziomej) oraz kącie natarcia osiowym $\gamma_p=7^\circ$, nadająca się do frezowania z dużymi głębokościami skrawania, zapewniająca dobry spływ wióra. Kąt przystawienia K_r wynosił 75° .

Pomiary chropowatości przeprowadzono przy użyciu profilografometru FORM TALYSURF 120L firmy TAYLOR HOBSON z ustawieniami: długość odcinka pomiarowego – 8 mm, filtracja filtrem Gaussa $\lambda c=0,8$ mm, pasmo przenoszenia 300:1. Pomiar odbywał się metodą stykową poprzez odwzorowanie zarysu profilu igłą diamentową.

Kolejnym instrumentem pomiarowym wykorzystanym w badaniach był mikroskop optyczny 3D ContourGT-K firmy Bruker. Posłużył on do zbadania topografii powierzchni 3D z wybranych serii. W przeciwieństwie do poprzedniego przyrządu pomiarowego pomiar powierzchni jest wykonywany metodą bezstykową. Rozdzielczość pomiaru jest w tym przypadku ograniczona długością fali świetlnej.

Widoki stanowisk pomiarowych przedstawiają rys. 3 i rys. 4.



Rys. 3. Profilografometr FORM TALYSURF 120L



Rys. 4. Mikroskop optyczny 3D ContourGT-K

3. WYNIKI BADAŃ

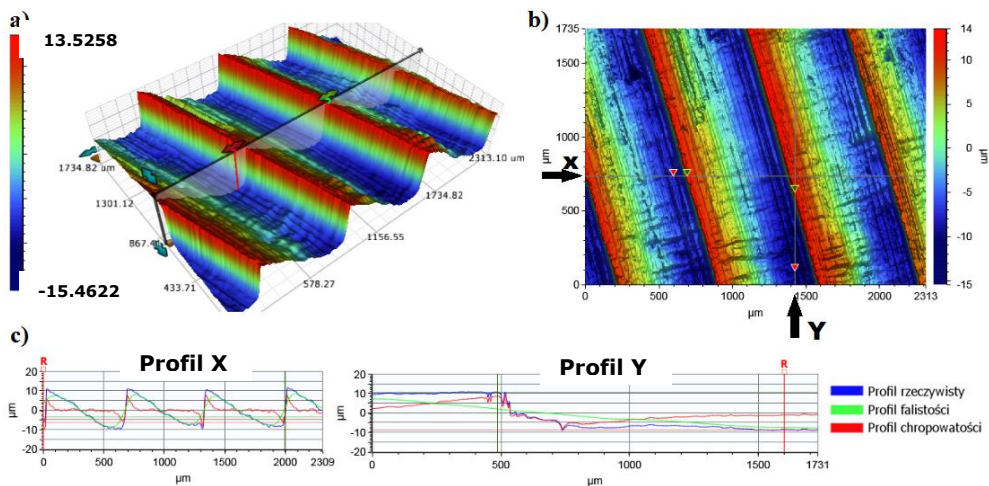
3.1. ANALIZA WPLYWU PARAMETRÓW SKRAWANIA NA CHROPOWATOŚĆ FREZOWANYCH POWIERZCHNI STOPU MAGNEZU AM60 I AZ91

Wyniki pomiarów wybranych parametrów SGP po frezowaniu próbek ze stopów magnezu zostały zamieszczone w tabeli 3. W tabeli przedstawiono wyniki uzyskane dla trzech prędkości skrawania $v_c=145, 230$ i 300 m/min, posuwów od $f_z=0,08$ do $f_z=0,2$ mm/ostrze oraz głębokości skrawania $a_p=1$ mm. Dla porównania wykonano również serię badań dla większej głębokości skrawania $a_p=3$ mm. Wyników tych w tabeli nie zamieszczono, z uwagi na to że wartości były do siebie zbliżone z uzyskanymi dla mniejszej głębokości skrawania. Część wyników pomiarów dla głębokości skrawania $a_p=3$ mm prezentuje rysunek 5 oraz wykresy na rys. 7 stanowiące analizę tych pomiarów.

Tabela 3 Zestawienie wartości parametrów chropowatości Ra i Rz dla $a_p=1$ mm

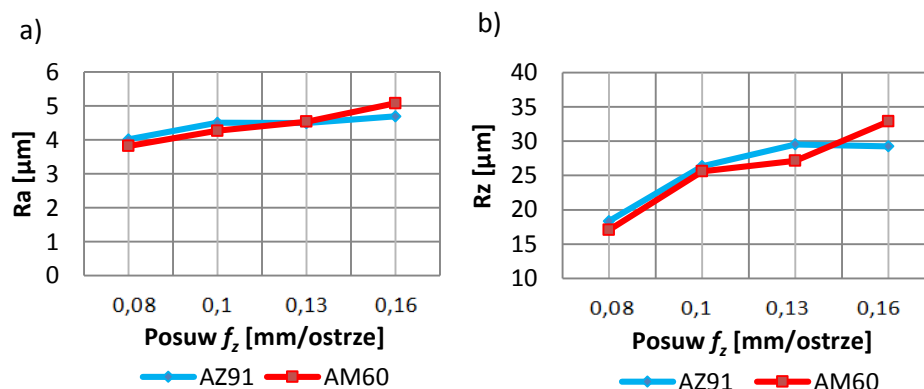
		$v_{c1}=145$ [m/min]		$v_{c2}=230$ [m/min]		$v_{c3}=300$ [m/min]	
		Ra [μm]	Rz [μm]	Ra [μm]	Rz [μm]	Ra [μm]	Rz [μm]
AZ91	$f_z=0,08$ mm/ostrze	3,83	17,72	3,83	16,97	4,01	18,36
	$f_z=0,10$ mm/ostrze	4,11	22,92	4,27	23,42	4,50	26,36
	$f_z=0,13$ mm/ostrze	4,17	25,04	4,98	30,47	4,49	29,53
	$f_z=0,16$ mm/ostrze	4,27	28,05	4,75	30,78	4,69	29,25
	$f_z=0,20$ mm/ostrze	5,15	29,52	3,04	20,35	-	-
AM60	$f_z=0,08$ mm/ostrze	3,67	17,01	3,99	17,45	3,82	17,09
	$f_z=0,10$ mm/ostrze	4,22	24,03	4,26	23,48	4,27	25,60
	$f_z=0,13$ mm/ostrze	4,51	29,42	4,81	30,60	4,54	27,15
	$f_z=0,16$ mm/ostrze	4,57	28,83	4,60	30,93	5,08	32,88
	$f_z=0,20$ mm/ostrze	4,25	33,01	3,79	21,28	-	-

Na rysunku 5c przedstawiono profile poszczególnych zarysów w dwóch wzajemnie prostopadłych do siebie kierunkach, dzięki czemu widać specyficzną dla frezowania czołowego anizotropię ukształtowanej struktury w kierunku prostopadłym oraz równoległym do kierunku obróbki.



Rys. 5. Topografia powierzchni frezowanej w układzie przestrzennym: stop AM60, $f_z=0,08$ mm/ostrze, $v_c=300$ m/min, $a_p=3$ mm a) widok izometryczny, b) widok z góry, c) profile w osi X i Y

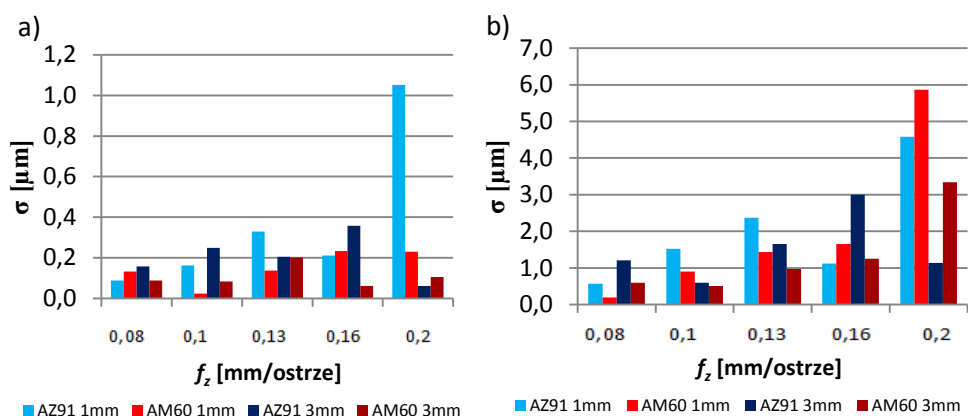
Na podstawie wyników z tabeli 3 dla wybranych parametrów skrawania sporządzono wykresy przedstawione na rys. 6.



Rys. 6. Wpływ wartości posuwu f_z na wybrane parametry SGP ($a_p=1$ mm, $v_c=300$ m/min): a) parametr Ra b) parametr Rz

Rozpatrując wpływ prędkości skrawania dla zastosowanych w badaniu zakresów posuwu i głębokości skrawania można stwierdzić, iż w tym przypadku nie miał on istotnego wpływu na wartości zmierzonych parametrów chropowatości tj. Ra i Rz . Dla różnych prędkości skrawania parametry Ra oraz Rz mają podobne wartości. Na rysunku 7 przedstawiono odchylenia standardowe wartości Ra oraz Rz w celu oceny rozbieżności uzyskiwanych parametrów chropowatości dla wszystkich prędkości

skrawania na jednym diagramie. Dzięki temu można zobaczyć jaki jest zakres zmienności (rozproszenie) wartości parametrów chropowatości przy takich samych posuwach i głębokościach skrawania dla trzech prędkości skrawania tj. $v_c=145, 230$ i 300 m/min, porównując dodatkowo dwa stopy magnezu.



Rys. 7. Odchylenie standardowe parametrów chropowatości: a) parametr R_a , b) parametr R_z

Jak wiadomo posuw ma największy wpływ na kształtowanie struktury geometrycznej powierzchni warstwy wierzchniej (WW). Powyższe wykresy potwierdzają tę zależność głównie dla parametru R_z . Z definicji wartości R_a są kilkukrotnie mniejsze od R_z co implikuje stwierdzenie, że należałoby przeprowadzić badania dla szerszego zakresu posuwu. W omawianych badaniach niezbyt duży zakres posuwu wynikał z ograniczeń zastosowanych płytek skrawających. Z pomiarów wynika, że na parametr R_z prędkość skrawania ma coraz większy wpływ wraz ze zwiększaniem posuwu. Obrazują to wyniki zamieszczone na wykresie 8b), których wartości rosną wraz ze wzrostem posuwu. W przypadku parametru R_a zauważamy mniejszą zmienność niż dla parametru R_z . (rys. 6 i 7a). Dla tych samych warunków wartości R_a są stabilne, a wartości parametru R_z wyraźnie rosną. Na przykładzie otrzymanych wyników można stwierdzić, że w praktyce nie należy się posługiwać tylko jednym parametrem opisującym profil WW, gdyż mogą wystąpić niejednoznaczności w ocenie badanej powierzchni. W skrajnych przypadkach może się zdarzyć, że dla takiej samej wartości parametru R_a otrzymać możemy bardzo odmienne wartości R_z .




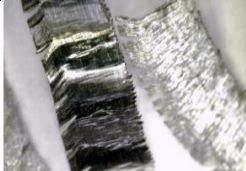
Z danych zamieszczonych w tabeli 3 wynika, że przy prędkości skrawania $v_c=230$ m/min, głębokości skrawania $a_p=1$ mm i posuwach z zakresu $f_z=0,16-0,2$ mm/ostre wartości parametrów chropowatości R_a i R_z ustalają się na pewnym poziomie bądź zauważalnie maleją. Przy posuwie $f_z=0,2$ mm/ostre wartości parametru R_a są mniejsze zarówno względem najmniejszego posuwu jak i dla pomiarów tego parametru dla wszystkich serii pomiarowych w badaniach. Można przypuszczać, że

zmiana ta jest spowodowana sposobem odkształceń plastycznych wiórów, polegająca na intensywniejszym ich spęczaniu. Wzrost posuwów do wartości $f_z=0,16-0,2$ mm/ostrze mógł wpłynąć na zmianę zjawisk przypowierzchniowych tj. tarcia, adhezji, dyfuzji, umocnienia, oraz cieplnych. Sposób w jaki wypadkowa zjawisk występujących w strefie skrawania oddziałuje na usuwanie lub odkształcanie się materiału można przewidzieć posługując się mapami odkształceń sporządzanych dla poszczególnych materiałów. Mapy te przedstawione są w funkcji temperatury homologicznej oraz naprężenia znormalizowanego bądź tempa odkształceń. W zależności od wartości wymienionych składowych możemy się znajdować w zakresie innego mechanizmu odkształcenia np. poprzez poślizg dyslokacji, pełzanie dyslokacji wysoko lub nisko temperaturowe czy też odkształcenia sprężyste. Każdy mechanizm charakteryzuje się odmienną zależnością opisaną w literaturze [2, 3].

3.2. OCENA KSZTAŁTU I WIELKOŚCI WIÓRÓW PO FREZOWANIU STOPÓW MAGNEZU

Występująca postać wióra podczas obróbki stopów magnezu jest bardzo specyficzna. Ilość różnych rodzajów wióra jest niewielka – głównie występują wióry elementowe i wstępowe krótkie. W większości przypadków wiór ma postać korzystną co pozytywnie wpływa na ocenę skrawalności. Obecność międzymetalicznej fazy β $Mg_{17}Al_{12}$ oraz słabych sił kohezji powodują, że wióry są łatwo łamliwe oraz krótkie [1]. Dzięki temu wióry są szybko odprowadzane ze strefy skrawania, powodując jednocześnie szybszy odpływ ciepła, co znacząco obniża ryzyko zapłonu. Ich forma nie stanowiła problemu z usuwaniem ze strefy roboczej frezarki. W porównaniu do innych metali wióry stopów magnezu po obróbce nie zajmują dużo miejsca gdyż łatwo się kruszą. Porównując dwa przebadane stopy nie zauważono większych różnic w morfologii wiórów. Sprawdzono również część wiórów przy większym powiększeniu pod kątem obecności przypaleń bądź nadtopień na ich powierzchni (tab. 4).

Tabela 4. Zestawienie przykładowych obrazów mikroskopowych wiórów po frezowaniu stopów magnezu dla $f_z=0,08$ mm/ostrze

Stop AZ91		Stop AM60	
$a_p=1$ mm, $v_c=145$ m/min	$a_p=3$ mm, $v_c=300$ m/min	$a_p=1$ mm, $v_c=145$ m/min	$a_p=3$ mm, $v_c=300$ m/min
			

4. PODSUMOWANIE

Badania doświadczalne oraz analiza pomiarów pozwoliły ukazać korelację między efektami technologicznymi powierzchni po frezowaniu, a przyjętymi parametrami skrawania. Na podstawie badań można sformułować następujące wnioski:

- stopień wpływu poszczególnych parametrów skrawania na parametry chropowatości był zmienny, gdyż zależał od wartości pozostałych zmiennych. Przykładem może być zmienny wpływ prędkości skrawania, gdy dla posuwu $f_z=0,08$ mm/ostrze wpływ ten był kilkukrotnie mniejszy niż dla $f_z=0,2$ mm/ostrze (rys.7b),
- decydującym parametrem wpływającym na stan WW okazał się być posuw f_z ,
- parametr R_z charakteryzuje się wyraźnym przebiegiem rosnącym tj. wraz ze wzrostem posuwu również on się zwiększał. Zakres zmienności parametru R_a jest mały. Dla różnych posuwów osiągał podobne wartości,
- dla badanych stopów magnezu stwierdzono rozbieżności w efektach dot. SGP wraz ze zwiększaniem się parametrów obróbki. Stwierdzono wzrost wartości parametrów chropowatości dla materiału AM60 i spadek dla AZ91,
- głębokość oraz prędkość skrawania miała duży wpływ na ilość wydzielanej energii np. w postaci wydzielanej dodatkowo energii akustycznej (nie udokumentowano) oraz na wielkość wiórów. Od prędkości skrawania $v_c=230$ m/min wióry elementowe prawie nie występowały. Wióry w całym zakresie pomiarowym przyjmowały korzystną postać, tzn. były odpowiednio krótkie, łamliwe oraz łatwe w transporcie i przetwarzaniu. Ponadto nie stwierdzono na ich powierzchni nadtopień lub przypaleń co pozwala stwierdzić, że zastosowane parametry skrawania były bezpieczne i nie osiągnięto temperatur z zakresu 480–645°C tj. samozapłonu.

LITERATURA

- [1] AKYUZ B.: *Machinability of magnesium and its alloys*. TOJSAT : The Online Journal of Science and Technology, July 2011, Volume 1, Issue 3.
- [2] DZIDOWSKI E.S., *Physical concept of shear fracture mesomechanism and its applications*, Central European Journal of Engineering, 2011, vol. 1, s. 217-233.
- [3] DZIDOWSKI E.S., CHRUSCIELSKI G., *Wpływ energii błędu ułożenia na mezoskopowo-makroskopowy mechanizm tworzenia się wiórow przy ścinaniu z jednym koncentratorem naprężeń*, Przegląd Mechaniczny, 2005, tom nr 7-8, s. 31-34.
- [4] FANG F.Z., LEE L.C., LIU X.D., *Mean flank temperature measurement in high speed dry cutting of magnesium alloy*, Journal of Materials Processing Technology, 2005, vol. 167, No. 1, s.119-123.
- [5] KAINER K.U., *Magnesium – Alloys and Technologies*, Weinheim: Wiley-Vch, 2003.
- [6] KUCZMASZEWSKI J., *Efektywność wytwarzania elementów lotniczych ze stopów aluminium i magnezu*, Komputerowo zintegrowane zarządzanie. T. 2, 2011, s.7-8.
- [7] OCZOŚ K.E., KAWALEC A., *Kształtowanie metali lekkich*, Warszawa: PWN, 2012.
- [8] Watarai H., *Trends of research and development for magnesium alloys - reducing the weight of structural materials in motor vehicles*, Science and Technology Trends, 2006, N 18, pp. 84-97.

WPLYW CHROPOWATOŚCI TOCZONEJ POWIERZCHNI POLIETYLENU (LDPE) NA JAKOŚĆ JEJ POŁĄCZEŃ Z TKANINAMI BAWELNIANYMI

Maciej KOWALSKI¹, Małgorzata CHABOWSKA², Marek KOŁODZIEJ¹

1. WSTĘP

Rozwój techniki i technologii oraz wciąż rosnące wymagania klientów doprowadziły do poszukiwania nowych rozwiązań w dziedzinie łączenia różnych materiałów konstrukcyjnych. Stosunkowo nową technologią łączenia jest klejenie. Łączy ono w sobie wiele aspektów z różnych dziedzin, jak: mechanika, fizyka, chemia czy termodynamika. Jest technologią specjalną, stosowaną w przypadku łączenia materiałów, których spajanie stwarza problemy wynikające ze zróżnicowanych właściwości fizykochemicznych oraz mechanicznych.

Na wciąż rosnące zainteresowanie połączeniami adhezyjnymi mają wpływ względy ekonomiczne. W porównaniu z innymi technikami (spawanie, zgrzewanie, nitowanie czy połączenia śrubowe) połączenia klejowe, nawet po uwzględnieniu bardzo wysokich kosztów przygotowania powierzchni, do których należy między innymi odtłuszczenie, wytrawianie czy anodowanie są, w efekcie końcowym, połączeniami tańszymi od konwencjonalnych technik łączenia [5, 6].

Połączenia klejowe, w porównaniu do połączeń wykonanych konwencjonalnymi metodami, np.: nitowania, są lżejsze, cechuje je bardzo równomierne rozłożenie naprężeń w łączonych elementach, pozwalają spajać różnorodne materiały, a ponadto umożliwiają skuteczne łączenie elementów o skomplikowanych kształtach [2].

Początki łączenia elementów konstrukcyjnych za pomocą klejenia (klejenie konstrukcyjne) są nierozdzielnie związane z przemysłem lotniczym i budową pierwszych samolotów pasażerskich z napędem odrzutowym. Do spopularyzowania

¹ Politechnika Wrocławska, Wydział Mechaniczny, Katedra Obrabiarek i Technologii Mechanicznych,

ul. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław

² 3M Poland – Oddział IATD, ul. Kowalska 143, 51-424 Wrocław

tej technologii przyczynił się również dynamiczny rozwój inżynierii materiałowej i zastosowanie kompozytów. Do łączenia polimerowych materiałów kompozytowych z metalami (najczęściej ze stopami aluminium) stosowanymi do budowania szczególnie ważnych elementów konstrukcji statków powietrznych takich, jak: kadłub, skrzydła, usterzenie czy podwozie, są coraz częściej stosowane kleje strukturalne [1, 4].

Procesy klejenia są nierozdzielnie związane z takimi pojęciami, jak: adhezja, kohezja, zwilżanie, wytrzymałość spoiny, struktura geometryczna powierzchni oraz jakość połączenia i możliwości jej oceny.

Przygotowanie powierzchni to najczęściej proces złożony z różnych operacji, np.: odtłuszczenia, oczyszczania w kąpeli kwaśnej lub zasadowej (alkalicznej), płukania w wodzie oraz operacji specjalnych, jak nanoszenie primerów. Operacje te stanowią wstępny etap przygotowania powierzchni. Następnym etapem jest obróbka mechaniczna, która w dużym stopniu zależy od uprzedniego przygotowania powierzchni. Celem obróbki mechanicznej jest odpowiednie rozwinięcie powierzchni oraz jej uaktywnienie, powodujące zwiększenie sił adhezyjnych między klejem a materiałami łączonymi [3].

2. KLEJE UŻYTE DO BADAŃ

Badaniom poddano kleje w aerozolu firmy 3M, znane pod nazwami handlowymi: Spray 90 i Spray 77. Formułacje obu klejów oparte są na kauczuku syntetycznym.

Klej Spray 90 charakteryzuje się wysoką wytrzymałością i trwałością, wysoką siłą wstępną, niską wsiąkliwością i krótkim użytecznym czasem klejenia (1–15 min) oraz krótkim czasem schnięcia (szybkowiązący). Klej aplikowany jest na obie powierzchnie łączone. Dodatkową zaletą jest jego odporność na wodę i starzenie pogodowe, a także wytrzymałość w zakresie temperatur od -30 do +80°C. Zalecany jest do klejenia poliolefin (Polietylen i Polipropylen) [7]. Jest aerozolem o regulowanej szerokości koronkowego strumienia tzw. lace spray (rys. 1).

Przykładowe zastosowania :

- klejenie laminatów dekoracyjnych (listwy krawędziowe),
- laminaty – unieruchomienie osnowy kompozytów,
- klejenie lekkich materiałów izolacyjnych i tłumiących np. do blachy,
- klejenie map i rozkładów jazdy,
- montaż liter przestrzennych ze styropianu,
- mocowanie etykiet.

Drugi klej użyty do badań, to Spray 77. Jest to klej uniwersalny, do trwałych połączeń, kontaktowy o wysokiej przyczepności wstępnej i długim użytecznym czasie klejenia. Jego dodatkową zaletą jest tzw. montaż czasowy, umożliwiający wstępne przyklejenie części i zmianę jej położenia. Charakteryzuje się niską wsiąkliwością, regulowanym strumieniem aerozolu – natrysk rozproszony (rys. 2).



Rys. 1. Strumień koronkowy Spray 90



Rys. 2. Strumień rozproszony Spray 77

Nadaje się do klejenia m. in. styropianu, papieru, kartonu, tkanin, skóry twardego PVC, płyt wiórowych oraz pianki poliuretanowej [7]. Jest klejem zalecanym do:

- stosowania w reklamie, wystawiennictwie i przemyśle,
- mocowania materiału izolacyjnego do blachy,
- przyklejania cienkich warstw dekoracyjnych, folii i tkanin,
- klejenie do tworzyw sztucznych (GRP), drewna, metalu.

3. WARUNKI PROWADZENIA BADAŃ I ICH WYNIKI

Badanym materiałem były panele wykonane z LDPE (Low Density Polyethylene). Przygotowano je na tokarce uniwersalnej ze sterowaniem numerycznym CNC TUR 560 MN. Były one toczone nożem szpiczastym NNPe 2012, z ostrzem skrawającym wykonanym ze stali szybko tnącej SK5. Zastosowano zakres posuwów $f=0,04-1,63$ mm/obr, $v_c=150$ m/min, $a_p=3$ mm. Po zakończeniu toczenia wykonano pomiary chropowatości obrabianych powierzchni. Badania te przeprowadzono na profilografometrze FORM TALYSURF 120L firmy TAYLOR HOBSON. Do pomiarów przyjęto odcinek pomiarowy 10 mm. Filtrację profilu surowego wykonano filtrem Gaussa $\lambda c=0,8$ mm.

Po wykonaniu pomiarów chropowatości powierzchni próbki przygotowano do pomiaru adhezji. Pierwszym krokiem było oczyszczenie płytek z zabrudzeń powstałych w wyniku obróbki mechanicznej. W tym celu użyto rozpuszczalnika – MEK (metyloetyloketon). Oczyszczoną płytkę wraz z przygotowanymi paskami tkaniny bawełnianej (po dwa na każdą stronę płytki), umieszczono na stole laboratoryjnym i zaklejono taśmą malarską. Zabieg ten pozwolił zabezpieczyć przygotowane do klejenia materiały przed przemieszczeniem oraz ułatwił ich prawidłowe sklejenie (zdwojenie).

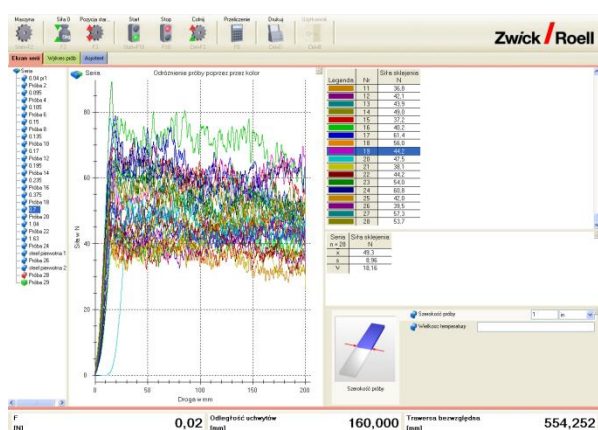
Przygotowaną w ten sposób próbkę suszono w temperaturze pokojowej przez okres 24 godzin. Następnie przeprowadzono proces utwardzania w suszarce, w temperaturze zgodnej z Standardem Produktu (PDS – Product Standard). Po wyjęciu próbkę wałowano na walcu, i kondycjonowano przez godzinę w temperaturze $\sim 23^{\circ}\text{C}$, przy wilgotności względnej 50%.

Po zakończeniu przygotowania próbki – przystąpiono do procesu zrywania taśm bawełnianych. W tym celu próbkę umieszczono w dolnej szczęce maszyny i zmierzono adhezję (siłę sklejenia). Pomiary wykonano na maszynie wytrzymałościowej do prób statycznych na ściskanie i rozciąganie ZWICK/Roell Z005 w Laboratorium Testów Fizycznych Działu R&D 3M IATD Wrocław. Do badań zastosowano program TestXpert II, głowicę pomiarową BTC-LC0001KN.G04, prędkość badania ustalono na 50 mm/min. Na rysunku 3 przedstawiono stanowisko do badań adhezji.

Na rysunku 4 pokazano widok przykładowego okna programu TestXpert II.



Rys. 3. Stanowisko do pomiaru adhezji, maszyna wytrzymałościowa Zwick/Roell Z005 i sposób przeprowadzenia pomiaru



Rys. 4. Przykładowe okno dialogowe programu TestXpert II. Pomiar adhezji dla próbek LDPE toczonego z posuwem $f=0,7$ mm/obr – Spray 77

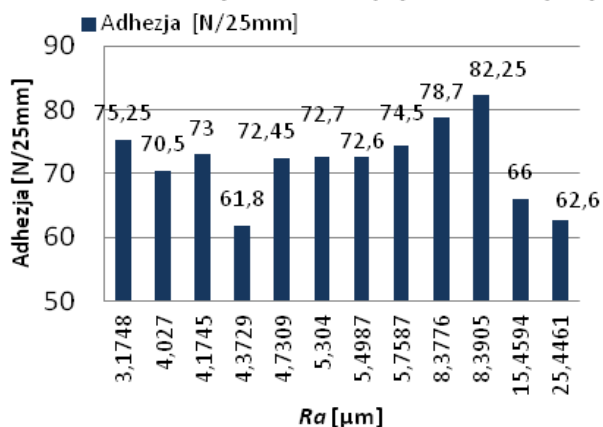
W tabeli 1 przedstawiono wyniki pomiaru adhezji badanych klejów Spray 77 i Spray 90 do toczonych płytek z LDPE.

Tabela 1. Wyniki pomiarów adhezji badanych klejów do toczonych płytek LDPE

SPRAY 90			SPRAY 77		
f [obr/min]	Ra [μm]	Adhezja [N/25mm]	f [obr/min]	Ra [μm]	Adhezja [N/25mm]
0,04	3,1748	75,25	0,04	3,7809	39,45
0,095	4,027	70,5	0,095	4,5501	48,25
0,105	4,1745	73	0,105	4,6659	43,45
0,135	4,3729	61,8	0,135	4,8766	46,45
0,155	4,7309	72,45	0,155	5,2406	38,17
0,17	5,304	72,7	0,17	6,1641	53,8
0,195	5,4987	72,6	0,195	8,2736	54,7
0,235	5,7587	74,5	0,235	12,2642	66,75
0,375	8,3776	78,7	0,375	16,6854	58,7
0,7	8,3905	82,25	0,7	35,17	57,4
1,04	15,4594	66	1,04	45,4157	45,85
1,63	25,4461	62,6	1,63	48,7707	41,15

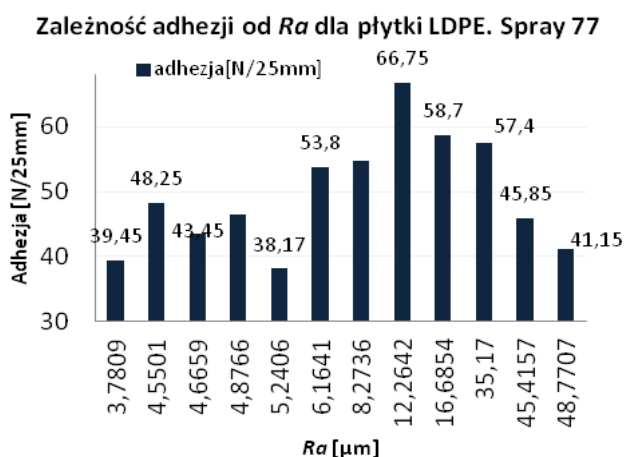
Na rysunkach 5 i 6 przedstawiono wykresy zależności adhezji od chropowatości wyrażonej parametrem Ra uzyskanej na próbkach z LDPE. W przypadku kleju Spray 90 stwierdzono istnienie dwóch zakresów chropowatości ($Ra=3,17 \mu\text{m}$ i $8,39 \mu\text{m}$), dla których adhezja osiąga maksymalne wartości.

Zależność adhezji od Ra dla płytki LDPE. Spray 90



Rys. 5. Zależność adhezji Sprayu 90 do płytki LDPE od parametru Ra

W przypadku kleju Spray 77 maksymalne wielkości adhezji zmierzono, podobnie jak w przypadku kleju Spray 90, w dwóch zakresach chropowatości – przy chropowatości $Ra=4,55 \mu\text{m}$ i $Ra=12,26 \mu\text{m}$.



Rys. 6. Zależność adhezji Sprayu 77 do płytki LDPE od parametru Ra

Prawdopodobną przyczyną uzyskania maksymalnych adhezji przy tak różnych wartościach Ra mogą być właściwości reologiczne kleju oraz stopień penetracji powierzchni obrobionej, który zależy od głębokości i kształtu charakterystycznych zagłębień występujących na obrobionej powierzchni. Jednak, ze względu na różnice technologiczne pomiędzy porównywanymi klejami, maksymalne wartości sił adhezji otrzymano dla różnych wartości chropowatości.

Analizując próbki po testach adhezji stwierdzono, że klej prawie w całości został oderwany od powierzchni LDPE, jednak zauważono niewielkie obszary, w których nastąpiło dobre zakotwiczenie kleju w strukturę tworzywa. W miejscach tych, odnotowano na wykresach, znaczny skok siły adhezji, a następnie jej spadek, spowodowany oderwaniem kleju od powierzchni tworzywa. Funkcjonalność połączenia klejowego, czyli sposób w jaki klej współpracuje z powierzchniami łączonych elementów jest zdeterminowana nie tylko przez chropowatość ale również przez strukturę chropowatości powierzchni, rodzaj kleju, zwilżalność itp.

Porównując adhezję obu badanych klejów do polietylenu, stwierdzono, że uzyskane rezultaty, w dużej mierze, spełniają wymagania określone w Standardach Produktu (PDS). Zgodnie ze standardem dla Sprayu 90 – minimalna wartość adhezji do stali wynosi 67 N / 25 mm. Do celów porównawczych również dla płytek LDPE przyjęto tę wielkość jako wartość minimalną. Podobną procedurę zastosowano w przypadku kleju Spray 77. Zgodnie ze Standardem Produktu (PDS) dla Sprayu 77 – minimalna wartość adhezji do stali wynosi 36 N / 25mm. W celach porównawczych przyjęto tę samą wartość dla badań adhezji na powierzchni LDPE. Dla kleju Spray 77

wszystkie uzyskane wyniki są zgodne ze specyfikacją. Siła sklejenia stworzonych w tym przypadku połączeń jest zróżnicowana (38,17–66,75 N / 25mm) i zależy od chropowatości powierzchni przygotowanej do nakładania kleju.

LDPE należy do tworzyw o niskiej energii powierzchniowej, oznacza to słabe zwilżanie powierzchni płytki przez klej, a w konsekwencji słabą adhezję. Zgodnie z literaturą, tworzywa niskoenergetyczne, poddaje się przed klejeniem dodatkowej obróbce [2, 5].

W przemyśle, najczęściej stosuje się tzw. koronowanie, czyli „bombardowanie” powierzchni materiału ładunkiem elektrycznym. Wyładowania elektryczne zmieniają strukturę materiału, zwiększając napięcie powierzchniowe dzięki temu następuje wzrost adhezji i trwałości nakładanych klejów. Napięcie powierzchniowe tworzywa przed klejeniem powinno wynosić co najmniej 43 mN / m. Dla LDPE napięcie powierzchniowe wynosi 31 mN / m. Do potrzeb badań użyto płytek LDPE przygotowanych wyłącznie za pomocą obróbki skrawaniem (toczenia). Pomimo to uzyskano zadawalające wyniki adhezji.

4. PODSUMOWANIE

Na podstawie przeprowadzonych badań adhezji, stwierdzono, że na uzyskane wyniki miało wpływ wiele czynników, między innymi: rodzaj kleju czy stopień aktywowania powierzchni (zastosowane parametry obróbki). Niemniej jednak testy potwierdziły, że chropowatość powierzchni w istotny sposób wpływa na uzyskane siły sklejenia.

Wielkość adhezji taśm do LDPE dla Sprayu 90 uzyskiwane w całym zakresie zastosowanych parametrów skrawania utrzymują się na podobnym poziomie. Oznacza to, że w przypadku tego kleju rodzaj obróbki nie miał tak znacznego wpływu na wyniki pomiaru, jak to miało miejsce dla Sprayu 77. Otrzymano wyniki mniej zróżnicowane, co może świadczyć o tym, że Spray 90 jest klejem bardziej uniwersalnym, a dla użytkownika – oznacza to możliwość stosowania go do łączenia powierzchni, bez stosowania specjalnych zabiegów przygotowujących klejone powierzchnie z tworzyw sztucznych do tego zabiegu.

Elementami, które mogły mieć wpływ na dużą zmienność otrzymywanych, w obrębie jednej próbki, wyników są niewątpliwie: sposób przeprowadzenia badań oraz sposób nanoszenia kleju. Tkanina bawełniana z klejem była oddzierana od powierzchni płytki pod kątem 180°, co powoduje powstawanie dodatnich naprężeń normalnych na powierzchni łączonych elementów, które mają wpływ na proces odrywania taśmy od płytki. Należy także pamiętać, że podczas nanoszenia kleju w formie aerozolu trudnością było uzyskanie, na całej powierzchni elementów łączonych, spoiny o odpowiedniej grubości. Zbyt duża grubość spoiny, może niekorzystnie wpłynąć na mierzone wartości adhezji.

Przedstawione w niniejszej pracy badania adhezji do polietylenu nie uwzględniły wszystkich aspektów wpływających na uzyskanie maksymalnych jej wartości. Poprawę adhezji uzyskać można zwiększając zwilżalność powierzchni LDPE. W tym celu oprócz obróbki skrawaniem można zastosować np.: koronowanie. Następnie po pomiarach napięcia powierzchniowego dla płytek niekoronowanych i koronowanych, należałoby wyznaczyć wpływ aktywacji powierzchni na uzyskane wartości adhezji.

LITERATURA

- [1] CZAPLICKI J., ĆWIKLIŃSKI J., GODZIMIRSKI J., KONAR P., *Klejenie tworzyw konstrukcyjnych*. WKŁ Warszawa 1987.
- [2] GODZIMIRSKI J., KOZAKIEWICZ J., ŁUNARSKI J., *Konstrukcyjne połączenia klejowe elementów metalowych w budowie maszyn*. Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 1997.
- [3] GODZIMIRSKI J., *Wytrzymałość doraźna konstrukcyjnych połączeń klejowych*. WNT Fundacja „Książka Naukowo-Techniczna” Warszawa 2002.
- [4] GODZIMIRSKI J., KOMOREK A., *Trwałość zmęczeniowa połączeń klejowych*. Przegląd Spawalnictwa 8/2008.
- [5] JASIULEK P., *Łączenie tworzyw sztucznych metodami spawania, zgrzewania, klejenia i laminowania*. Wydawnictwo KaBe. Krosno 2004.
- [6] MIRSKI Z., PIWOWARCZYK T., *Podstawy klejenia, kleje i ich właściwości*. Przegląd Spawalnictwa 8/2008.
- [7] Materiały informacyjne firmy 3M: http://solutions.3mpoland.pl/wps/portal/3M/pl_PL/Industrial-Adhesives-Tapes (dostęp 15.05.2014)

BADANIA WPŁYWU CHŁODZENIA I SMAROWANIA NA STRUKTURĘ GEOMETRYCZNĄ POWIERZCHNI PO WIERCENIU STALI WCL

Tadeusz LEPPERT¹, Robert POLASIK¹

1. WSTĘP

Ciecze chłodząco-smarujące powszechnie stosowane w procesie wiercenia spełniają wiele użytecznych funkcji. Najważniejsze z nich to chłodzenie i smarowanie wiertła i strefy skrawania, które przyczynia się do zmniejszenia temperatury i tarcia między ostrzem a wierconym materiałem oraz ułatwia usuwanie wiórów z otworu i rowków wiórowych, zmniejszając prawdopodobieństwo wytrzymałościowego zużycia wiertła [2, 3]. Tym niemniej w ostatnim czasie coraz częściej podejmowane są doświadczalne i teoretyczne badania zmierzające do wyeliminowania lub ograniczenia cieczy chłodząco-smarujących w procesie skrawania ze względu na wysokie koszty ich stosowania, negatywne oddziaływanie na środowisko naturalne i stanowisko pracy oraz coraz bardziej restrykcyjne przepisy [1, 7, 8, 9]. Wyeliminowanie cieczy chłodząco-smarującej powoduje znaczny wzrost temperatury w strefie skrawania, zwiększone odkształcenia termiczne narzędzia i kształtowanego otworu oraz zmniejszenie trwałości ostrza. W przypadku, kiedy całkowite wyeliminowanie cieczy chłodząco-smarującej jest niemożliwe istotne znaczenie mają techniki umożliwiające zminimalizowanie ilości cieczy obróbkowej w procesie wiercenia [3]. Technika chłodzenia i smarowania strefy skrawania będącą coraz częściej przedmiotem badań jest minimalne chłodzenie i smarowanie (MQCL), wskazujące na jej przydatność w trudnych warunkach skrawania, jakie występują podczas wiercenia [4, 5, 6].

Przeprowadzone badania miały na celu określenie wpływu warunków chłodzenia i smarowania strefy skrawania i parametrów wiercenia na wybrane cechy struktury geometrycznej wywierconych otworów w stali WCL powszechnie stosowanej na

¹ Uniwersytet Technologiczno-Przyrodniczy w Bydgoszczy, Zakład Inżynierii Produkcji

narzędzia do obróbki plastycznej na gorąco oraz w wytwarzaniu gniazd formujących w przetwórstwie tworzyw sztucznych.

2. METODYKA BADAŃ

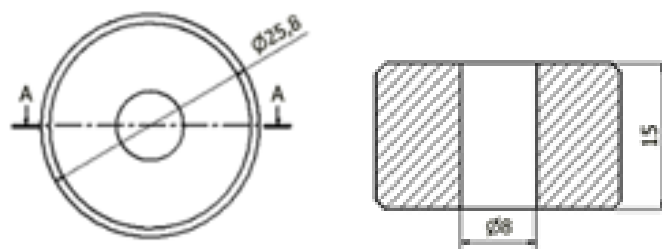
Badania przeprowadzono na frezarce narzędziowej AVIA FNCL-856 o mocy napędu głównego 2,2 kW. Frezarkę wyposażono w pionową szybkoobrotową głowicę z własnym napędem i 6-stopniową regulacją prędkości obrotowej wrzeciona w zakresie od 2000 do 6300 obr/min. Stanowisko do badań przedstawiano na rysunku 1.

Otworki o średnicy 8 mm wiercono w stali narzędziowej stopowej do pracy na gorąco WCL stosowanej na narzędzia do obróbki plastycznej na gorąco i budowy form odlewniczych a także powszechnie używanej w przetwórstwie tworzyw sztucznych do wytwarzania gniazd formujących. Skład chemiczny i właściwości stali przedstawiono w tabeli 1.

Tabela 1. Skład chemiczny i właściwości stali WCL (PN-86/H85021)

Stężenie pierwiastków, %								
C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Ti
0,36-0,42	0,9-1,20	0,3-0,5	≤ 0,03	≤ 0,03	≤ 35	4,80-5,50	1,10-1,40	≤ 0,03
Właściwości mechaniczne								
R_e , MPa		R_m , MPa		A_5 , %		HB		
340		620		16		Max 229		

Próbki o długości 15 mm wykonano z pręta o średnicy 25,8 mm. W celu uzyskania dużej dokładności wyników pomiarów powierzchnie czołowe próbek przeszlifowano i załamano krawędzie (rys. 1.).



Rys. 1. Próбка z wywierconym otworem

Otworki wiercono wiertłami z węglików spiekanych o średnicy 8 mm z naniesioną powłoką TiAlN/TiN produkcji Guhring (DIN 6537K R-RT1). W celu

zminimalizowania wpływu zużycia ostrza na wyniki badań dla każdego sposobu chłodzenia i smarowania zastosowano nowe wiertło.

Podczas wiercenia stosowano następujące sposoby chłodzenia i smarowania, oznaczone:

- MQL – minimalne smarowanie mgłą olejową,
- E – emulsja 6% o natężeniu przepływu 8 l/min,
- S – bez udziału cieczy obróbkowej - na sucho.

Wytworzony przez urządzenie Acu-Lube Minibooster MBII strumień mgły olejowej skierowany był na wiertło pod ciśnieniem 0,35 MPa z wydatkiem oleju 50 ml/godz. Jako medium smarujące zastosowano olej roślinny firmy Acu-Lube - LB8000, przeznaczony do obróbki skrawaniem stali, staliwa i metali nieżelaznych. Emulsję sporządzono z oleju emulgującego ARTESol Super EP o zawartości oleju mineralnego do 46% i dodatków podwyższających smarność w ilości 15%, który przeznaczony jest do wszystkich rodzajów obróbki żeliwa, stali i metali kolorowych.

Próby skrawania przeprowadzono w oparciu o program statyczny zdeterminowany kompletny. W celu wyczerpującego poznania oddziaływania sposobu chłodzenia i smarowania wiertła na wielkości wynikowe w badaniach uwzględniono szeroki zakres wartości technologicznych parametrów skrawania zalecanych przez normatywy technologiczne i producentów wiertel. Przyjęto po trzy wartości dla prędkości skrawania i posuwu. Przypisane wymienionym parametrom wartości zawiera tabela 2.

Tabela 2. Parametry wiercenia

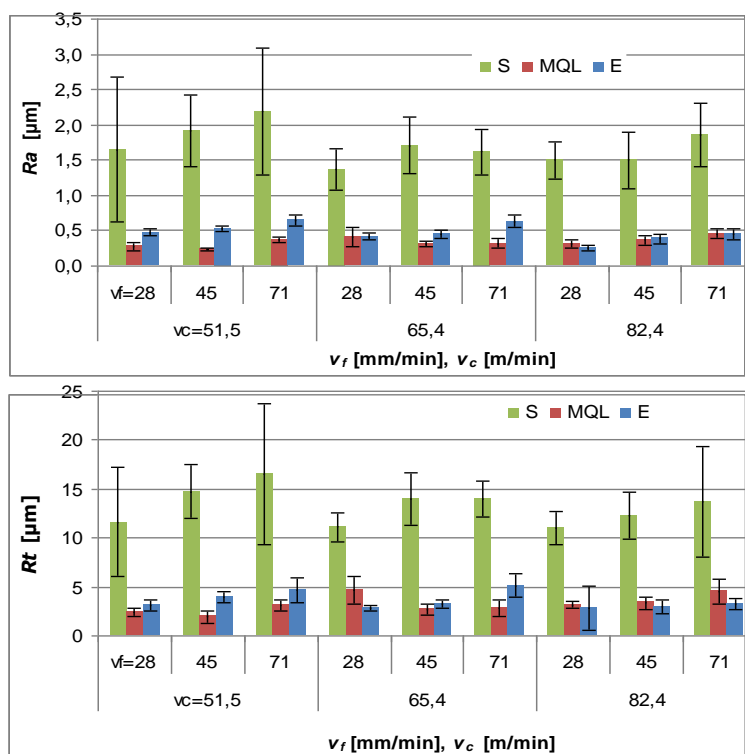
Nr próby	1	2	3	4	5	6	7	8	9
v_c m/min	51,5			65,4			82,4		
v_f mm/min	28	45	71	28	45	71	28	45	71

W zakresie przyjętych parametrów skrawania, dla każdego z czynników badanych, przeprowadzono dziewięć prób, które w celu zwiększenia dokładności wyników powtórzono trzykrotnie.

Pomiar parametrów struktury geometrycznej powierzchni Ra i Rt przeprowadzono na profilografometrze Hommel – Tester T2000, z zastosowaniem czujnika TK300 i filtra M1 DIN-4777 z następującymi parametrami: zakres pomiaru 2,0 μm , odcinek pomiarowy 4,8 mm, odcinek elementarny 0,80 mm, prędkość posuwu 0,50 mm/s. Ocenę struktury obrobionej powierzchni przeprowadzono w oparciu o wyniki pomiarów parametrów chropowatości Ra , Rt oraz udziału materiałowego chropowatości powierzchni Rpk , Rvk i Rk . Zastosowano 3-krotne powtórzenia pomiarów mierzonych parametrów dla każdej próbki. Na ich podstawie wyliczono wartości średnie oraz odchylenia standardowe.

3. WYNIKI BADAŃ I ICH ANALIZA

Przedstawione na rysunku 2 wyniki pomiarów parametrów chropowatości powierzchni R_a i R_t wykazały istotny wpływ stosowanych sposobów chłodzenia i smarowania na chropowatość wierconych otworów w stali WCL.

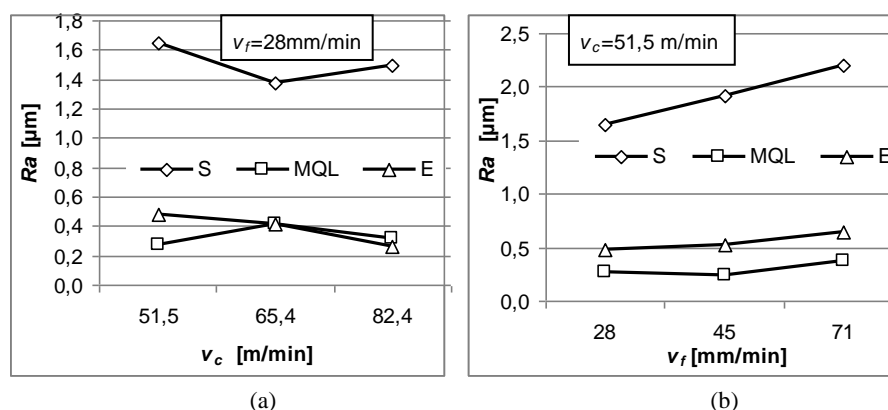


Rys. 2. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania oraz parametrów skrawania na chropowatość powierzchni: R_a i R_t

Analiza wartości tych parametrów wykazała, że wyeliminowanie emulsji – wiercenie na sucho spowodowało kilkakrotny wzrost chropowatości powierzchni w porównaniu z chropowatością powierzchni po wierceniu z emulsją i MQL. Największy wzrost wartości parametru R_a wystąpił po wierceniu z prędkością skrawania 51,5 m/min i posuwem 71 mm/min, kiedy to różnica wartości parametru R_a w porównaniu do wiercenia z emulsją wyniosła 1,55 μm , a parametru R_t 11,88 μm . Ponadto wartości parametrów chropowatości po wierceniu na sucho charakteryzowały się największym rozrzutem w całym zakresie stosowanych parametrów skrawania, co wskazywało na

pogorszenie warunków skrawania i usuwania wiórow z kształtowanego otworu. Wyniki pomiarów po wierceniu z MQL wykazały korzystne oddziaływanie minimalnego smarowania na chropowatość powierzchni. Wartości parametrów Ra i Rt były mniejsze zarówno w porównaniu do wiercenia na sucho jak i z emulsją w całym zakresie stosowanych prędkości wiercenia i posuwów. Największe zmniejszenie chropowatości powierzchni, w porównaniu z wierceniem z emulsją, wystąpiło po wierceniu z prędkością skrawania 65,4 m/min i posuwem 71 mm/min. Wartość parametru Ra zmniejszyła się o 49%, a parametru Rt o 44%. Również w warunkach wiercenia z MQL nastąpiło znaczne zmniejszenie rozrzutu wartości tych parametrów świadczące o powtarzalności chropowatości wierconych powierzchni i poprawie warunków pracy wiertła.

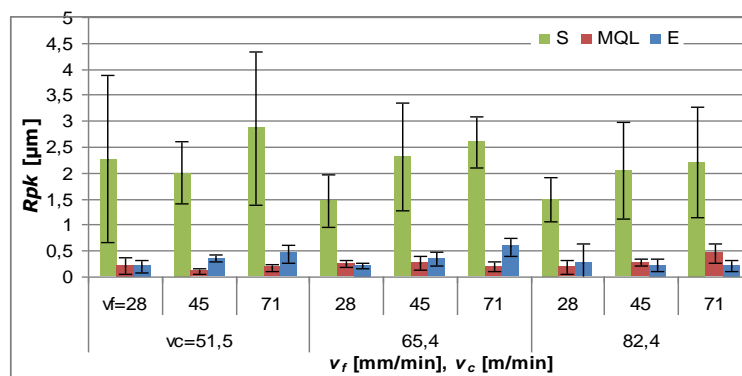
Wyniki pomiarów nie wykazały jednoznacznego wpływu prędkości skrawania na chropowatość powierzchni (rys. 3a). Z jej wzrostem, w zależności od wartości posuwu, wartości tych parametrów ulegały zmianie w nieznacznym stopniu. Ze wzrostem posuwu średnie wartości parametru Ra i Rt rosły, przy czym w największym stopniu po wierceniu na sucho (rys. 3b). Wzrost posuwu z 28 do 71 mm/min przy prędkości skrawania 51,5 m/min przyczynił się do wzrostu Ra z 1,65 do 2,20 μm . Duży rozrzut wartości tych parametrów potwierdził zaobserwowany brak powtarzalności chropowatości powierzchni wierconych otworów na sucho.



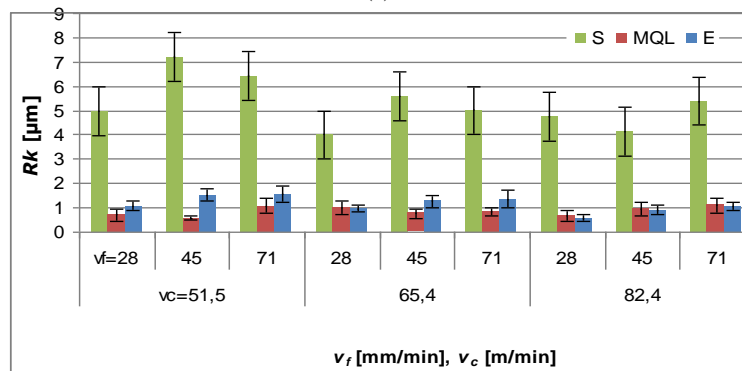
Rys. 3. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania, prędkości wiercenia (a) i posuwu (b) na chropowatość powierzchni (Ra)

Oddziaływanie sposobu chłodzenia i smarowania na wartość parametrów udziału materiałowego profilu chropowatości Rpk , Rk i Rvk przedstawiono na rysunku 4. Wyniki pomiarów wymienionych parametrów wykazały istotne zróżnicowanie chropowatości wierconych powierzchni w zależności od sposobu chłodzenia i smarowania zastosowanego podczas wiercenia stali WCL. Po wierceniu na sucho wystąpiło znaczne zwiększenie wartości zredukowanej wysokości wzniesień Rpk , zarówno w porównaniu z wierceniem z emulsją i z MQL, wskazując na większą

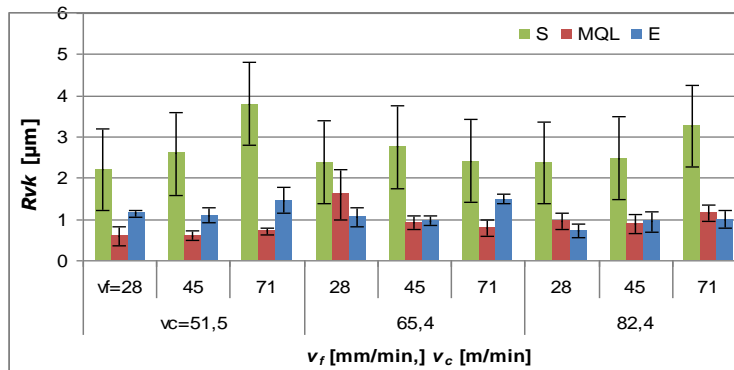
podatność wierconych powierzchni na zużycie ściernie. Ponadto wartości tego parametru w zakresie stosowanych parametrów wiercenia charakteryzowały się największym rozrzutem. Wartości parametru Rpk po wierceniu w warunkach minimalnego smarowania mgłą olejową były najmniejsze i zawierały się w granicach od 0,12 do 0,45 μm . Natomiast stosowanie emulsji wpłynęło na nieznaczne zwiększenie średniej wartości parametru Rpk w porównaniu do MQL. Również najmniejsze wartości wysokości chropowatości rdzenia Rk i zredukowanej głębokości wgłębień Rvk wystąpiły po wierceniu z MQL.



(a)



(b)



(c)

Rys. 4. Wpływ sposobu chłodzenia i smarowania oraz prędkości wiercenia na wartość parametrów profilu chropowatość powierzchni: (a) Rpk , (b) Rk , (c) Rvk

Istotne zmniejszenie wartości parametru Rk po wierceniu z MQL świadczyło o pozytywnym oddziaływaniu mgły olejowej na cechy profilu chropowatości w porównaniu zarówno do wiercenia z emulsją, jak i na sucho. Największe wartości parametru Rvk po wierceniu na sucho wskazywały na występowanie dużych głębokości wgłębień w profilu chropowatości, a tym samym największą zdolność tak ukształtowanej powierzchni do zatrzymania środka smarnego w porównaniu do pozostałych sposobów chłodzenia i smarowania. Wzrost prędkości skrawania w warunkach wiercenia na sucho i z MQL nie oddziaływał jednoznacznie na wzrost lub zmniejszenie wartości Rpk w zakresie stosowanych posuwów. Natomiast po wierceniu z emulsją zaobserwowano nieznaczne zmniejszenie średniej wartości tego parametru. Ze wzrostem posuwu występowało istotne zwiększenie średnich wartości Rpk po wierceniu na sucho i z emulsją, natomiast w warunkach stosowania MQL wpływ posuwu był nieistotny. Wzrost prędkości skrawania lub posuwu nie wykazywał jednoznacznego wpływu na wartość parametrów Rk i Rvk , których wartości w zależności od stosowanych wartości v_c i v_f rosły lub malały.

4. PODSUMOWANIE

Badania wykazały istotny wpływ sposobu chłodzenia i smarowania strefy skrawania na cechy struktury geometrycznej wierconych otworów w stali narzędziowej stopowej do pracy na gorąco WCL.

Wylimitowanie emulsji powszechnie stosowanej podczas wiercenia – wiercenie na sucho spowodowało w znacznym stopniu zwiększenie chropowatości powierzchni oraz pogorszenie właściwości profilu chropowatości. Wyniki przeprowadzonych badań wskazują na brak możliwości wylimitowania płynu obróbkowego z zabiegu wiercenia stali WCL.

Zastosowanie techniki minimalnego smarowania mgłą olejową (MQL) przyczyniło się do zmniejszenia chropowatości wierconych powierzchni oraz cech profilu chropowatości zarówno w porównaniu do wiercenia z emulsją jak i na sucho. Wyniki przeprowadzonych badań wskazują na możliwość i celowość oraz potencjalne korzyści związane ze stosowaniem techniki MQL w zabiegu wiercenia tej stali.

Zmiana prędkości wiercenia w zakresie wartości stosowanych w badaniach nie miała istotnego wpływu na cechy struktury geometrycznej powierzchni wierconych otworów.

Stwierdzono istotne oddziaływanie posuwu na chropowatość powierzchni otworów, szczególnie po wierceniu na sucho, przy czym wartości parametrów R_a i R_t charakteryzowały się dużym rozrzutem, znacznie większym niż po wierceniu z emulsją lub MQL.

LITERATURA

- [1] NANDI A K, DAVIM J. P., *A study of drilling performances with minimum quantity of lubricant using fuzzy logic rules*. Mechatronics, 2009, 19, 218–232.
- [2] OCZOŚ K.E., *Postęp w obróbce skrawaniem. Obróbka na sucho i ze zminimalizowanym smarowaniem*. Mechanik, 1998, 5-6, 307-318.
- [3] OCZKOŚ K. E., *Doskonalenie strategii chłodzenia i smarowania w procesach obróbkowych*. Mechanik 2004, 10, 597 – 609.
- [4] RAHIM E.A., SASAHARA H., *A study of the effect of palm oil as MQL lubrication high speed drilling of titanium alloy*. Tribology International, 2011, 44, 309–317.
- [5] TASDELEN B., WIKBLOM T., EKERED S., *Studies on minimum quantity lubrication (MQL) and air cooling at drillin*. Journal of Materials Processing Technology, 2008, 200, 339–346.
- [6] BRAGA D.U., DINIZ A.E., MIRANDA G.W.A., COPPINI N.L., *Using a minimum quantity of lubricant (MQL) and a diamond coated tool in the drilling of aluminum–silicon alloys*. J. Mater. Process. Technol., 2002, 122, 127–138.
- [7] BHOWMICK S., LUKITSCH M.J., ALPAS A.T., *Dry and minimum quantity lubrication drilling of cast magnesium alloy (AM60)*. Int. J. Mach. Tools Manuf., 2010, 50, 444–457.
- [8] MEENA M., EL MANSORI, *Study of dry and minimum quantity lubrication drilling of novel austempered ductile iron (ADI) for automotive applications*. Wear, 2011, 271, 9–10, 2412–2416.
- [9] JAYAL A.D., BALAJI A.K., SESEK R., *Machining performance and health effects of cutting fluid application in drilling of A390.0 cast aluminum alloy*. J. Manuf. Process., 2007, 9, 2, 137- 146.

WPLYW WARUNKÓW OBRÓBKI SZCZOTKOWANIEM NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI PRZEDMIOTÓW WYKONANYCH ZE STOPU ALUMINIUM

Jakub MATUSZAK¹, Kazimierz ZALESKI¹

1. WPROWADZENIE

Do głównych celów obróbki ubytkowej należy zapewnienie pożądanej jakości produktów, wymaganej geometrii, jak również właściwości warstwy wierzchniej. Chropowatość powierzchni jest jedną z najważniejszych cech jakościowych produktów. Wymagania techniczne dotyczące produktów zawsze uwzględniają jakość powierzchni. Zatem chropowatość powierzchni jest bardzo często mierzoną cechą jakości półwyrobów lub gotowych produktów. W wielu przypadkach przeszkodą do uzyskania pożądanej jakości powierzchni podczas obróbki są właściwości materiałów, np. ich plastyczność lub wysoka twardość, która wpływa na zużycie narzędzi [1, 2, 6, 7]. Podczas obróbki niektórych stopów aluminium problemem jest plastyczność materiałów, która oprócz pogorszenia chropowatości powierzchni, może przyczynić się do formowania trudnych do usunięcia zadziorów, powstawania narostów na powierzchniach roboczych narzędzia, zmniejszających trwałość narzędzia. Jednakże w większości przypadków stopy aluminium są dobrze skrawalne. W literaturze można znaleźć wiele wyników eksperymentów dotyczących jakości powierzchni po procesie obróbki. Badania te pokazują, że właściwości materiału i warunki skrawania, takie jak posuw, głębokość skrawania, prędkość skrawania, mają znaczący wpływ na jakość powierzchni obrabianych produktów. Gdy narzędzie wychodzi z materiału podczas operacji obróbki skrawaniem, mogą się pojawić zadziory na krawędziach wyrobów, które powinny być usunięte. Jedną z metod gratowania jest szczotkowanie szczotkami drucianymi [9, 10].

Szczotkowanie, w ujęciu maszynowym, rozumiane jest jako obróbka mechaniczna

¹ Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny, Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji
ul. Nadbystrzycka 36, 20-618 Lublin

powierzchni, usuwająca zewnętrzne warstwy materiału za pomocą obracających się szczotek. Najbardziej rozpowszechnionymi aplikacjami obróbki szczotkowaniem są usuwanie zanieczyszczeń z powierzchni, usuwanie starych powłok lakierowych, usuwanie korozji. Ponadto szczotkowanie może być używane do tworzenia określonej topografii powierzchni i pożądanych właściwości warstwy wierzchniej [5, 8]. Z technologicznego punktu widzenia, szczotkowanie może być wykorzystane jako rodzaj obróbki poprzedzającej proces nakładania powłok ochronnych i powłok o estetycznych właściwościach, proces łączenia adhezyjnego lub proces lutowania.

Obecnie, istnieje wiele rodzajów szczotek dostępnych na rynku. Mogą one być sklasyfikowane w zależności od kształtu szczotki lub rodzaju włókna. Spośród kilkudziesięciu typów włókien, które można podzielić na metalowe, niemetalowe i naturalne, problematycznym może okazać się odpowiedni dobór materiału włókna do materiału przedmiotu, tak by uzyskać pożądane rezultaty.

Obróbka szczotkowaniem może jednocześnie wykazywać cechy charakterystyczne dla obróbki skrawaniem, szlifowaniem i nagniataniem. Ostre końce włókien można traktować jak krawędzie skrawające. Natomiast produkty szczotkowania są typowe dla obróbki ścierniej [4]. Prowadzone badania [3] wykazały silnie umocnienie warstwy wierzchniej, świadczące o wykonaniu pracy nagniatania poprzez obróbkę szczotkowaniem. Podczas tej obróbki cieczy obróbkowe odgrywają dużą rolę, szczególnie podczas szczotkowania materiałów, które zmieniają swoje właściwości pod wpływem podwyższonej temperatury. Podczas szczotkowania temperatura materiału wzrasta gwałtownie, powodując odkształcenia plastyczne i obniżenie jakości powierzchni. Dzięki właściwościom chłodzącym cieczy obróbkowych, temperatura obrabianego materiału jest na tyle niska, aby zahamować odkształcenia plastyczne i utrzymać jakość powierzchni na poziomie obróbki poprzedzającej szczotkowanie. Dzięki temu wyższe parametry szczotkowania mogą być używane. Wraz ze wzrostem prędkości szczotkowania, energia kinetyczna każdego włókna wzrasta, powodując, że tak popularne operacje obróbki szczotkowaniem jak czyszczenie, usuwanie rdzy i gratowanie są bardziej efektywne.

Celem artykułu było przedstawienie wyników badań wpływu warunków obróbki szczotkowaniem na chropowatość powierzchni po szczotkowaniu stopu aluminium 7075-T651. Badano trzy rodzaje szczotek z różnymi rodzajami włókien, i różnej średnicy pojedynczego włókna. Użyto szczotek z włóknami z mosiądzu i stali.

2. METODYKA BADAŃ

Do badań wykorzystano stop aluminium 7075-T651, powszechnie stosowany w wielu gałęziach przemysłu.

Badania przeprowadzono na pionowym centrum frezarskim FV580A. Przed szczotkowaniem próbki frezowano przy stałych parametrach ($v_c=500$ m/min, $f_z=0,05$ mm/ostrze) za pomocą frezu z węglików spiekanych o średnicy $D=20$ mm, dedykowanego do obróbki stopów lekkich. Stałe parametry frezowania pozwoliły na

ocenę wpływu parametrów szczotkowania na chropowatość powierzchni.

Proces szczotkowania był możliwy dzięki użyciu specjalnego uchwytu, mocującego próbki tak, aby obrabiana powierzchnia była usytuowana w kierunku

Tabela 1. Charakterystyka szczotek

symbol	M02	S02	S03
widok szczotki			
średnica szczotki	120 mm	120 mm	120 mm
materiał włókna	mosiądz	stal	stal
średnica włókna	0,2 mm	0,2 mm	0,3 mm

pionowym, co daje możliwość szczotkowania na pionowym centrum frezarskim.

Eksperyment przeprowadzono przy użyciu trzech różnych szczotek. Charakterystyka narzędzi zastała przedstawiona w tabeli 1. Szczotkowanie

Tabela 2. Parametry technologiczne szczotkowania

Lp.		1	2	3	4	5	6	7	8
prędkość obwodowa, v_c	m/min	422	844	1266	1689	1266			
prędkość posuwu, v_f	mm/min	370				140	370	1000	3700
dosuw, Δ	mm	3							

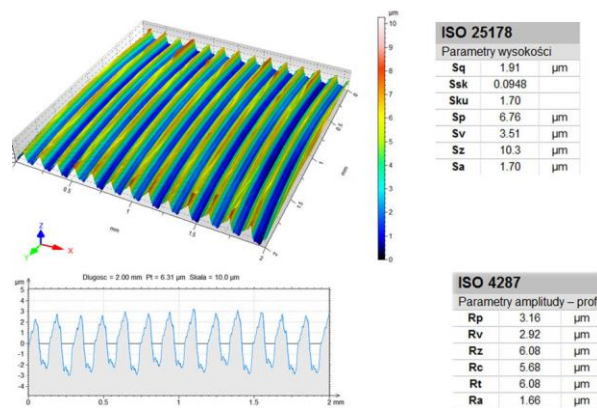
przeprowadzono na sucho oraz z zastosowaniem cieczy Oemeta Estramet 575. Zastosowano tradycyjny, zewnętrzny sposób chłodzenia.

Dla trzech typów szczotek badania przeprowadzono przy zmiennych parametrach szczotkowania. Wartości parametrów podano w tabeli 2. Wartość maksymalnej prędkości obwodowej $v_c=1689$ m/min stosowanej w badaniach jest równa granicznej maksymalnej wartości prędkości obrotowej sugerowanej przez producenta dlatego typu szczotki.

Po procesie frezowania zmierzono chropowatość, w celu oceny chropowatości wyjściowej. Następnie po procesie szczotkowania mierzono chropowatość powierzchni, w celu oceny wpływu warunków szczotkowania na jakość powierzchni. Pomiar chropowatości przeprowadzono stosując profilografometr laboratoryjny Taylor Hobson model Surtronic+, natomiast topografia powierzchni została wykonana na profilografometrze 3D T8000 firmy Hommel-Etamic. Pomiary chropowatości przeprowadzono w kierunku prostopadłym do śladów po operacji frezowania.

3. WYNIKI BADAŃ

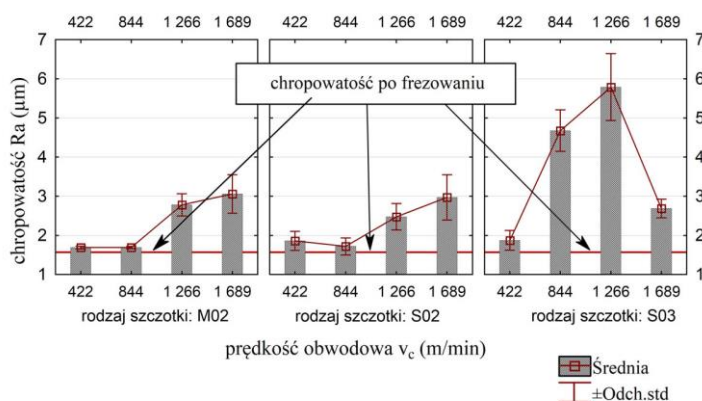
Wszystkie próbki użyte w eksperymencie uprzednio frezowano przy stałych parametrach. Średnia wartość chropowatości po frezowaniu wynosiła $Ra=1,57 \mu\text{m}$. Przykładowa mapa powierzchni po obróbce frezowaniem przedstawiona została na rysunku 1a. Widoczny jest periodyczny charakter kierunkowości struktury po obróbce frezowaniem, wynikający z odwzorowania zarysu ostrza w przedmiocie obrabianym. Profil 2D chropowatości, widoczny na rysunku 1b, wykonano w kierunku x, prostopadłym do śladów po obróbce frezowaniem. Na rysunku 2 przedstawiono



Rys.1. Chropowatość po obróbce frezowaniem: a) powierzchniowa mapa, b) profil chropowatości

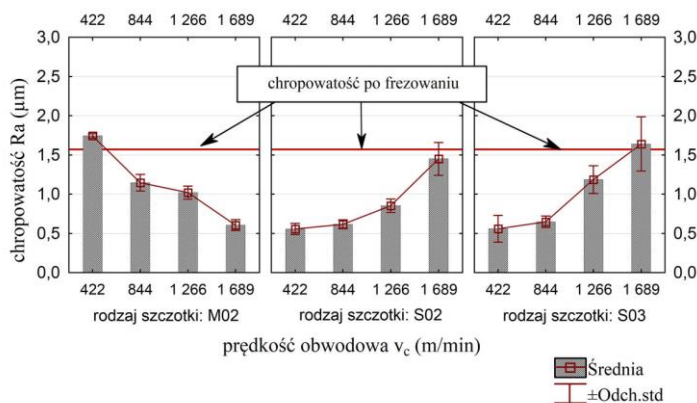
wpływ prędkości obwodowej v_c szczotkowania na chropowatość powierzchni w przypadku obróbki na sucho. Obserwuje się tendencję wzrostu chropowatości Ra wraz ze wzrostem prędkości obwodowej przy obróbce na sucho. Jednak przy szczotkowaniu najbardziej sztywną szczotką S03 z największą prędkością obwodową $v_c=1689 \text{ m/min}$, zaobserwowano znaczny spadek chropowatości po szczotkowaniu. Jest to spowodowane silnym oddziaływaniem włókien szczotki na powierzchnię obrabianą i efekt nagniatania warstwy wierzchniej. Twardość mierzona na powierzchni po obróbce szczotkowaniem z wyżej wymienionymi parametrami wynosi $HV_{0,05}=250$, co znacznie przewyższa twardość rdzenia $HV_{0,05}=165$. Podatność na odkształcenia plastyczne znacznie twardszej warstwy jest mniejsza, w porównaniu z obróbką z niższymi wartościami prędkości obwodowej. Potwierdza to nagniatający charakter obróbki szczotkowaniem. Dla szczotek M02 i S02 przy prędkościach $v_c=(422 \text{ i } 844) \text{ m/min}$ chropowatość powierzchni po szczotkowaniu jest zbliżona do wartości chropowatości wyjściowej - po frezowaniu. Wzrost prędkości v_c prowadzi do pogorszenia chropowatości powierzchni. Zastosowanie chłodzenia podczas obróbki szczotkowaniem, znacząco zmienia efekty po obróbce (rys. 3). Po obróbce szczotką

M02 z prędkością $v_c=422$ m/min oraz szczotkami S02 i S03 z prędkością



Rys. 2. Wpływ prędkości obwodowej v_c na chropowatość powierzchni po obróbce szczotkowaniem: medium - ma sucho

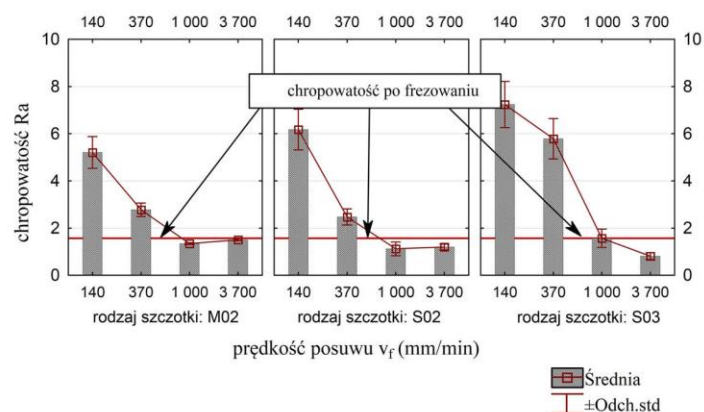
$v_c=1689$ m/min chropowatość pozostaje na poziomie obróbki frezowaniem. W pozostałych przypadkach chropowatość ulega znacznej poprawie po



Rys. 3. Wpływ prędkości obwodowej v_c na chropowatość powierzchni po obróbce szczotkowaniem: medium - z chłodzeniem

szczotkowaniu. Dla szczotek S02 i S03 obserwuje się wzrost chropowatości wraz ze wzrostem prędkości obwodowej v_c . Jest to spowodowane tym, że przy prędkości $v_c=422$ m/min dla szczotek S02 i S03 wierzchołki mikronierówności po obróbce frezowaniem (rys. 1) zostały ścięte, a dalszy wzrost prędkości prowadzi do stopniowej degradacji powierzchni po szczotkowaniu i wzrostu chropowatości. Jednak istotne jest, że wzrost ten widoczny jest poniżej linii oznaczającej chropowatość po frezowaniu, co jest bardzo korzystne, jeśli istnieją wymagania co do jakości

powierzchni. Dlatego też zastosowanie cieczy obróbkowej pozwala na wykorzystanie

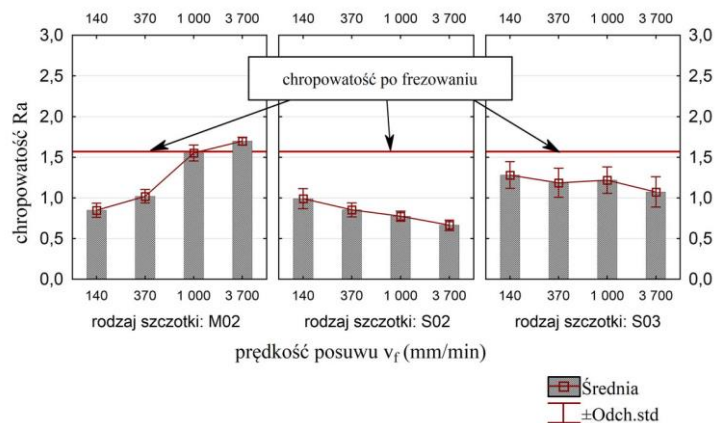


Rys. 4. Wpływ prędkości posuwu v_f na chropowość powierzchni po obróbce szczotkowaniem: medium - ma sucho

znacznej energii kinetycznej włókien, potrzebnej np. do usuwania zadziorów przy jednoczesnym utrzymaniu niskich wartości chropowości powierzchni. Dla szczotki M02, o najbardziej elastycznych, spośród badanych szczotek, włóknach, wzrost prędkości obwodowej v_c prowadzi do zmniejszenia parametrów chropowości. Świadczy to o zwiększającej się intensywności ścinania wierzchołków mikronierówności ze wzrostem v_c . Rozważając dalszy wzrost prędkości obwodowej dla szczotki M02 w przypadku obróbki z chłodzeniem, spodziewać się można osiągnięcia pewnego minimum a następnie wzrostu chropowości spowodowanego zwiększającą się energią włókien (efekt widoczny dla bardziej sztywnych szczotek S02 i S03). Jednak dalszy wzrost prędkości v_c ograniczony był maksymalną dopuszczalną prędkością obwodową dla tego typu szczotek.

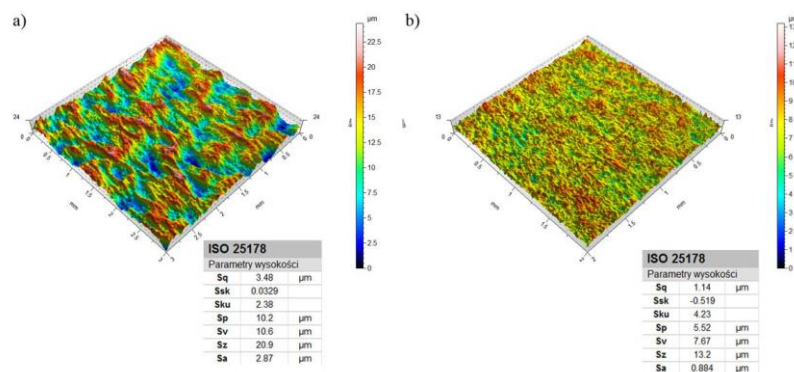
Na rysunku 4 przedstawiono wpływ prędkości posuwu v_f na chropowość powierzchni po obróbce szczotkowaniem w przypadku obróbki na sucho. Dla małych prędkości ruchu posuwowego czas kontaktu szczotki z przedmiotem obrabianym jest zbyt długi. Silne odkształcenia plastyczne materiału skutkują dużymi wartościami chropowości powierzchni.

Na rysunku 5 przedstawiono wpływ prędkości posuwu v_f na chropowość powierzchni po obróbce szczotkowaniem z zastosowaniem chłodzenia. Zastosowanie cieczy prowadzi do znaczącej poprawy chropowości, zarówno



Rys. 5. Wpływ prędkości posuwu v_f na chropowość powierzchni po obróbce szczotkowaniem: medium - z chłodzeniem

w stosunku do obróbki szczotkowaniem na sucho jak również w stosunku do obróbki frezowaniem.



Rys. 6. Porównanie topografii powierzchni po szczotkowaniu narzędziem S02 ($v_c=1266$ m/min, $v_f=370$ mm/min): a) medium - na sucho, b) medium: z chłodzeniem

Na rysunku 6 przedstawiono przykładową topografię powierzchni po obróbce szczotkowaniem. Widoczny jest bezkierunkowy układ mikronierówności powierzchni, świadczący o "zaszczotkowaniu" kierunkowości struktury po obróbce frezowaniem.

4. PODSUMOWANIE I WNIOSKI

W artykule przedstawiono wyniki badań wpływu warunków obróbki szczotkowaniem na jakość powierzchni po szczotkowaniu stopu aluminium. Następujące wnioski podsumowują rezultaty badań:

- stereometryczne właściwości warstwy wierzchniej uzależnione są od warunków obróbki szczotkowaniem,
- ciecz chłodząca w istotnym stopniu wpływa na chropowatość powierzchni po obróbce szczotkowaniem,
- dla większości zestawów parametrów technologicznych szczotkowania na sucho, pogorszeniu uległa chropowatość powierzchni w stosunku do obróbki frezowaniem,
- zastosowanie cieczy obróbkowej podczas obróbki szczotkowaniem pozwala na znaczne zmniejszenie chropowatości powierzchni w stosunku do obróbki frezowaniem,
- najmniejsze wartości chropowatości powierzchni $Ra=0,6 \mu\text{m}$ pojawiły się po obróbce z chłodzeniem narzędziami S02 oraz S03 z prędkością obwodową $v_c=422 \text{ m/min}$ i posuwem $v_f=370 \text{ mm/min}$.

LITERATURA

- [1] CHEN L., *Study on prediction of surface quality in machining process*. Journal of materials processing technology 205, 2008, 439–450.
- [2] KOPAČ J., BAHOR M., *Interaction of the technological history of a workpiece material and the machining parameters on the desired quality of the surface roughness of a product*. Journal of Materials Processing Technology 92-93, 1999, 381-387.
- [3] MATUSZAK J., ZALESKI K., *Badania właściwości warstwy wierzchniej stopu aluminium po obróbce szczotkowaniem*. [w:] Przybylski W. (red.): Współczesne problemy w technologii obróbki przez nagniatanie, T.3, 2011 Gdańsk, 307-318.
- [4] MATUSZAK J., ZALESKI K., *Wpływ parametrów technologicznych szczotkowania stali S235JR na chropowatość powierzchni obrobionej oraz masę usuniętego materiału*. [w:] Świć A. (red.): Zastosowania informatyki w inżynierii produkcji, Wyd. LTN, 2009, 69-81.
- [5] NABIL B. F., MOHAMED B. N., A. B. RHOUMA, CHEDLY B., *Fatigue life improvements of the AISI 304 stainless steel ground surfaces by wire brushing*. Journal of Materials Engineering and Performance Vol, 13, Issue 5, 2004, 564 – 574.
- [6] OLSZAK W., *Obróbka skrawaniem*, Warszawa, WNT, 2009.
- [7] OVERHOLSER, R.W.; STANGO, R.J.; FOURNELLE, R.A., *Morphology of metal surface generated by nylon/abrasive filament brush*. International Journal of Machine Tools and Manufacture Volume: 43, Issue: 2, January, 2003, 193-202.
- [8] SEP. J., *Wybrane właściwości warstwy wierzchniej po szczotkowaniu oczyszczająco-umacniającym*. Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej nr 83, 1991, 53-63
- [9] STANGO, R. J., *Filamentary brushing tools for surface finishing applications*. Metal Finishing Volume: 100, Supplement 1, January, 2002, 82-91.
- [10] STANGO R.J., FOURNELLE R.A., CHADA S., *Morphology of surfaces generated by circular wire brushes*. Journal of Engineering for Industry, vol. 117, 1995, 9-15.

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.

WPLYW WARUNKÓW NAGNIATANIA ODŚRODKOWEGO NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI PRZEDMIOTÓW ZE STALI C45 WYCINANYCH LASEREM

Agnieszka SKOCZYLAS¹, Kazimierz ZALESKI¹

1. WPROWADZENIE

Jakość powierzchni oraz krawędzi przedmiotów wycinanych laserem określana jest na podstawie pomiarów geometrycznych kształtu krawędzi i powierzchni cięcia oraz badań mechanicznych i metaloznawczych [6]. Jako wyznaczniki jakości powierzchni po cięciu laserem wykorzystywane są następujące wskaźniki charakterystyczne: tolerancja prostopadłości, największa wysokość profilu Rz, odchyłka od założonego profilu cięcia, topnienie górnej krawędzi oraz powstawanie żuźla [15].

Struktura geometryczna powierzchni, powstała wskutek cięcia laserem, wykazuje regularność. Charakteryzuje się ona normalnym rozkładem rzędnych profilu. Należy ją sklasyfikować jako anizotropową losową, w niektórych przypadkach- anizotropową okresową [13]. Wskutek cięcia laserem na powierzchni pojawia się tendencja do występowania dwóch odmiennych kształtem oraz jakością stref. Strefy te oddzielone są od siebie tzw. linią podziału warstw granicznych, określoną jako linia BLS (ang. BLS- Boundary Layer Separation Point). Na skutek podziału linią BLS można wyróżnić strefę w okolicach wejścia wiązki lasera, zwaną „strefą wejścia”, charakteryzującą się małymi prążkami i wysoką jakością powierzchni oraz strefę dolną, zwaną „strefą wyjścia”, o znacznie wyższej chropowatości powierzchni. Powstanie dwóch stref o zróżnicowanej chropowatości powierzchni wynika z nieciągłości procesu cięcia laserem oraz niestabilności procesu usuwania ciekłego materiału ze szczeliny cięcia [3, 10, 12].

¹ Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny, Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji, ul. Nadbystrzycka 36, 20-618 Lublin

Chropowatość powierzchni powstała na skutek cięcia laserem determinowana jest obecnością charakterystycznych prążków na otrzymanej po cięciu powierzchni. Obecność ich spowodowana jest hydrodynamicznym przepływem roztopionego materiału, fluktuacją wiązki lasera oraz fluktuacją w przepływie gazu [4]. Powstanie prążków na powierzchni tłumaczy się tym, że prędkość spalania materiału jest większa niż prędkość przemieszczania się wiązki lasera [11].

W literaturze można spotkać sporo prac poświęconych sterowaniu przebiegiem procesu cięcia laserem za pomocą parametrów technologicznych w celu poprawy jakości powierzchni [1, 2]. Podane są również rozwiązania technologiczne redukujące powstanie nawisu metalowego przy dolnej krawędzi od strony wyjścia wiązki lasera [7].

Uzyskanie zadowalających właściwości eksploatacyjnych obrabianych przedmiotów wskutek nagniatania dynamicznego uwarunkowane jest, między innymi, doбором parametrów określających dynamikę uderzenia, które determinują częstotliwość procesów odkształcenia oraz wzajemne rozmieszczenie powstających śladów obróbkowych [5]. Chropowatość powierzchni uzyskana w wyniku nagniatania dynamicznego odśrodkowego uzależniona jest od liczby uderzeń kulek, prędkości obrotowej głowicy, średnicy kulek, posuwu, chropowatości powierzchni przed nagniataniem oraz rodzaju materiału obrabianego [8].

Nagniatanie dynamiczne odśrodkowe, dzięki swoim zaletom, do których należy zaliczyć możliwość obróbki powierzchni kształtowych nieobrotowych, możliwość realizacji obróbki na skrawających obrabiarkach uniwersalnych oraz możliwość polepszenia stanu warstwy wierzchniej elementów o małej sztywności, znajduje szerokie zastosowanie w obróbce wielu materiałów. W literaturze można spotkać prace poświęcone odśrodkowemu kulkowaniu stopu tytanu [14] oraz żeliwa szarego [5], gdzie analizowano wpływ parametrów technologicznych na chropowatość powierzchni. Interesującym zastosowaniem nagniatania odśrodkowego jest wykorzystanie tego sposobu obróbki w celu przebudowy struktury geometrycznej powierzchni (SGP) powstałej po hartowaniu laserowym. SGP powstała na skutek hartowania laserowego cechuje się dużymi zmianami powierzchni, następuje tworzenie się falistości i chropowatości powierzchni o stosunkowo dużych nierównościach. Dzięki przeprowadzonemu mikromłoteczkowaniu nastąpiła wyraźna przebudowa SGP, która prowadzi do ponad dwukrotnej redukcji chropowatości powierzchni [9].

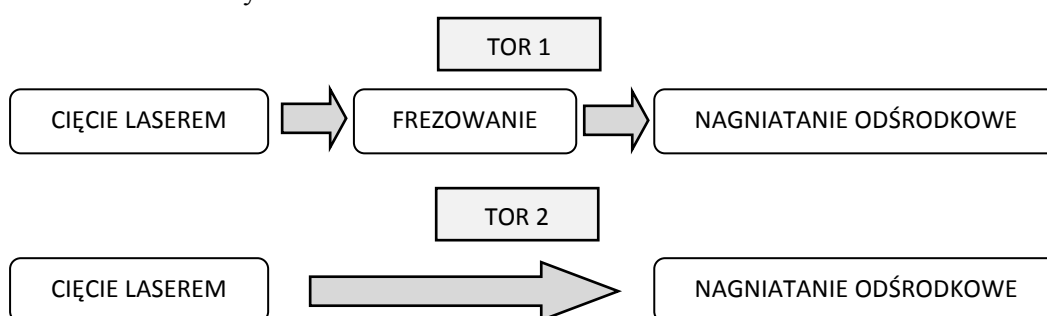
Biorąc pod uwagę pozytywne wyniki dotychczasowych badań wykorzystania nagniatania odśrodkowego do obróbki różnych materiałów [5, 9, 14], podjęto badania nad możliwością zastosowania tej metody obróbki do ukształtowania struktury geometrycznej powierzchni powstałej w procesie cięcia laserem oraz cięcia laserem i frezowania. Proces frezowania został przeprowadzony w celu usunięcia „prążków” po cięciu laserem. Głębokość skrawania była dobierana w taki sposób, aby pozostawić część warstwy utwardzonej powstałej 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). Próbkę o wymiarach 5x8x100 mm zostały wykonane za pomocą wycinarki laserowej LASER Amada 3000W, przy 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 celem redukcji stanu naprężeń własnych.

Badania zostały przeprowadzone dwukierunkowo. Na rysunku 1 przedstawiono schemat realizowanych badań.

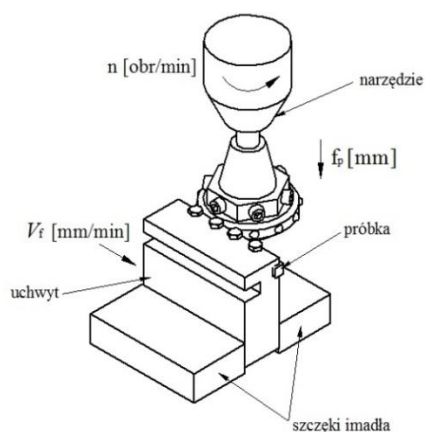


Rys. 1. Schemat realizowanych badań

Proces frezowania obwodowego został przeprowadzony na pionowym centrum obróbkowym FV-580a. Jako narzędzia wykorzystano frezy dwuostrzowe firmy Sandvik o średnicy 20 mm z płytkami 215880 APKT10 pokrytymi powłoką TiN. Frezowanie współbieżne zostało przeprowadzone przy stałej głębokości skrawania $a_p=0,12$ mm, posuwie na ostrze $f_z=0,07$ mm/ostrze i prędkości skrawania $v_c=102$ m/min. Zastosowano ciecz chłodząco-smarującą Mobile Cut.

Nagniatanie odśrodkowe zostało również przeprowadzone na centrum FV-580a. Narzędziem była specjalna głowica nagniatająca o średnicy zewnętrznej 70 mm, która w swojej obsadzie posiada symetrycznie rozmieszczone kulki nagniatające o średnicy 6,3 mm. Podczas procesu nagniatania próbka była zamocowana w uchwycie w taki sposób, że powierzchnia obrabiana była równoległa do osi wrzeciona. Uchwyt natomiast zamocowany był w szczękach imadła posadowionego na stole obrabiarki, który podczas nagniatania przemieszczał się z prędkością v_f . Głowica nagniatająca wykonywała ruch obrotowy z prędkością obrotową n oraz równocześnie posuw poprzeczny f_p . Na rysunku 2 przedstawiono schemat stanowiska badawczego z zaznaczonymi ruchami. Proces nagniatania został zrealizowany przy zmiennych parametrach technologicznych: $n=2400\div 5200$ obr/min, $f_w=0,03\div 0,23$ mm/kulkę, $f_p=0,03\div 0,23$ mm oraz stałej wartości dosuwu $g=0,5$ mm. Parametr ten opisuje cofnięcie się kulki w głąb gniazda głowicy w chwili uderzenia.

Pomiary chropowości powierzchni zostały przeprowadzone za pomocą profilografometru laboratoryjnego Surtronic 3+ firmy Taylor Hobson, natomiast topografię mierzono za pomocą urządzenia T8000 RC 120-400 firmy Hommel-Etamic. Pomiary zostały wykonane w kierunku prostopadłym do śladów obróbkowych na powierzchni. W związku z obecnością dwóch charakterystycznych stref o zróżnicowanej chropowości, pomiary wykonano w strefie wejścia i strefie wyjścia. Taki sam schemat pomiarów został przyjęty dla wszystkich próbek.



Rys. 2. Schemat stanowiska oraz kinematyka nagniatania na pionowym centrum FV- 580a

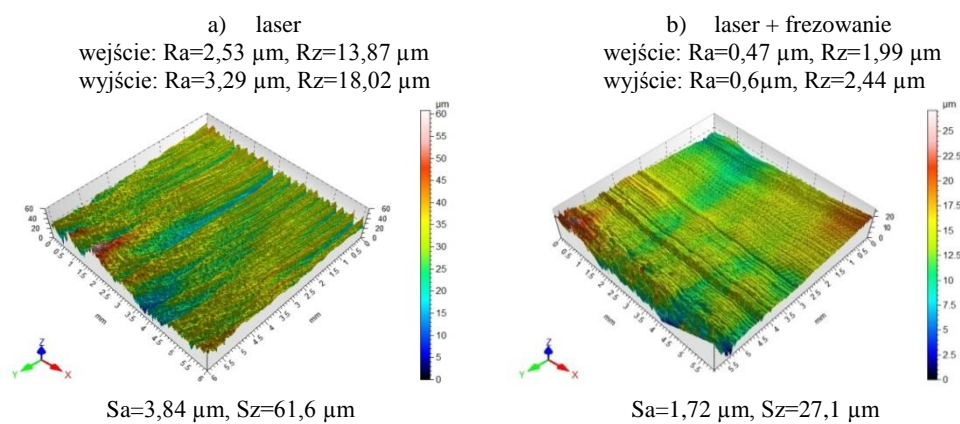
3. WYNIKI BADAŃ

Po zrealizowanych badaniach przystąpiono do analizy uzyskanych wyników pomiarów chropowości powierzchni w funkcji zastosowanych parametrów technologicznych nagniatania.

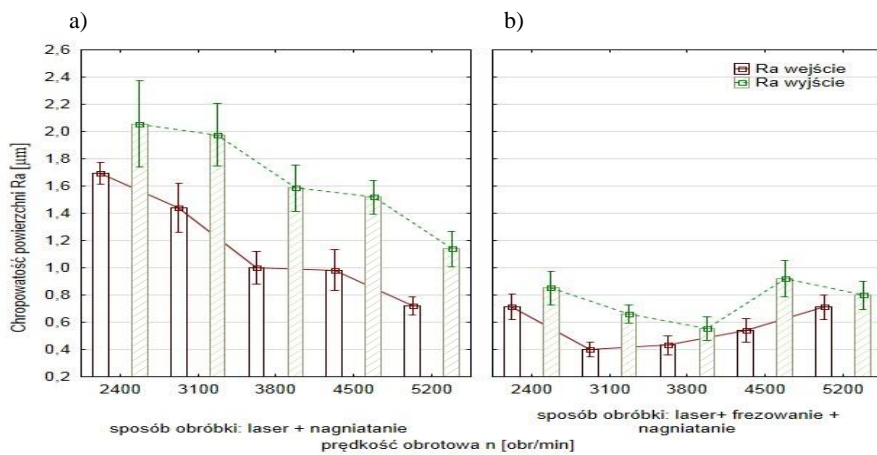
Na rysunku 3 przedstawiono chropowość powierzchni oraz topografię przed procesem nagniatania dla próbek ciętych laserem oraz ciętych a następnie frezowanych obwodowo. Zarówno dla próbek ciętych laserem oraz ciętych i frezowanych zauważalne są strefy o zróżnicowanej chropowości. Topografia powierzchni ukształtowana na skutek cięcia laserem charakteryzuje się występowaniem prążków o różnej wysokości i odstępach. Widoczne są prążki równomierne prostoliniowe (strefa wejścia) oraz krzywoliniowe odchyłone w kierunku przeciwnym od zamierzonego toru przemieszczania się wiązki (strefa wyjścia). W przypadku próbek frezowanych można mówić o powierzchni o zbliżonej wysokości. Widoczne są jedynie ślady pracy ostrza oraz ślady drgań narzędzia.

Analizując wpływ prędkości obrotowej głowicy nagniatającej na chropowość powierzchni w przypadku próbek nagniatanych bezpośrednio po cięciu laserem (rys. 4a) widoczny jest spadek wartości parametru R_a dla obydwu stref. Jest to spowodowane bardziej intensywnym wyrównywaniem mikronierówności powierzchni

po cięciu laserem na skutek rosnącej energii zderzenia. Spadek chropowatości powierzchni wynosi od 32% do 72% dla strefy wejścia i od 37% do 65% dla strefy wyjścia w odniesieniu do wartości przed nagniataniem. W przypadku próbek ciętych laserem a następnie frezowanych (rys. 4b) zauważalne jest w zakresie mniejszych prędkości zmniejszenie się chropowatości powierzchni do wartości minimalnej, natomiast dla większych prędkości obrotowych następuje znowu wzrost. Powstałe zjawisko można tłumaczyć tym, że przy wzroście energii zderzenia na powierzchni frezowanej powstają wgłębienia, co przekłada się na pogorszenie chropowatość powierzchni.

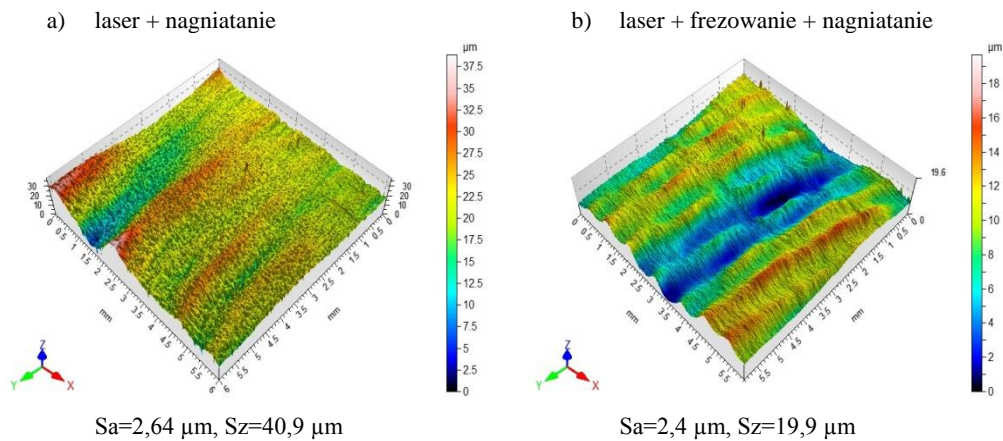


Rys. 3. Chropowatość i topografia powierzchni po procesie cięcia laserem (a) oraz cięcia i frezowania obwodowego (b)



Rys. 4. Wpływ prędkości obrotowej głowicy n ($f_w=0,08$ mm/kulkę, $f_p=0,08$ mm) na chropowatość powierzchni próbek nagniatanych po cięciu laserem (a) oraz po cięciu laserem i frezowaniu (b)

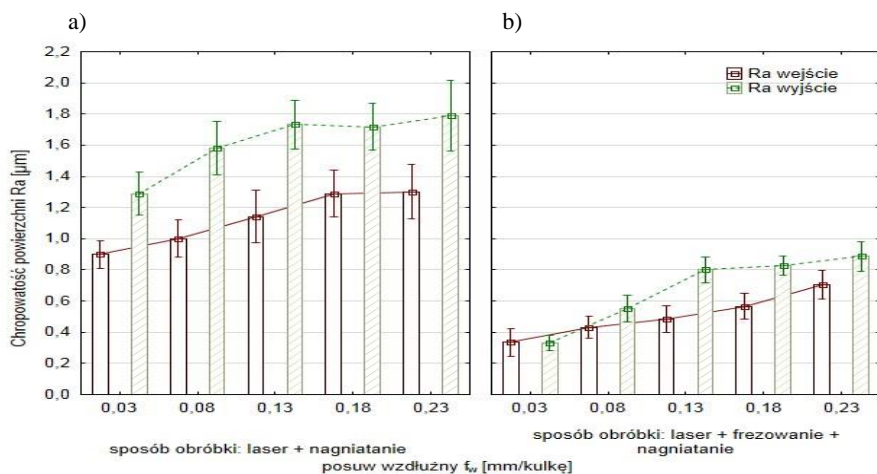
Analizując topografię powierzchni ukształtowaną na skutek nagniatania odśrodkowego powierzchni po cięciu laserem i frezowaniu (rys. 5b) można zauważyć zagłębienia w materiale obrabianym, powstałe na skutek uderzeń kulek nagniatających. Na próbkach nagniatanych bezpośrednio po cięciu laserem widoczne jest zmniejszenie wysokości mikronierówności oraz równomierna deformacja struktury geometrycznej powierzchni (rys. 5a).



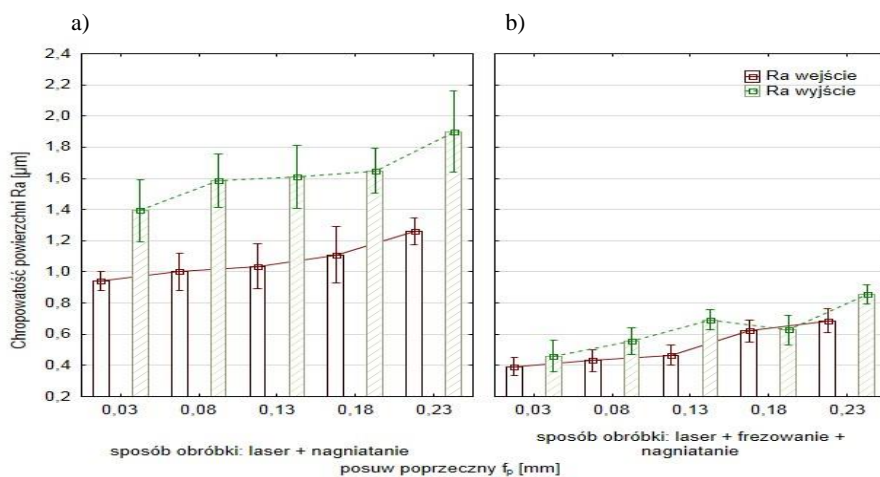
Rys. 5. Chropowość i topografia powierzchni po nagniataniu odśrodkowym próbki wyciętej laserem (a) oraz wyciętej laserem i frezowanej (b)

Z wykresu przedstawionego na rysunku 6 wynika, że wraz ze wzrostem posuwu wzdłużnego f_w następuje wzrost chropowości powierzchni. Spowodowane jest zmniejszaniem się ilości uderzeń kulek przypadających na jednostkę powierzchni obrabianej. W przypadku próbek obrabianych bezpośrednio po cięciu laserem następuje poprawa jakości powierzchni. Współczynnik zmniejszenia chropowości powierzchni K_{Ra} wynosi od 1,93 do 2,81 dla strony wejścia i od 1,84 do 2,51 dla strony wyjścia. Natomiast dla próbek frezowanych i nagniatanych następuje pogorszenie chropowości powierzchni w odniesieniu do wartości przed nagniataniem. Związane jest to z „wybijaniem” zagłębień w materiale obrabianym w większej odległości, co przekłada się na nierównomierną deformację powierzchni obrabianej. Jest to zauważalne dla dużych wartości posuwu.

Zwiększenie posuwu poprzecznego f_p , a co za tym idzie spadek gęstości kulowania, powoduje pogorszenie chropowości powierzchni (rys. 7). Ślady obróbkowe pojawiają się w dużej odległości od siebie, powodując nierównomierną deformację powierzchni obrabianej.



Rys. 6. Wpływ posuw wzdłużnego f_w ($n=3800$ obr/min, $f_p=0,08$ mm) na chropowatość powierzchni próbek nagniatanych po cięciu laserem (a) oraz po cięciu laserem i frezowaniu (b)



Rys. 7. Wpływ posuw poprzecznego f_p ($n=3800$ obr/min, $f_w=0,08$ mm/kulkę) na chropowatość powierzchni próbek nagniatanych po cięciu laserem (a) oraz po cięciu laserem i frezowaniu (b)

4. PODSUMOWANIE

W pracy badano wpływ parametrów technologicznych nagniatania odśrodkowego na chropowatość powierzchni stali C45 po cięciu laserem oraz po cięciu i frezowaniu obwodowym. Następujące wnioski podsumowują rezultaty przeprowadzonych badań.

Nagniatanie odśrodkowe dla próbek obrobionych bezpośrednio po cięciu laserem umożliwia zmniejszenie chropowatości powierzchni. Parametr Ra dla strefy wejścia wynosi od 0,72 μm do 1,69 μm , dla wyjścia od 1,14 μm do 2,06 μm (po cięciu laserem parametr Ra dla wejścia wynosi 2,53 μm dla wyjścia 3,29 μm).

Dla próbek po cięciu laserem, frezowanych a następnie nagniatanych, w niektórych przypadkach, zależnie od parametrów technologicznych, nastąpiła poprawa chropowatości powierzchni, w przypadku niektórych odnotowano pogorszenie.

Duże różnice wartości parametru Ra w obrębie danego zestawu parametrów technologicznych spowodowane są zmiennymi właściwościami SGP ukształtowanymi w procesie cięcia laserem i frezowania.

LITERATURA

- [1] BIEN A., *Teoretyczno-eksperymentalny dobór parametrów cięcia laserowego stali węglowej*, Przegląd Mechaniczny, 10, 2011, s.32-39.
- [2] GOLNABI H., BAHAR M., *Investigation of optimum in oxygen gas- assisted laser cutting*, Optics & Laser Technology, 41, 2009, p. 454- 460.
- [3] KALITA W., HOFFMAN J., RADZIEJEWSKA J., *Jakościowe efekty cięcia blachy wiązką lasera CO₂ z wysokociśnieniowym nadmuchem gazów neutralnych*, Przegląd Mechaniczny, 13-14, 1996, s. 22-27.
- [4] KANNATEY- ASIBU E. Jr., *Principles of laser materials processing*, John Wiley & Sons, New Jersey 2009.
- [5] KĘSY M., *Problemy kształtowania warstwy wierzchniej żeliwa szarego dynamicznymi metodami nagniatania*, Inżynieria Materiałowa, 5, 2005, s. 755-757.
- [6] KLIMPEL A., *Technologie laserowe*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice, 2012.
- [7] MUZYKIEWICZ W., ŁACH A., *Analiza możliwości wykonania gęstych perforacji blach niekonwencjonalnymi technikami wysokoenergetycznymi*, Obróbka Plastyczna Metali, 1, 2007, s. 13-21.
- [8] PRZYBYLSKI W., *Technologia obróbki nagniataniem*, Wydawnictwo Naukowo- Techniczne, Warszawa, 1987.
- [9] RADZIEJEWSKA J.: *Laserowa modyfikacja właściwości warstwy wierzchniej wspomagana nagniataniem*, Instytut Podstawowych Problemów Techniki Polskiej Akademii Nauk. Warszawa, 2011.
- [10] STEEN W. M., *Laser Material Processing*, Springer-Verlag, London, 2003.
- [11] TRELA S., *Badania wpływu cięcia laserowego na twardość stali nisko- i średnio węglowej*, Mechanik, 12, 2004, s. 877-878.
- [12] YILBAS B. S., *Laser cutting of thick sheet metals: Effects of cutting parametes on kerf size variations*, Journal of Materials Processing Technology, 204, 2008, p. 285-290.
- [13] ZABORSKI S., STECHNIJ T., *Laserowe i plazmowe cięcie blach ze stali niestopowych i kwasodpornych*, Inżynieria Maszyn, 4, 2011, s. 109-116.
- [14] ZALESKI K., LIPSKI J., *Modelowanie za pomocą sieci neuronowej odśrodkowego kulkowania stopu tytanu*, Przegląd Mechaniczny, 12, 2006, s. 29-33.
- [15] PN-EN ISO 9013:2008, *Cięcie termiczne. Klasyfikacja ciecienia termicznego . Specyfikacja geometrii wyrobu i tolerancje jakości.*

OCENA STRUKTURY GEOMETRYCZNEJ POWIERZCHNI PO TOCZENIU I SZLIFOWANIU STALI UTWARDZONYCH

Krzysztof ŻAK¹, Wit GRZESIK¹

1. WPROWADZENIE

We współczesnym przemyśle narzędzia z CBN do toczenia i szlifowania wykorzystywane są w dużej mierze do obróbki precyzyjnej i ultraprecyzyjnej stali utwardzonych do około 60 HRC. Ze względu na duży koszt ściernic z CBN do szlifowania stosuje się zamiennie ściernice z elektrokorundu Al_2O_3 . Porównując efekty technologiczne toczenia i szlifowania w obróbce stali utwardzonych, szlifowanie jest korzystniejsze ze względu na mniejszy wpływ na warstwę wierzchnią (po toczeniu możliwe jest wytworzenie w warstwie wierzchniej niekorzystnej mikrostruktury- białej warstwy i dużych rozciągających naprężeń własnych) i dokładność wymiarowo-kształtową [1, 2]. Pomimo tych negatywnych oddziaływań toczenie materiałów utwardzonych ma wiele zalet, które decydują o powszechnym jej wykorzystaniu, takich jak [1-3]:

- zmniejszenie energochłonności operacji;
- poprawa ekologiczności obróbki przez wyeliminowanie cieczy obróbkowych;
- możliwość przeprowadzenia obróbki kompletnej, itp.

Zainteresowania współczesnego przemysłu dotyczą obróbki precyzyjnej i ultraprecyzyjnej, która pozwala uzyskać powierzchnie o chropowatości Rz odpowiednio w zakresie 2,5 do 4 μm i poniżej 1 μm [1, 4, 5]. Właśnie z tego względu niezbędna jest ocena jakości i funkcjonalności otrzymywanych powierzchni po toczeniu i szlifowaniu, które generują powierzchnie o zdecydowanej odmiennej strukturze.

W artykule przedstawiono i omówiono wyniki badań dotyczące toczenia oraz szlifowania stali 41Cr4 utwardzonej do około 60 HRC ściernicą z elektrokorundu

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

monokrystalicznego. Analizie poddano znormalizowane parametry chropowatości 3D i 2D 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 57 ± 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 $350 \times 25 \times 127$ mm ($350 \times 25 \times 127$ 32A 60K5V).

Warunki prowadzenia dwóch wymienionych operacji technologicznych podano w tabl. 1.

Tabela 1. Zestawienie warunków badań

Symbol operacji	Rodzaj operacji	Warunki procesu
HT (Toczenie)	Toczenie na twardo ostrzem z CBN TNGA 160408 S01030	$v_c=150$ m/min, $f=0,06$ mm/obr $a_p=0,15$ mm
G (Szlifowanie)	Szlifowanie Tarcza z elektrokorundu monokrystalicznego $350 \times 25 \times 127$ 32A 60K5V	$v_c=11,9$ m/s ($n=2100$ obr/min) $v_f=0,35$ m/min, $a_e=0,025$ mm

Pomiary topografii i chropowatości powierzchni przeprowadzono na profilometrze TOPO-01P z promieniem zaokrąglenia igły równym $2 \pm 0,5$ μ m. 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.

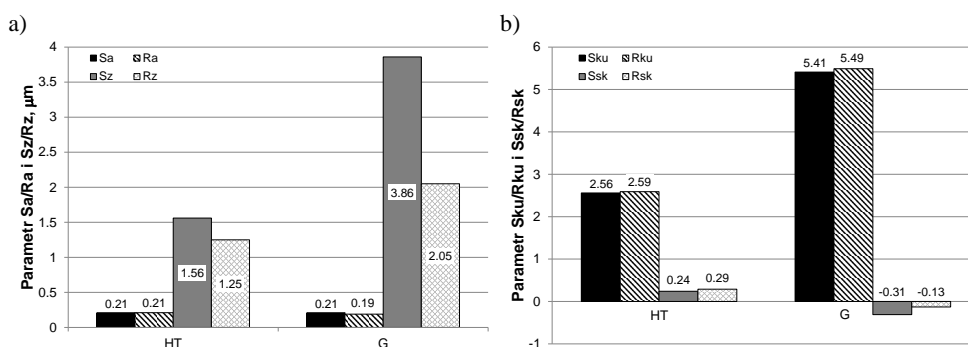
Głównym założeniem w prowadzonych badaniach było osiągnięcie wartości parametru Sa/Ra około $0,2$ μ m (rys. 1a).

3. WYNIKI BADAŃ

Na podstawie przeprowadzonych pomiarów stwierdzono różnice w wartościach parametrów wysokościowych i amplitudowych chropowatości powierzchni dla odwzorowania 2D i 3D. Po toczeniu wartości parametrów wysokościowych Sa/Ra i Sz/Rz nie różnią się znacznie od siebie, a w przypadku parametru Sa/Ra są sobie równe (rys. 1a). Natomiast w przypadku operacji szlifowania można zaobserwować znaczącą różnicę wartości parametru Sz/Rz, która wynosi około 60% ($Rz=2,05$ μ m,

$Sz=3,86 \mu\text{m}$), co jest widoczne na rys. 1a. Przyczyną otrzymania tak znacznych różnic w pomiarach 2D i 3D można tłumaczyć tym, że prawdopodobieństwo odwzorowania w pojedynczym profilu najwyższego i najniższego, bądź kilku najwyższych wzniesień i wgłębień, jest dużo mniejsze niż w przypadku odwzorowania fragmentu powierzchni [6].

Większe wartości parametru Sz/Rz po szlifowaniu (rys. 1a) mogą świadczyć o występowaniu w topografii/profilu powierzchni dużej liczby ostrych i wysokich wierzchołków oraz głębokich rowków, co można zauważyć porównując powiększone profile powierzchni na rys. 3b1,2.



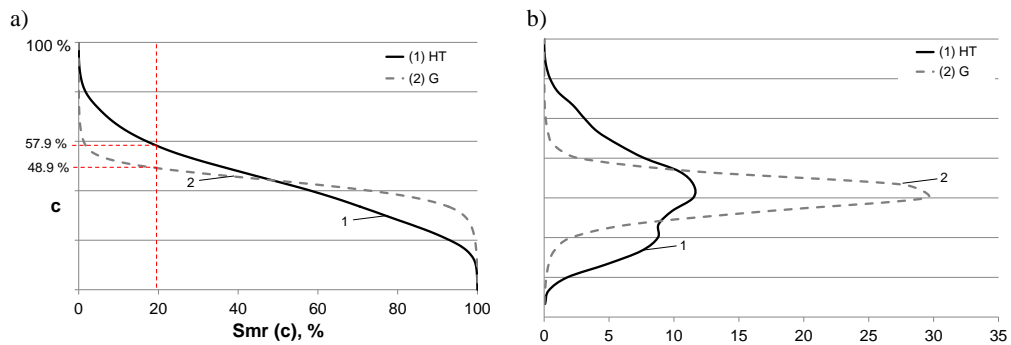
Rys. 1. Porównanie wartości pionowych (a) oraz związanych z rozkładem rzędnych (b) parametrów 2D i 3D dla powierzchni po operacji toczenia (HT) i szlifowania (G)

Na rys. 1b przedstawiono wartości parametrów Sku/Rku (kurtozy) oraz Ssk/Rsk (asymetrii/skośności), które mają na celu określenie właściwości rozkładu rzędnych powierzchni. Po toczeniu (HT) otrzymano najmniejsze wartości parametru $Sku/Rku=2,56/2,59$ (kurtozy) w porównaniu do szlifowania (G) $Sku/Rku=5,41/5,49$. Różnica w otrzymanych wartościach kurtozy i skośności dla toczenia i szlifowania wynosi około 50%. Odmienny charakter zmian zaobserwowano w odniesieniu do asymetrii rozkładu rzędnych powierzchni Ssk/Rsk (rys. 1b). Po szlifowaniu asymetria rozkładu rzędnych (skośność) jest ujemna. Natomiast po toczeniu generowana jest powierzchnia, dla której wartość parametru Ssk/Rsk jest dodatnia, co może wskazywać, że powierzchnia ma większą sztywność stykową.

Na rys. 2a przedstawiono przestrzenne krzywe udziału materiałowego wyznaczone dla powierzchni toczonej (HT) i szlifowanej (G). Po toczeniu (HT) uzyskano powierzchnie o nośności degresywno-progresywnej, a nawet degresywnej, liniowej (krzywa 1 na rys. 2a). Po szlifowaniu kształt krzywej udziału materiałowego zmienia się na degresywno-progresywny, zbliżony do litery „S”, (krzywa 2 na rys. 2a) z ujemną kurtozą Ssk/Rsk .

Obserwując kształt krzywej rozkładu rzędnych (ADF) na rys. 2b można stwierdzić,

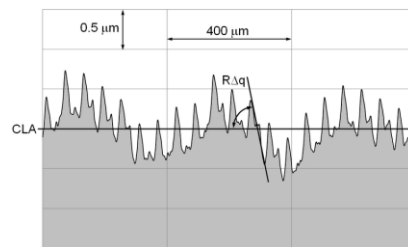
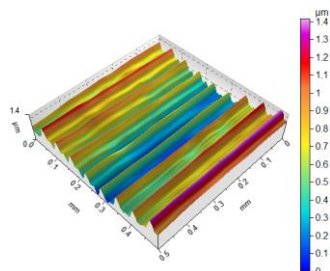
że toczenie i szlifowanie generuje powierzchnie o wyraźnie odmiennym rozkładzie rzędnych powierzchni [1]. Można również stwierdzić, że powierzchnie po szlifowaniu mają strukturę anizotropową losową - rys. 2b - krzywa 2 jak i na podstawie topografii i profili powierzchni przedstawionych na rys 3.



Rys. 2. Procentowy udział materiałowy (a) i funkcja gęstości amplitudy profilu (ADF) dla powierzchni po toczeniu i szlifowaniu

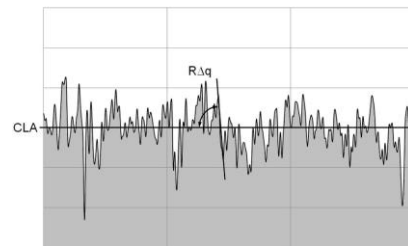
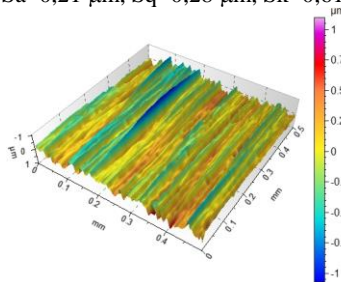
a1) $S_a=0,21 \mu\text{m}$, $S_q=0,26 \mu\text{m}$, $S_k=0,70 \mu\text{m}$

a2) $R_a=0,21 \mu\text{m}$, $R_{\Delta q}=1,61^\circ$, $R_{Sm}=65 \mu\text{m}$



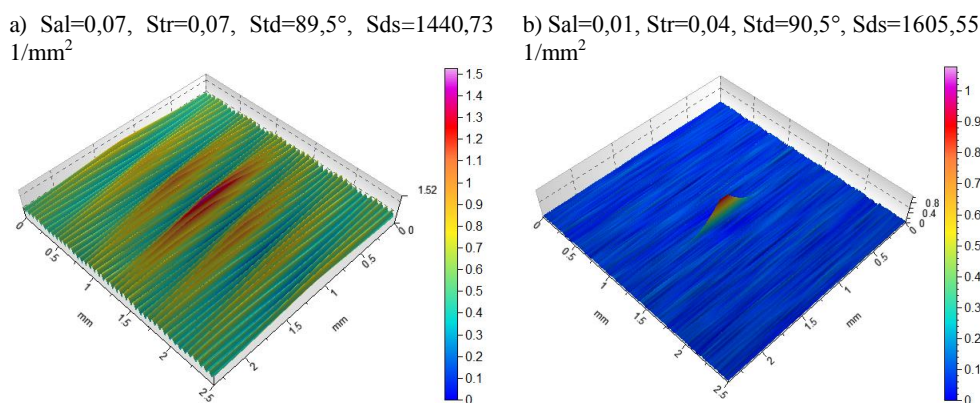
b1) $S_a=0,21 \mu\text{m}$, $S_q=0,28 \mu\text{m}$, $S_k=0,61 \mu\text{m}$

b2) $R_a=0,19 \mu\text{m}$, $R_{\Delta q}=3,57^\circ$, $R_{Sm}=34 \mu\text{m}$



Rys. 3. Powiększone fragmenty topografii i profile chropowatości powierzchni po: (a1,2) toczeniu (HT); (b1,2) szlifowaniu (G)

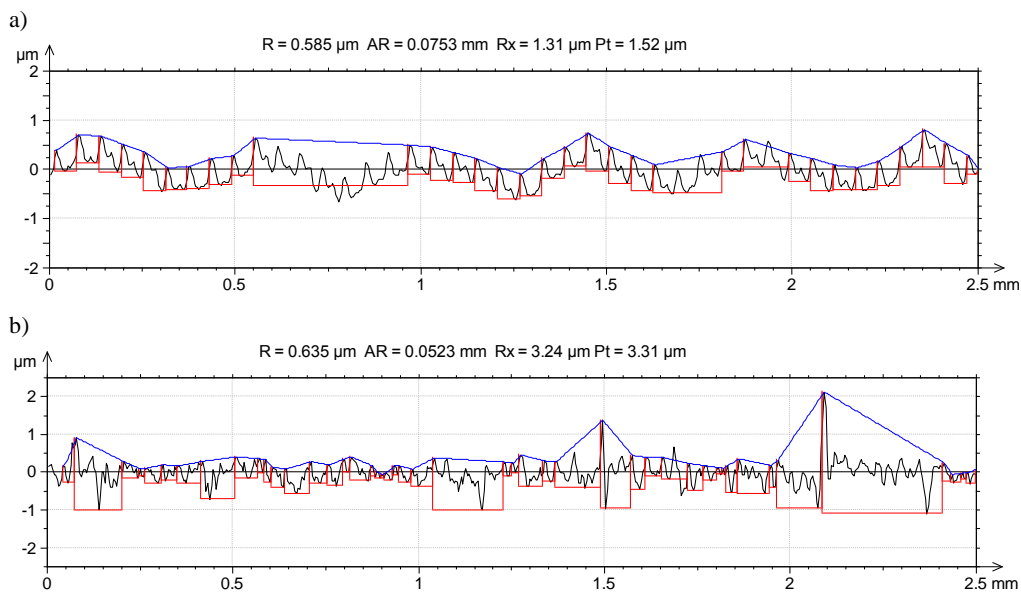
Dwie typowe topografie oraz odpowiednie profile powierzchni przedstawiono na rys. 3. Po toczeniu (rys. 3a1,2) powierzchnia charakteryzuje się równolegle rozmieszczonymi śladami ostrza, co można również zaobserwować na profilu chropowatości powierzchni (rys. 3b2), natomiast po szlifowaniu na powierzchni i profilu chropowatości (rys. 3b1,2) występują oprócz składowej losowej dwie dominujące składowe okresowe stochastyczne, co również zostało potwierdzone za pomocą rozkładu funkcji autokorelacji (AACF) na rys. 4. Cechy struktury powierzchni można również doskonale opisać za pomocą 4 parametrów przestrzennych Sa_l (długość autokorelacji powierzchni), Str (wydłużenie tekstury powierzchni), Std (kierunkowość tekstury powierzchni) i Sds (gęstość wierzchołków wzniesień) podanych na rys. 4. Powierzchnia szlifowana (zawiera dużo więcej wierzchołków na jednostkę powierzchni- $Sds=1605,55$ $1/mm^2$ niż toczone $Sds=1440,73$ $1/mm^2$). Wartość parametru $Str=0,07$ dla toczenia, która jest większa od szlifowania ($Str=0,04$) oznacza, że powierzchnia toczone ma słabszą kierunkowość (anizotropię), ale wartość $Str<0.1$ i tak wskazuje na wysoką anizotropowość obydwóch powierzchni [1].



Rys. 4. Reprezentatywne rozkłady funkcji autokorelacji (AACF) dla powierzchni toczonej (HT) (a) i szlifowanej (G) (b)

Analizując otrzymane powierzchnie po toczeniu i szlifowaniu pod kątem ich funkcjonalności można wykorzystać metodę motywów, która polega na konwersji niefiltrowanych profili powierzchni na zbiór pojedynczych motywów chropowatości [1]. Chropowatość motywów określana jest przez trzy parametry określające średnią długość (AR), średnią głębokość (R) oraz maksymalną głębokość nierówności profilu (R_x). Porównanie parametrów określonych motywów na rys. 5 wskazuje, że powierzchnia po szlifowaniu posiada wyraźnie głębsze doliny ($R_x=3,24$) w porównaniu do powierzchni po toczeniu ($R_x=1,31$). Potwierdzają to przedstawione na

rys. 3 topografie i profile chropowości powierzchni. Można również zauważyć, że parametr motywu R_x jest silniej skorelowany z parametrem S_z niż R_z , chociaż motywy są oparte na analizie 2D. Natomiast parametr AR (średnia długość motywu) dla powierzchni potoczeniu $AR=0,075$ mm jest zbliżony do wartości stosowanego posuwu $f=0,06$ mm/obr i odpowiada parametrowi $R_{Sm}=0,065$ mm (średni odstęp nierówności). Dla powierzchni po szlifowaniu parametr motywu R jest niezależny od stosowanych warunków szlifowania. Szersze i głębsze okna motywu (rys. 5b) potwierdzają lepszą retencję płynu (cieczy smarującej) dla powierzchni po szlifowaniu.



Rys. 5. Wykresy motywów dla po: (a) toczeniu (HT) i (b) szlifowaniu (G)

4. PODSUMOWANIE

Stwierdzono, że pomimo jednakowej wartości parametru chropowości powierzchni S_a/R_a około $0,2 \mu\text{m}$ dla toczenia i szlifowania uzyskano powierzchnie o odmiennych cechach funkcjonalnych. Potwierdzono, że po toczeniu uzyskuje się powierzchnie o charakterze anizotropowym okresowym natomiast po szlifowaniu powierzchnia jest anizotropowa losowa. Korzystniejszy rozkład udziału materiałowego otrzymano po szlifowaniu, co potwierdzają ujemne wartości skośności S_{sk}/R_{sk} . Po szlifowaniu otrzymuje się wyraźnie szersze i głębsze doliny - $R_x=3,24$, które polepszają retencję płynu.

Sugeruje się wykonywanie analiz cech i właściwości funkcjonalnych powierzchni wyłącznie dla parametrów 3D, które najlepiej opisują charakter powierzchni po różnych sposobach obróbki.

LITERATURA

- [1] GRZESIK W., *Porównanie cech stereometrycznych chropowatości powierzchni tworzonych w toczeniu i szlifowaniu stali utwardzonych*, *Mechanik*, 4, 2014, 274-279
- [2] CZECHOWSKI K., WRONSKA I., *Obróbka na sucho materiałów s tnie twardym. Cz. 1*, *Projektowanie I Konstrukcje Inżynierskie Archives of Materials Science and Engineering*, 3/54, 2012, 20-26
- [3] KAWALEC M., *Efekty technologiczne obróbki na twardo materiałów metalowych*, *Mechanik*, 8-9, 2002, 537-550
- [4] KLOCKE F., *Manufacturing processes 1. Cutting*, Berlin, Springer-Verlag, 2011.
- [5] GRZESIK W., *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych*, Warszawa, WNT, 2010
- [6] GRZESIK W., BROL S., ŻAK K., *Ocena chropowatości powierzchni 2D i 3D po toczeniu różnych materiałów konstrukcyjnych*, *Pomiary, Automatyka, Kontrola*, 1, 2010, 44-45

7. DIAGNOSTYKA I OPTYMALIZACJA PROCESU SKRAWANIA

MODEL ANALITYCZNY MAKSYMALNEJ TEMPERATURY WIERZCHNIEJ STRONY WIÓRA

Marian BARTOSZUK¹

1. WPROWADZIENIE

W badaniach procesu skrawania pomiary temperatury dostarczają szeregu ważnych informacji o samym procesie. W praktyce, w celu oszacowania temperatury skrawania korzystać trzeba z wielkości pośrednich, powiązanych bezpośrednio z temperaturą skrawania. Ostatnio wiele cennych informacji o rozkładzie temperatury na powierzchniach strefy skrawania pozyskuje się na podstawie pomiarów termowizyjnych. Przykładowo Rech [5] w badaniach toczenia ortogonalnego stali AISI 4142H posługiwał się kamerą CCD-IR skierowaną na powierzchnię boczną skrawanego dysku i ostrze narzędzia. Analizował on rozkład temperatury w ostrzu i materiale obrabianym. Podobne rozwiązanie zastosował Abukhshim i inni [6]. W swoich badaniach wyznaczyli oni rozkłady temperatury dla całej strefy skrawania podczas toczenia ortogonalnego stali AISI 4140 węglikowymi ostrzami bez powłok. Pomiary termowizyjne w obróbce skrawaniem stosowali również Jaspers i Dautzenberg [3, 7]. Umieściwszy kamerę termowizyjną bezpośrednio nad strefą obróbki analizowali oni termograficzne obrazy powierzchni natarcia ostrza wraz z wiórem.

Obrazy termowizyjne strefy skrawania stanowią mogą podstawę do weryfikacji modelu symulacyjnego procesu skrawania pod kątem prawidłowości rozplywu ciepła pomiędzy wiór, ostrze i materiał obrabiany. Często jednym z porównywanych obszarów jest górna powierzchnia wióra. Zdarza się, że w badaniach nie dysponujemy pełną gamą możliwości badawczych, dlatego dobrze by było umieć wyznaczyć rozkład temperatury wzdłuż wióra w sposób analityczny. W literaturze brak jest jednak modelu analitycznego pozwalającego na wyznaczenie temperatury wióra. Brak

¹ Politechnika Opolska, Katedra Technologii Maszyn i Automatykacji Produkcji, 45-758 Opole, ul. Prószkowska 76

jest również modelu umożliwiającego obliczenie temperatury maksymalnej wierzchniej strony wióra. W świetle przedstawionych rozważań oraz pod wpływem inspiracji badaniami wykonanymi przez Jaspersa i innych [3, 7], autor niniejszego opracowania podjął próbę opracowania równania pozwalającego obliczyć maksymalną wartość temperatury wierzchniej strony wióra.

2. METODYKA BADAŃ

W pracy badano przypadek skrawania ortogonalnego na sucho stali austenitycznej AISI 321 ostrzami węglowymi bez powłok ochronnych i z powłokami o różnej konfiguracji warstw. Skład i budowę badanych powłok przedstawiono w tabeli 1. Badania zrealizowano z użyciem oprawki nożowej PTNGR 2020-16 zapewniającej ortogonalne ustawienie ostrza TNMA 160408 o płaskiej powierzchni natarcia. Parametry obróbki przyjęte do testów wynoszą odpowiednio: prędkość skrawania $v_c=100$ m/min, posuw $f=0,20$ mm/obr oraz szerokość warstwy skrawanej $a_p=2$ mm.

Tabela 1. Zestawienie powłok ochronnych wybranych do badań [21]

Oznaczenie powłoki wg. Oerlicon Balzers	Rodzaj powłoki	Struktura powłoki
BALINIT A	TiN	monowarstwowa
BALINIT B	TiCN	gradientowa
BALINIT FUTURA NANO	TiAlN	nanowarstwowa
BALINIT X.CEED	AlTiN	monowarstwowa
BALINIT HELICA	AlCrN	wielowarstwowa

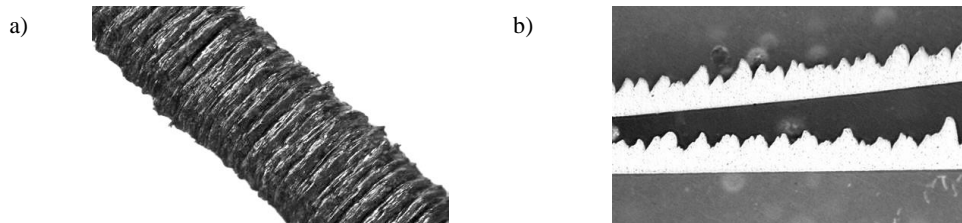
Badania doświadczalne procesu skrawania prowadzono na stanowisku zbudowanym na bazie tokarki kłowej TUM-35D1, wyposażonej w siłomierz, układ do pomiaru siły termoelektrycznej generowanej na styku ostrza i materiału obrabianego oraz kamerę termowizyjną VarioCAM firmy JENOPTIK.

2.1. WZORCOWANIE TERMOWIZYJNEGO TORU POMIAROWEGO

Ze względu na charakter procesu tworzenia wióra jego wierzchnia strona, obserwowana na obrazach termograficznych posiada skomplikowaną, poprzecinaną uskokiemi fakturę (rys. 1). Jak wynika z danych literaturowych [7, 9, 10, 11] emisyjność takiej powierzchni jest znacząco różna od emisyjności podawanej dla powierzchni obrobionych mechanicznie.

W celu odwzorowania przy wzorcowaniu warunków możliwie zbliżonych do rzeczywistych w badaniach tor pomiarowy wzorcowano z użyciem wiórów umieszczonych na płycie wykonanej z badanej stali. Dla zmniejszenia strat przewodzenia ciepła pomiędzy płytą podłoża a powierzchnią wióra użyto ceramicznego kleju termoodpornego. Tak jak przy próbach eksperymentalnych w

czasie wzorcowania wierzchnia strona wiórów stykała się bezpośrednio z otaczającą atmosferą [8].



Rys. 1. Wiór po toczeniu ortogonalnym z prędkością skrawania $v_c=50$ m/min i posuwem $f=0,1$ mm/obr: a) widok wierzchniej strony wióra w powiększeniu $\times 10,5$; b) przekrój podłużny wióra w powiększeniu $\times 24$ [8]

2.2. TERMOWIZYJNE POMIARY ROZKŁADU TEMPERATURY W STREFIE SKRAWANIA

W czasie badań eksperymentalnych kamera IR umieszczona była bezpośrednio nad strefą obróbki. Takie usytuowanie kamery pozwalało na rejestrowanie rozkładu temperatury w całej strefie skrawania. Przykładowy obraz termograficzny strefy skrawania pokazano na rysunku 2. W badaniach szczególną uwagę zwrócono na temperaturę wierzchniej strony wióra, jako parametr który może być przydatny np. do weryfikacji wyników uzyskanych na drodze symulacyjnej.

Analizę obrazów termograficznych strefy skrawania przeprowadzono z użyciem oprogramowania IRBIS 3. Dzięki temu można było bezbłędnie, w sposób automatyczny wyszukać obszary o najwyższej temperaturze.



Rys. 2. Termograficzny obraz strefy skrawania uzyskany dla ostrza z powłoką AlTiN przy prędkości skrawania $v_c=100$ m/min i posuwie $f=0,20$ mm/obr

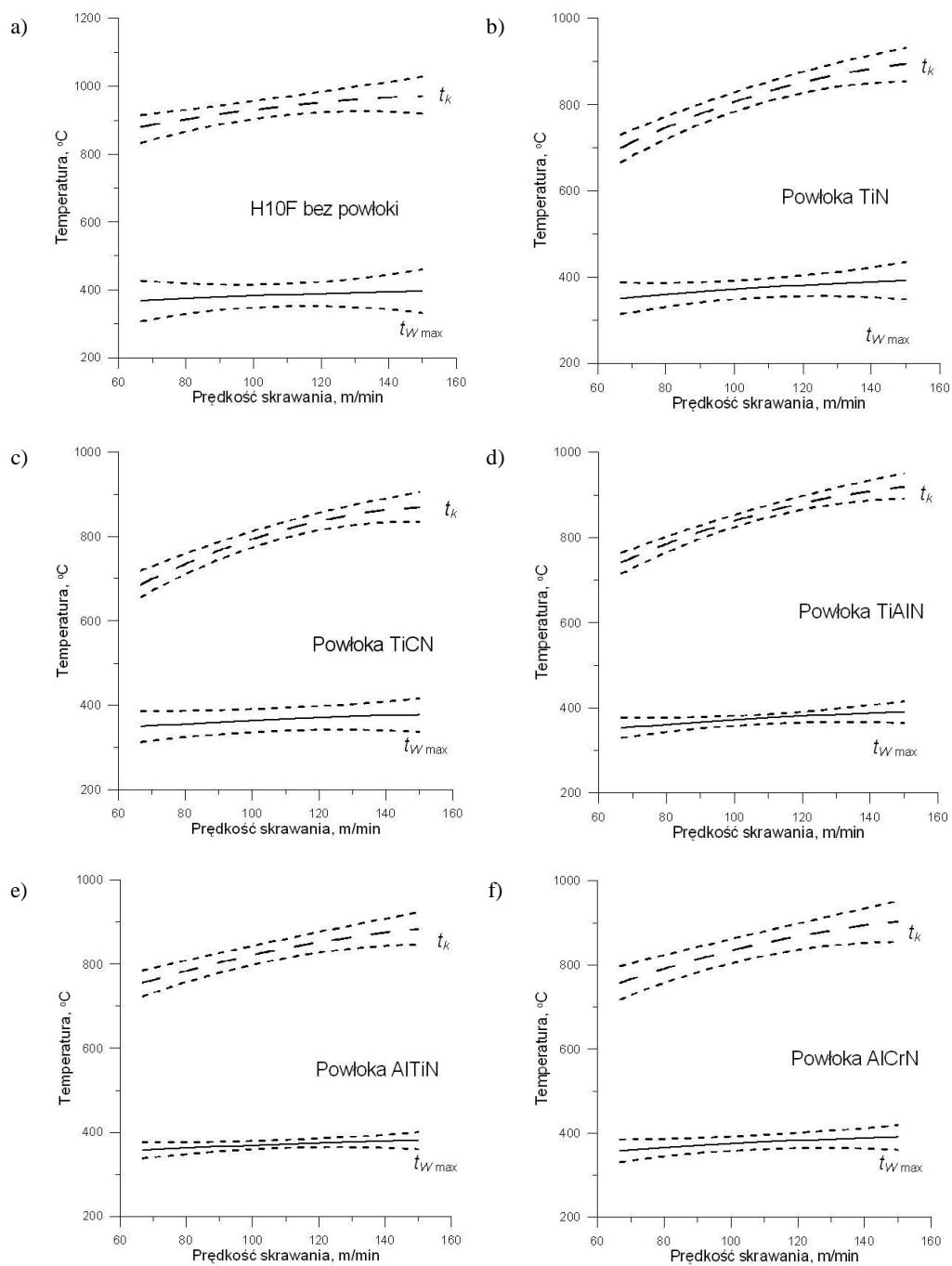
3. WYNIKI BADAŃ I ICH ANALIZA

Z doniesień literaturowych [1-4], oraz z własnych obserwacji wynika, że temperatura maksymalna wierzchniej strony wióra podlega pewnym fluktuacjom. Zmienia się jej wartość jak i umiejscowienie względem nasady wióra. Przypuszczać można, że zmiany te spowodowane są niewielkimi odchyleniami właściwości mechanicznych i termofizycznych materiału obrabianego. Zaznaczyć trzeba, że omawiane zmiany nie wpływają w widoczny sposób na średnią temperaturę kontaktu. Uwidaczniają się natomiast w budowie wióra. W podobny sposób jak temperatura wierzchniej powierzchni wióra, lecz w dużo mniejszym zakresie zmienia się jego grubość oraz częstotliwość segmentacji. Zmienia się zatem faktura jego górnej powierzchni, co w bezpośredni sposób rzutuje na zmianę współczynnika jej emisyjności. W związku z tym wnioskować należy że rzeczywiste zmiany temperatury skrawania są znacząco mniejsze, a wykazane w pomiarach fluktuacje maksymalnej temperatury wióra, sięgające 10 a czasem 15% spowodowane są w głównej mierze zmianą emisyjności badanej powierzchni.

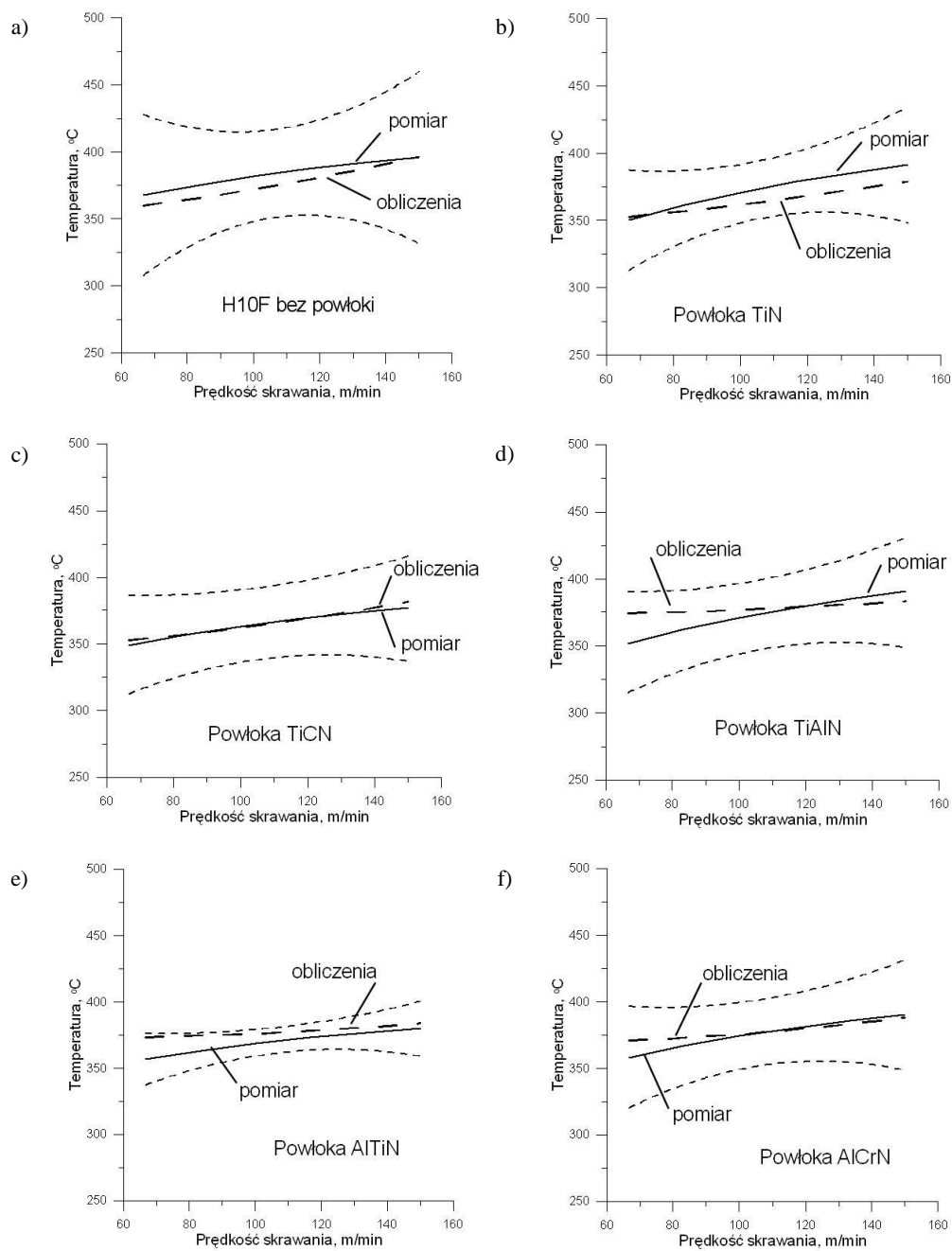
Graficzne porównanie średniej temperatury kontaktu i maksymalnej temperatury wierzchniej strony wióra przedstawiono na rysunku 3. Odnosząc wzajemnie do siebie obie wartości temperatury stwierdzić należy, że niezależnie od rodzaju materiału narzędziowego maksymalna temperatura wierzchniej strony wióra stabilizuje się na poziomie nieco mniejszym niż 50% średniej temperatury kontaktu. Przypuszczać zatem można, że temperatura wióra stabilizować się będzie na poziomie proporcjonalnym do wartości temperatury uzyskanej w czasie przechodzenia przez strefę SPOP i SWOP.

Analiza formuł modeli analitycznych rozptywu ciepła w strefie skrawania, a między innymi wzorów na oszacowanie współczynnika partycji ciepła [12-16] wskazuje, że bazują one głównie na właściwościach termofizycznych materiału narzędziowego i obrabianego, rzadziej na wymiarach geometrycznych strefy kontaktu a sporadycznie na parametrach skrawania. Opierając się na podobnych założeniach autor podjął próbę opracowania formuły pozwalającej w sposób analityczny oszacować maksymalną temperaturę wierzchniej strony wióra dla przypadku skrawania ortogonalnego. Zdaniem autora zależność ta powinna uwzględniać:

- wpływ parametrów procesu skrawania, np prędkości skrawania v_c lub prędkości spływu wióra v_{ch} ,
- stopień odkształcenia materiału obranego lub cechy geometryczne strefy skrawania w sposób pośredni mówiące o stopniu odkształceń materiału obrabianego,
- właściwości termofizyczne materiału obrabianego i narzędziowego lub ich wzajemny stosunek,
- informację o odporności materiału na odkształcanie się, czyli informację o łatwości (czy trudności) skrawania.



Rys. 3. Temperatura kontaktowa oraz maksymalna wierzchniej strony wióra dla ostrza H10F bez powłok (a), z powłoką TiN (b), TiCN (c), TiAlN (d), AlTiN (e) i AlCrN (f)



Rys. 4. Temperatura maksymalna wierzchniej strony wióra zmierzona eksperymentalnie i wyznaczona analitycznie dla ostrza H10F bez powłok (a), z powłoką TiN (b), TiCN (c), TiAlN (d), AlTiN (e) i AlCrN (f)

Kierując się wyżej wymienionymi założeniami oraz bazując na danych doświadczalnych autor opracował zależność opisującą maksymalną temperaturę wierzchniej strony wióra dla przypadku skrawania ortogonalnego stali austenitycznej AISI 321. Zależność tą opisano równaniem:

$$t_{w \max} = -400359755 \left(\frac{e_c}{\rho_w \cdot c_{pw}} \right) + 568846, \quad (1)$$

gdzie: e_c - objętościowa energia właściwa skrawania,
 ρ_w - gęstość materiału obrabianego,
 c_{pw} - ciepło właściwe materiału obrabianego.

Porównanie zmierzonej i obliczonej wartości maksymalnej temperatury wierzchniej strony wióra pokazane na rysunku 4 wskazuje na dobre dopasowanie uzyskanych wyników. Największe różnice wyników odnotowano dla powłok TiAlN, AlTiN oraz AlCrN zwłaszcza przy małych prędkościach skrawania. W zależności od rodzaju powłoki różnica między obliczoną i zmierzoną wartością temperatury wierzchniej strony wióra wahała się w granicach od 3,7 do 6,4%. Za przyczynę rozbieżności wyników eksperymentalnych i obliczeniowych upatruje się odmienne właściwości termofizyczne powłok tej grupy. Przewodność cieplna tych materiałów, zwłaszcza w niższej temperaturze jest znacząco mniejsza niż powłok na bazie TiN, TiCN czy też samego węgla H10F [17-20].

4. PODSUOMOWANIE

Dla naukowców zajmujących się badaniem procesu skrawania, a zwłaszcza badaniem oddziaływań cieplnych w strefie skrawania ważne jest posiadanie możliwie kompletnej informacji o rozkładzie temperatury w strefie skrawania. Wiedza ta pozwala na prawidłowe odwzorowanie warunków wymiany ciepła w przypadku modelowania numerycznego, umożliwia też szerszą analizę rozptyłu ciepła pomiędzy wiór, ostrze i materiał obrabiany. Ponadto daje możliwość weryfikacji poprawności wykonywanych badań.

Przedstawiona w artykule metodyka wyznaczania temperatury maksymalnej wierzchniej strony wióra przybliży nas do takiego stanu wiedzy. W analizie uzyskanych wyników przedstawiono formułę opracowaną tylko dla badanego materiału obrabianego oraz założenia niezbędne do opracowania formuły uniwersalnej, właściwej dla wszystkich materiałów metalowych dających wiór ciągły. Jednak w celu precyzyjnego określenia matematycznego zapisu formuły uniwersalnej konieczne jest przeprowadzenie dalszych badań dla materiałów o różnej skrawalności oraz powtórna weryfikacja przyjętych założeń.

LITERATURA

- [1] SHAW M.C., *Metal cutting principles*, Oxford University Press, New York, 1984.
- [2] YOUNG H.T., *Cutting temperature responses to flank wear*, *Wear* 201 (1996) 117-120.
- [3] JASPERS S.P.F.C., DAUTZENBERG J.H., *Material Behaviour in metal cutting: strains, strain rates and temperatures in chip formation*, *J. of Mater. Proc. Technology* 121 (2002) 123-135.
- [4] KORKUT I., BOY M., KARACAN I., SEKER U., *Investigation of chip-back temperature during machining depending on cutting parameters*, *Materials and Design* 28 (2007) 2329-2335.
- [5] RECH J., *Influence of cutting tool coatings on the tribological phenomena at the tool-chip interface in orthogonal dry turning*, *Surface & Coatings Technology* 200 (2006) 5132-5139.
- [6] ABUKHSHIM N.A., MATIVENGA P.T., SHEIKH M.A., *Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining*, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 46 (2006) 782-800.
- [7] JASPERS S.P.F.C., *Metal cutting mechanics and material behaviour*, Technische Universiteit Eindhoven, Maastricht, 1999.
- [8] BARTOSZUK M., *Modelowanie przepływu ciepła i rozkładu temperatury w strefie skrawania dla ostrzy węglkowych*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Opolskiej, Opole, 2013.
- [9] ARRAZOLA P.J., ARRIOLA I., DAVIES M.A., COOKE A.L., DUTTERER B.S., *The effect of machinability on thermal fields in orthogonal cutting of AISI 4140 steel*, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 57 (2008) 65-68.
- [10] M'SAOUBI R., CHANDRASEKARAN H., *Investigation of the effects of tool micro-geometry and coating on tool temperature during orthogonal turning of quenched and tempered steel*, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 44 (2004) 213-224.
- [11] WANG L., SAITO K., JAWAHIR S.I., *Infrared temperature measurement of curled chip formation in metal machining*, *Transaction of NAMRI/SME XXIV* (1996) 87-92.
- [12] NIESŁONY P., *Modelowanie przepływu ciepła i rozkładu temperatury w strefie skrawania dla ostrzy z twardymi powłokami ochronnymi*, Opole, 2008.
- [13] REZNIKOV A.N., *Teplofizika processow mechaniceskoj obrabotki materialow*, Mashinostroenie, Moskwa, 1981.
- [14] SILIN S.S., *Metod podobija pri rizezanii materialov*, Masinostroenie, Moskwa, 1979.
- [15] KATO T., FUJII H., *Energy partition in conventional surface grinding*, *ASME J. Manuf. Sci. Eng.* 121 (1999) 393-398.
- [16] SHAW M.C., *Metal cutting principles*, Oxford University Press, New York, 1984.
- [17] Material Properties Database, MPDB v6.55, JAHM Software, Inc., 2003.
- [18] LINDEMAN A., BLUMM J., *Thermophysical properties of 1 tungsten alloy (TiAlN)*, nr 821.813/05 (raport firmy Netzsch z badań zleconych), wrzesień 2005.
- [19] KALSS W., REITER A., DERFLINGER V., GEY C., ENDRINO J.L., *Modern coatings in high performance cutting applications*, *Int. J. of Refractory Metals & Hard Materials* 24 (2006) 399-404.
- [20] FOX-RABINOVICH G.S., YAMAMOTO K., AGUIRRE M.H., CAHILL D.G., VELDHUIS S.C., BIKSA A., DOSBAEVA G., SHUSTER L.S., *Multi-functional nano-multilayered AlTiN/Cu PVD coating for machining of Inconel 718 superalloy*, *Surface & Coatings Technology* 204 (2010) 2465-2471.
- [21] Obróbka skrawaniem, Produkty i usługi, Katalog firmy Oerlikon Balzers, 2011.

Praca naukowa finansowana przez MNiSW ze środków na naukę w latach 2010-2012 jako projekt badawczy habilitacyjny pt.: „Modelowanie przepływu ciepła i rozkładu temperatury w strefie skrawania dla ostrzy węglkowych z powłokami ochronnymi”. Numer projektu: N N503 157738.

ANALIZA FORMOWANIA WIÓRA W PROCESIE TOCZENIA STOPU Ti6Al4V Z ZASTOSOWANIEM KAMERY SZYBKOKŁATKOWEJ

Witold HABRAT¹, Piotr LASKOWSKI², Piotr HEIMROTH³

1. WPROWADZENIE

Identyfikacja tworzenia i łamania wióra w procesie skrawania stanowi istotną informację ze względu na powszechną automatyzację systemów obróbkowych w których kwestia ewakuacji wiórów z przestrzeni roboczej obrabiarki jest bardzo istotna. Wiąże się to z koniecznością tzw. kontroli nad wiórami tj. ogółem czynności nadzorujących proces tworzenia wiórów oraz odprowadzenia ich ze strefy obróbki. Precyzyjne określenie obszaru roboczego płytki skrawającej ze względu na łamanie wiórów pozwala na zwiększenie możliwości efektywnego kształtowania wyrobów w procesach obróbki skrawaniem zwłaszcza w odniesieniu do materiałów trudnoobrabialnych, gdzie wymagamy z jednej strony wysokiej wytrzymałości krawędzi skrawającej (jak przy obróbce zgrubnej), a z drugiej strony niewielkich przekrojów warstwy skrawanej (jak przy obróbce wykończeniowej). Stąd wynikają trudności z doбором odpowiedniego narzędzia spełniającego wskazane kryteria.

Kolejnym istotnym czynnikiem pozostającym w ścisłym związku z określeniem warunków zwiżania i łamania wióra jest weryfikacja symulacji MES procesu skrawania. Prowadzenie takich symulacji zasadniczo przyspiesza opracowanie optymalnej technologii obróbki zapewniającej wymaganą jakość wyrobu przy zachowaniu wysokiej wydajności wytwarzania.

Badaniom procesu kształtowania wiórów w procesach obróbki skrawaniem materiałów trudnoobrabialnych poświęcono wiele uwagi, również w odniesieniu do procesów hybrydowych [1-3].

¹ Politechnika Rzeszowska, Katedra Technik Wytwarzania i Automatykacji

² WSK "PZL-Rzeszów" S.A, 35-075 Rzeszów, ul Hetmańska 120

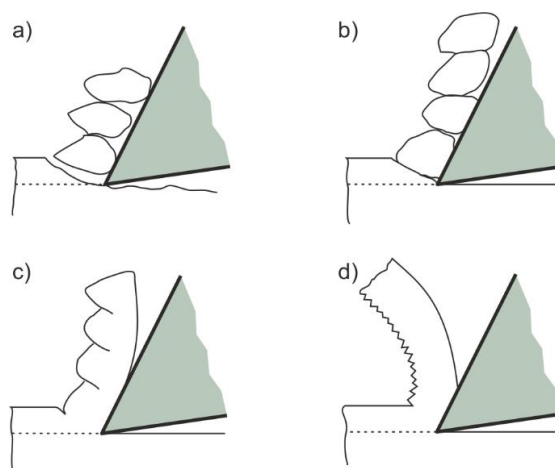
³ Politechnika Rzeszowska - student

W pracy wykorzystano możliwości jakie daje, w zakresie obserwacji procesu tworzenia wióra, kamera szybkołatkowa. Badania prowadzono w odniesieniu do trudnoobrabialnego stopu Ti6Al4V mającego szerokie zastosowanie zarówno w technice lotniczej jaki i innych gałęziach przemysłu.

2. TEORETYCZNE PODSTAWY ZWIJANIA I ŁAMANIA WIÓRA

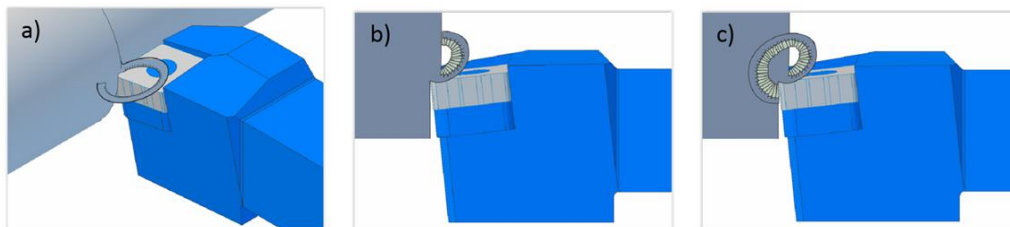
Proces formowania wióra w procesie obróbki skrawaniem obejmuje sekwencyjnie początkowe kształtowanie wióra w wyniku poślizgu, jego zwijanie oraz łamanie.

Początkowe kształtowanie wióra jest efektem oddziaływania geometrii ostrza na materiał obrabiany, który ulega odkształceniom sprężystym i plastycznym. Przekroczenie granicy plastyczności lub wytrzymałości rozdzielczej materiału obrabianego rozpoczyna proces tworzenia wióra. W skutek przekroczenia wytrzymałości rozdzielczej powstają wióry odrywane (rys. 1a). Z kolei w wyniku przekroczenia granicy plastyczności na ścinanie powstają wióry ścinane, których odmiana zależy od tego czy złom ma charakter rozdzielczy czy poślizgowy. W tym zakresie wyróżnić można wióry ścinane elementowe, schodkowe oraz ciągłe (rys. 1b-d) [4].



Rys. 1. Podział wiórów według budowy: a) odrywany, b) ścinany elementowy, c) ścinany schodkowy, d) ścinany ciągły

Podstawowe przypadki łamania wióra obejmują: łamanie o powierzchnię przedmiotu obrabianego przed narzędziem w wyniku bocznego zwijania (rys. 2a), łamanie o tzw. „powierzchnię przejściową” w wyniku zwijania wznoszącego (rys. 2b) oraz łamanie o powierzchnię przyłożenia (rys. 2c).



Rys. 2. Warianty łamania wióra: a) o powierzchnię obrabianą, b) o powierzchnię przejściową, c) o powierzchnię przyłożenia

3. WARUNKI BADAŃ DOŚWIADCZALNYCH

Badania doświadczalne mające na celu identyfikację procesu zwijania/łamania wióra w procesie toczenia realizowano w Katedrze Technik Wytwarzania i Automatyzacji Politechniki Rzeszowskiej (rys. 3). Do rejestracji obrazu zastosowano kamerę szybkostrzalną - Phantom V9.1 firmy Vision Research, Inc. Kamera ta umożliwia rejestrację obrazu w procesach szybkościennych za pomocą przetwornika wizyjnego o rozdzielczości 14-bitów. Istotnym ograniczeniem w zakresie jakości zapisu obrazu są możliwości oświetlenia, do którego, w przypadku realizowanych badań, użyto dwóch lamp halogenowych. Przedstawione warunki wraz z zastosowanym obiektywem pozwoliły na rejestrację obrazu z szybkością 1000 klatek/s przy rozdzielczości 576x576.

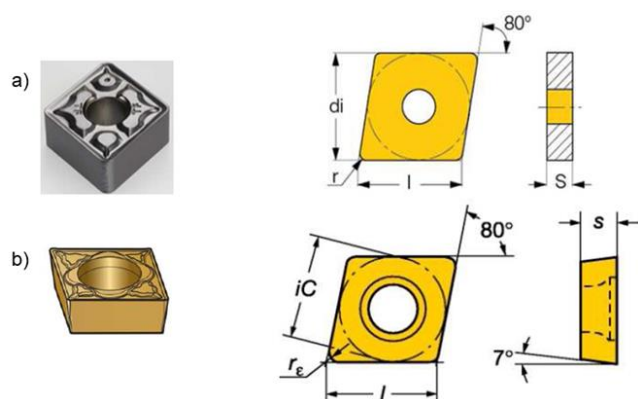


Rys. 3. Stanowisko badawcze do rejestracji procesu formowania wióra

W ramach badań procesu toczenia trudnoobrabialnego stopu tytanu Ti6Al4V zastosowano następujące płytki skrawające:

- CNMG 120412-UP KC5010,
- CCMT 120408-MM GC1105.

Podstawowe informacje geometryczne dla przyjętych płytek skrawających przedstawiono na rys. 4.



Rys. 4. Podstawowe informacje geometryczne dla płytek skrawających typu:
a) CNMG-UP, b) CCMT-MM

Parametry skrawania ustalono w oparciu o własne badania doświadczalne oraz zalecenia przemysłowe. Przyjęty obszar badawczy zestawiono w tab. 1.

Tabela 1. Zestawienie parametrów skrawania

Parametry skrawania			
1. Prędkość skrawania v_c [m/min]	80		
2. Głębokość skrawania a_p [mm]			
Dla obróbki zgrubnej	1	2	
Dla obróbki wykończeniowej	0,125	0,250	
3. Posuw f [mm/obr]			
Dla obróbki zgrubnej	0,1	0,13	0,18
Dla obróbki wykończeniowej	0,05	0,1	0,13

4. WYNIKI BADAŃ

Zarejestrowane sekwencje procesu toczenia dla przyjętych narzędzi oraz parametrów skrawania poddano analizie. Przykładowe ujęcia zestawiono w tabelach 2 i 3.

Tabela 2. Zestawienie ujęć z kamery szybkoobrotowej dla płytki CNMG120412- UP


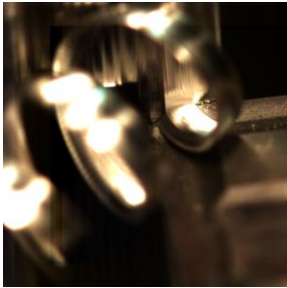
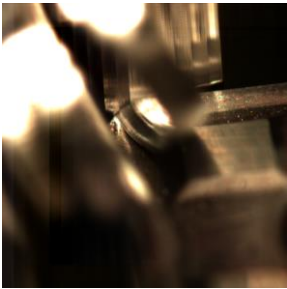
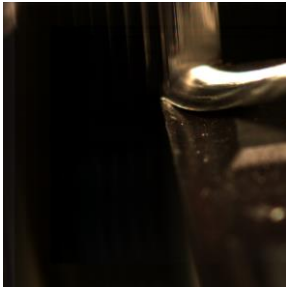
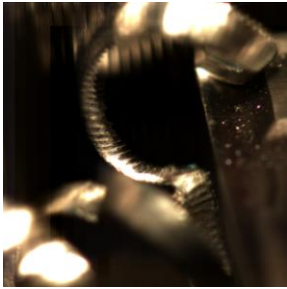
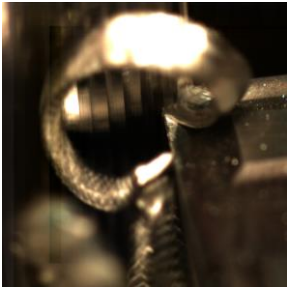
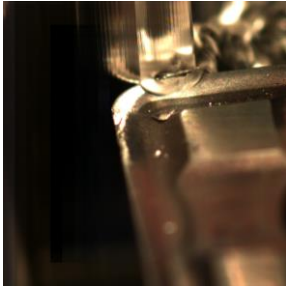


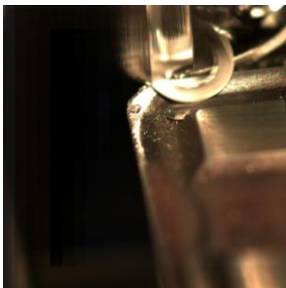
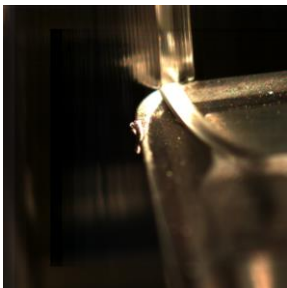
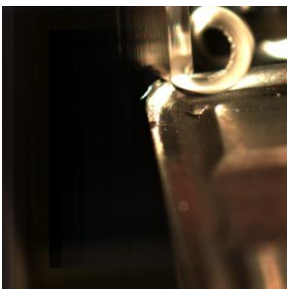
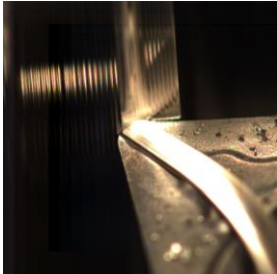
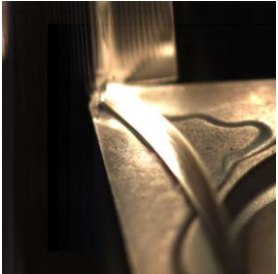

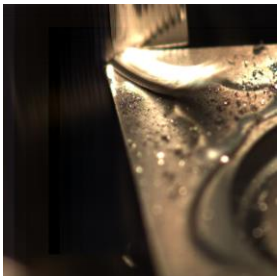
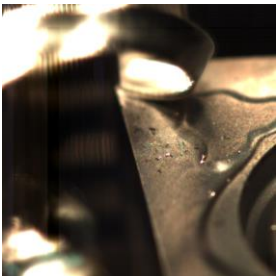
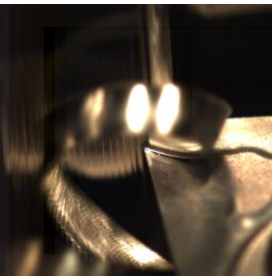
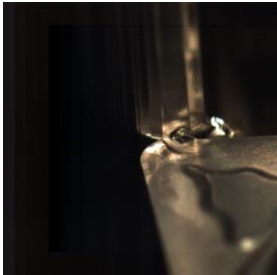
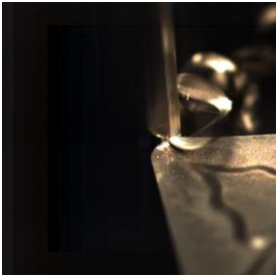
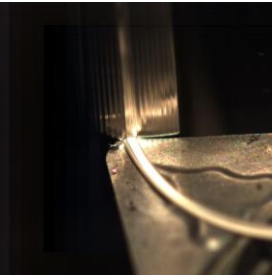
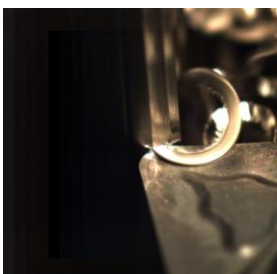
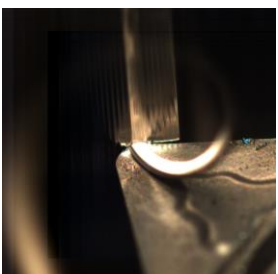
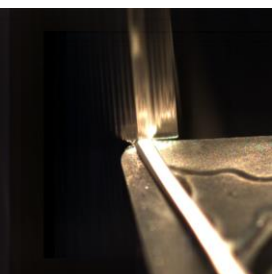
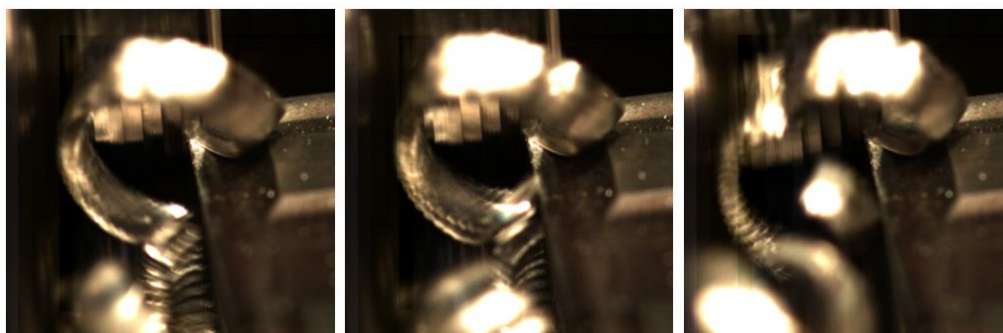
		Posuw f [mm/obr]		
		0,1	0,13	0,18
Głębokość skrawania a_p [mm]	1			
	2			
		0,05	0,1	0,13
Głębokość skrawania a_p [mm]	0,125			
	0,250			

Tabela 3. Zestawienie ujęć z kamery szybkoeklatkowej dla płytki CCMT 120408-MM

		Posuw f [mm/obr]		
		0,1	0,13	0,18
Głębokość skrawania a_p [mm]	1			
	2			
		0,05	0,1	0,13
Głębokość skrawania a_p [mm]	0,125			
	0,250			

Wśród uzyskanych wyników można zauważyć, że w zakresie przyjętych parametrów skrawania (zgodnych z wytycznymi przemysłowymi) były duże trudności z łamaniem wióra, choć w niektórych przypadkach można było wyodrębnić typowe etapy tego procesu [5]. Na rys. 5 przedstawiono przykład cyklu łamania wióra o powierzchnię przyłożenia.



Rys. 5. Fazy cyklu łamania wióra

W pierwszej fazie wiór po utracie kontaktu z powierzchnią natarcia ulega zwijaniu w określonym kierunku. Nie jest on przy tym obciążany momentem zginającym, aż do chwili zetknięcia z powierzchnią przyłożenia. W tej fazie wiór pozostaje w styku z powierzchnią przyłożenia a moment zginający oddziaływujący na wiór wzrasta. Wzrost następuje do czasu złamania wióra.

5. PODSUMOWANIE

Zarejestrowane sekwencje formowania wióra w procesie toczenia dla przyjętych narzędzi oraz parametrów nastawnych procesu można poddawać indywidualnej analizie, która może być podstawą do modelowania zjawisk zachodzących w trakcie zwijania/łamania wiórów. Uwzględnić przy tym należy pewną losowość, którą obserwowano w prowadzonych badaniach.

Styk wióra z powierzchnią natarcia płytki skrawającej dla założonych parametrów skrawania obejmował tylko fragment powierzchni natarcia w pobliżu krawędzi skrawającej. Wynika z tego, że do modelowania płytek na potrzeby symulacji komputerowej MES można pominąć fragment nie pozostający w styku z wiórem. Z reguły jest to powierzchnia o najbardziej skomplikowanej geometrii zwijacza. Dzięki uproszczeniu modelu wkładki ostrzowej można ograniczyć czas na przygotowanie symulacji oraz skrócić czas jej trwania ze względu na zmniejszenie ilości danych do przetwarzania.

Przyjęta metodyka badań z zastosowaniem kamery szybkoobrotowej pozwala na

analizę zjawisk zachodzących w procesie formowania wióra przy obróbce tokarskiej stopu Ti6Al4V, co umożliwi weryfikację przyjętych modeli symulacyjnych lub opracowanie wytycznych do modyfikacji kształtu powierzchni natarcia.

Analiza potwierdziła trudności z poprawnym łamaniem wiórów w procesie toczenia stopu Ti6Al4V, jednak interesującym jest, że lepsze łamanie uzyskano dla płytki o geometrii ujemnej i większym promieniu zaokrąglenia naroża.

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

LITERATURA

- [1] COTTERELLA M., ARESB E., YANES J., LÓPEZ F., HERNANDEZ P., PELÁEZ G., *Temperature and strain measurement during chip formation in orthogonal cutting conditions applied to Ti-6Al-4V*. Procedia Engineering, 2013, 63, 922-930
- [2] SUN S., BRANDT M., DARGUSCH M.S., *The Effect of a Laser Beam on Chip Formation during Machining of Ti6Al4V Alloy*, Metallurgical And Materials Transactions, 2010, 41A, 1573-1581
- [3] LORENTZON J., JARVSTRAT N., JOSEFSON B.L., *Modelling chip formation of alloy 718*. Journal of Materials Processing Technology, 2009, 209, 4645-4653
- [4] GRZESIK W., *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych*. Wydawnictwo WNT, 2010
- [5] JAWAHIR I.S., FANG X.D., *A knowledge – based approach for designing effective grooved chip breakers - 2D and 3D chip flow, chip curl and chip breaking*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 1995, 10, 225-239.

ANALIZA RUCHU PODCZAS OBRÓBKI FREZARSKIEJ PRZEDMIOTÓW CIENKOŚCIENNYCH Z ZASTOSOWANIEM WIZYJNEGO SYSTEMU POMIAROWEGO 3D

Jerzy JÓZWIK¹

1. WPROWADZENIE

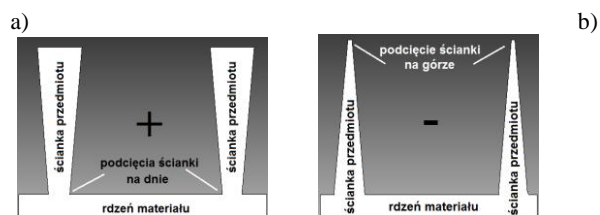
Znaczący postęp w konstrukcji zarówno obrabiarek jak i narzędzi skrawających nie spowodował opracowania skutecznych metod eliminacji (minimalizacji) drgań w obróbce skrawaniem [1, 3, 4, 7, 11, 12]. Dotyczy to w szczególności obróbki przedmiotów podatnych sprężysto i cieplnie (np. części cienkościennych czy wałków o dużej smukłości) [4-6, 8, 9, 15] oraz obróbki narzędziami o dużej podatności (głównie przy dużych wysięgach) [1, 10]. Z analizy literatury [4, 5, 12, 15] wynika, że błędy spowodowane odkształceniami sprężystymi mają bardzo duże znaczenie dla dokładności obróbki skrawaniem i stanowią od 20 do 80% całkowitego błędu obróbki. Mała sztywność części obrabianych sprzyja generowaniu drgań, zaś z drugiej strony ich obróbka jest nieunikniona [5, 8, 15]. Przykładem takich przedmiotów obrabianych jest bardzo duża grupa części wykorzystywanych w przemyśle lotniczym. Niezależnie od coraz wyższej sztywności obrabiarek i nowoczesnych materiałów stosowanych na korpusy i inne części obrabiarki (posiadających duże zdolności do tłumienia drgań) oraz precyzyjnych przyrządów i uchwytów, nadal drgania mają znaczący wpływ na konstytuowanie dokładności wymiarowo-kształtowej wytwarzanych części [2, 3]. Konieczność uniknięcia drgań, szczególnie samowzbudnych, wymusza zwykle obniżenie technologicznych parametrów obróbki, co nie zawsze rozwiązuje do końca problem oraz z ekonomicznego punktu widzenia nie jest uzasadnione [15]. Drgania w procesie obróbki skrawaniem mają szereg źródeł. Głównym źródłem drgań są wymuszenia siłowe, kinematyczne i bezwładnościowe [3, 4, 7, 11, 12]. Identyfikacja drgań może

¹ Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny, 20-618 Lublin, ul. Nadbystrzycka 36

odbywać się z wykorzystaniem sensorów dotykowych (np. akcelerometrów (czujników przyspieszenia)), bezkontaktowych technik laserowych (np. wibrometrów laserowych, czujników laserowych) czy też metod wizyjnych umożliwiających analizę ruchu (np. z wykorzystaniem szybkich kamer wizyjnych, czy też systemu PONTOS firmy GOM). Drgania powstają między innymi w wyniku: niedokładnego wyważenia części obrotowych obrabiarki lub obracającego się przedmiotu obrabianego, przerywanego charakteru procesu skrawania (np. podczas frezowania kolejna praca ostrzy skrawających frezu lub przeciągacza podczas przeciągania), wad przekładni kinematycznych (np. błędy podziałki lub mimośrodowe wykonanie ostrzy skrawających w stosunku do osi obrotu koła, które wywołują powstawanie sił okresowych, przenoszonych się na łożyska i prowadnice obrabiarki), drgania przenoszone z zewnątrz (np. gdy w pobliżu danej maszyny technologicznej pracuje inna maszyna powodująca silne drgania). Źródłem drgań jest również sam fizyczny proces skrawania [1-12].

2. PROBLEMY W OBRÓBCE ELEMENTÓW CIENKOŚCIENNYCH

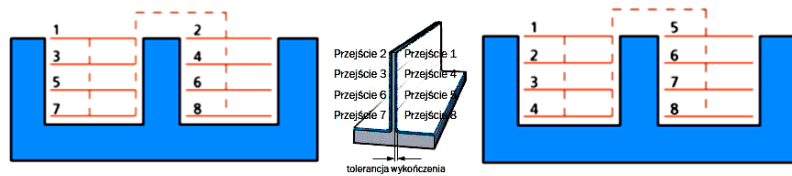
Obróbka części cienkościennych takich jak żebra [2, 5, 9, 15], podatne cieplnie i sprężyste tuleje [5, 10] lub smukłe wałki [4, 11,12] nastrocza szereg problemów związanych z występowaniem sprężystych i plastycznych odkształceń podczas procesu skrawania. Szczególnie istotne problemy stwarza to przy obróbce części lotniczych, których masa jest niezwykle ważnym czynnikiem determinującym konstrukcję i właściwości eksploatacyjne statków powietrznych [7-10]. W wyniku odkształceń sprężystych frezowany fragment przedmiotu ugina się pod wpływem oddziaływań siłowych krawędzi skrawającej (niezbędnych do wywołania dekohezji i przetworzenia warstwy skrawanej w wiór), powodując błędy geometryczne (rys. 1), drgania oraz pogorszenie jakości struktury geometrycznej powierzchni obrobionej [5, 9, 15].



Rys. 1. Wpływ odkształceń sprężystych na efekt obróbki podatnych elementów cienkościennych:
a) podcięcie na dnie ścianki, b) podcięcie na górze ścianki [9]

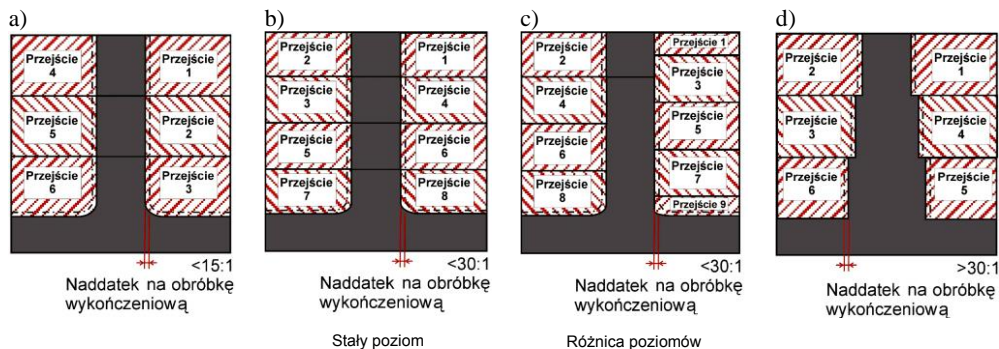
Występujące natomiast podczas obróbki odkształcenia plastyczne mogą być przyczyną powstawania błędów kształtu przedmiotów obrobionych, powodować trudne do usunięcia z warstwy wierzchniej (WW) naprężenia własne. Mogą także prowadzić do trwałych deformacji przedmiotu po jego obróbce [15].

Przy frezowaniu kieszeni lub żeber o cienkich ściankach istnieje możliwość frezowania w taki sposób, aby obróbka przebiegała poziomami, tzn. narzędzie schodzi do następnego poziomu obróbki w momencie zakończenia frezowania ostatniej kieszeni na danym poziomie (rys. 2–3). W obróbce frezowania kieszeni można wykorzystać również inną strategię, strategię frezowania regionu do osiągnięcia ostatniego poziomu obróbki (dna kieszeni). Po zakończeniu frezowania regionu narzędzie przemieszcza się do następnego kontynuując wcześniejszą strategię frezowania [9,10].



Rys. 2. Przykłady programowych strategii obróbki przedmiotu cienkościennego w systemie CAM

Zabiegi te mają zminimalizować błędy wynikające oddziaływań siłowych. Podczas obróbki na obrabiarkach sterowanych numerycznie CNC, są to czynności łatwo realizowane sprzętowo, zaś oprogramowanie CAM wspomagające projektowanie technologii obróbki, oferuje technologowi wiele narzędzi do optymalnego opracowywania strategii obróbki (rys. 2).



Rys. 3. Strategia obróbki przedmiotu obrabianego przedmiotu cienkościennego. Stosunek wysokości do grubości: a) poniżej 15:1, b, c) poniżej 30:1, d) powyżej 30:1 [15]

Przykłady analiz wpływu strategii obróbki na błędy kształtu i wymiaru oraz stan stereometrii powierzchni można znaleźć w pracach [8-10, 15]. Aby zminimalizować wpływ sprężystych i plastycznych oddziaływań na błędy obróbki frezowanych przedmiotów o cienkich ściankach, szczególnie przy trudnościach z ich zamocowaniem, do obróbki powinno się uwzględniać następujące wskazówki: uchwyt mocujący powinien znajdować się jak najbliżej (najniżej) stołu obrabiarki, należy optymalizować drogę narzędzia oraz kierunek posuwu (w kierunku najsilniejszego

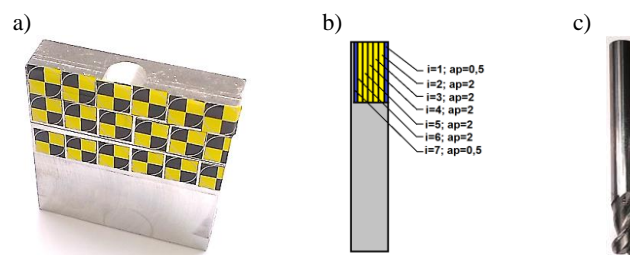
węzła obrabiarki/uchwyty mocującego - celem uzyskania najbardziej stabilnych warunków skrawania), należy unikać obróbki w kierunkach, gdzie przedmiot obrabiany jest słabo podparty, jeżeli w danym kierunku skrawania uchwyt mocujący i/lub obrabiany przedmiot są słabo podparte, wówczas w celu zredukowania drgań należy zastosować frezowanie przeciwbieżne [8-15].

3. BADANIA DOŚWIADCZALNE

3.1. PRZEDMIOT BADAŃ

Przedmiotem badań jest analiza ruchu 2D i 3D cienkościennego przedmiotu obrabianego podczas obróbki frezarskiej. Ruch przedmiotu (przemieszczenia, prędkość (drgań), przyspieszenie (drgań)) identyfikowany jest za pomocą wybranych punktów cienkościennej płytki badawczej wykonanej ze stopu aluminium 7075 T651. Badania prowadzono przy zmniejszającej się grubości płytki, w funkcji grubości ścianki b_i . Położenie punktów pomiarowych było zdeterminowane położeniem markerów (układ siatki, rys. 4), naklejonych na powierzchni próbki badawczej. Wykonano po 5 powtórzeniach dla każdej grubości ścianki. Obróbkę prowadzono przy następujących technologicznych parametrach skrawania:

- prędkość ruchu posuwowego w osi X, $v_f=2000$ mm/min,
- prędkość skrawania $v_c=750$ m/min,
- prędkość obrotowa wrzeciona (narzędzia) $n=20000$ obr/min,
- głębokość skrawania $a_{p,1}=0,5$ mm; $a_{p,2÷6}= 2$ mm, $a_{p,7}=0,5$ mm,
- szerokość frezowania $ae=2$ mm,
- głębokość frezowania $g=20$ mm,
- grubości ścianki b_i po kolejnych przejściach i ; $i=1, 2, 3, \dots, 7$;
 $b_i=11,5; 9,5; 7,5; 5,5; 3,5; 1,5; 1$ mm,
- droga skrawania $l=60$ mm, frezowanie przeciwbieżne.



Rys. 4. Przedmiot obrabiany i narzędzie: a) widok przedmiotu obrabianego z naklejonymi markerami, b) podział nadatku obróbkowego na kolejne przejścia $i=1÷7$, c) frez dwuostrzowy firmy FENES

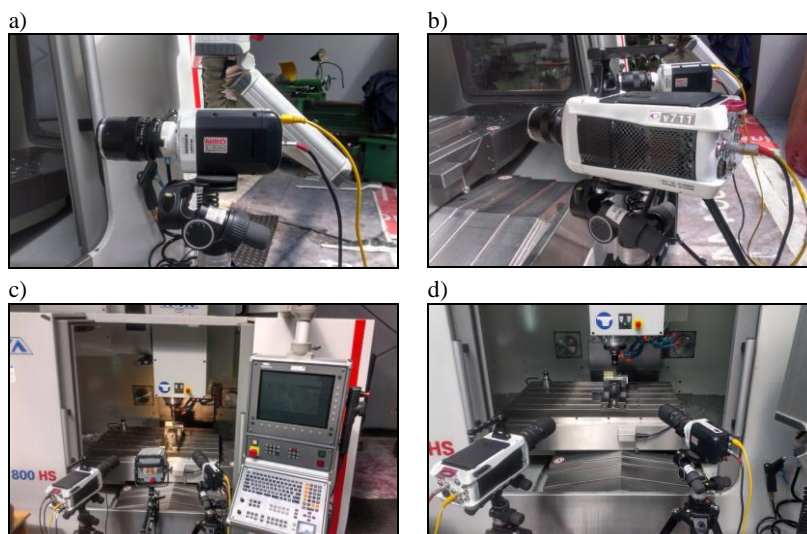
Narzędziem podczas badań był frez dwuostrzowy zamawiany firmy FENES do stopów aluminium o średnicy $d=12$ mm i oznaczeniu producenta 12x22x80-45° W-Z2

(rys. 4c). Przedmiot obrabiany w kształcie prostopadłościanu wykonano ze stopu aluminium 7075 T651 o wymiarach 60x60x12 (rys. 4a, b).

Dla każdej próbki przeprowadzono obróbkę z zdefiniowanymi technologicznymi parametrami skrawania, dzieląc naddatek ($k=11$ mm) na poszczególne przejścia i . Zaplanowano 7 przejść o następujących głębokościach skrawania $a_{p,i}=0,5; 2; 2; 2; 2;2;0,5$ mm, gdzie: $i=1, 2, 3, \dots, 7$ (kolejne przejścia). Po wykonaniu zaplanowanych przejść i grubość ścianki wynosiła $b_{min}=1$ mm.

3.2. STANOWISKO BADAWCZE

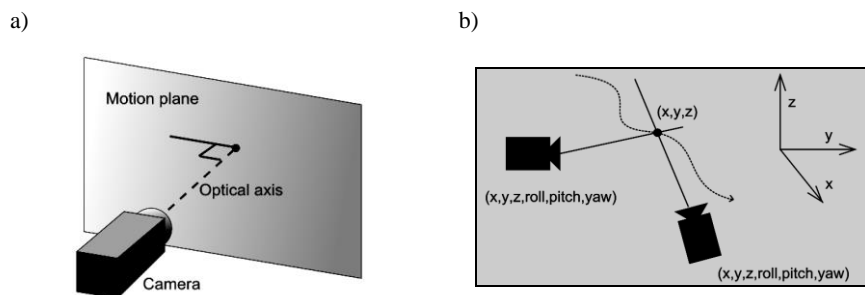
Badania eksperymentalne przeprowadzono w Katedrze Podstaw Inżynierii Produkcji Politechniki Lubelskiej. Podczas badań wykorzystano pionowe centrum obróbkowe VMC 800HS firmy AVIA (rys. 5). Pozostały, wykorzystywany sprzęt pomiarowy to: szybka kamera Miro 310 (rys. 5a) oraz kamera wizyjna Phantom v711 (rys. 5b), reflektor HedlerHF65 (rys. 5c), 2 głowice Manfrotto405, 2 statywy Manfrotto117B, 1 ramię ManfrottoMagicArm244N oraz 1 uchwyt Manfrotto035 (rys. 5). Pomiary prowadzono przy takich samych ustawieniach - zsynchronizowanych kamer (parametry próby): rozdzielczość 1280x80, częstotliwość rejestracji 1500 fps klatek na sekundę.



Rys. 5. Stanowisko badawcze: a) kamera Miro 310, b) kamera Phantom v711, c) ustawienie systemu pomiarowego 3D do pomiaru wraz z niezbędnym oświetleniem (reflektor HedlerHF65), d) przebieg procesu pomiaru bez reflektora HedlerHF65

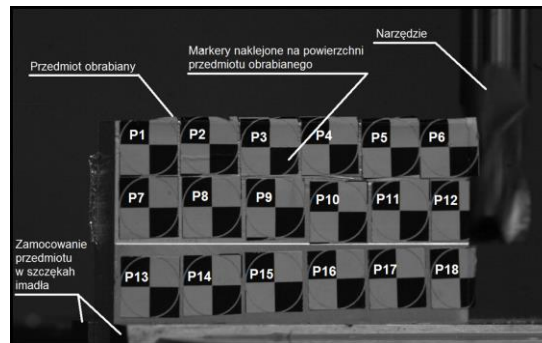
Szybkie kamery wizyjne (rys. 5a, b) uzupełnione o oprogramowanie do analizy ruchu stają się coraz częściej precyzyjnymi urządzeniami pomiarowymi. Dowodem na to

jest ich wykorzystanie do wizyjnej inspekcji powierzchni obrabianej [14] analiz procesu skrawania i zjawisk mu towarzyszących [13, 15] oraz wielu innych. Zapewniają możliwość zautomatyzowanych analiz przemieszczeń, prędkości i przyspieszeń - zarówno liniowych jak i kątowych. Bardzo często uzupełniają informacje uzyskane z klasycznych urządzeń pomiarowych, a czasem je zastępują. Podstawę analizy ruchu stanowią dane wejściowe (film lub seria zdjęć), których piksele są śledzone (rys. 6). Na podstawie kontroli położenia pikseli dokonywana jest analiza 2D (rys. 6a) lub 3D (rys. 6b), której wyniki mogą być prezentowane w postaci wykresów (przemieszczeń, prędkości, przyspieszenia) lub danych cyfrowych (liczbowych). Analiza ruchu na podstawie informacji wizyjnej wykorzystywana jest bardzo często w przemyśle wojskowym i lotniczym, motoryzacji, procesach wytwarzania i procesach przetwórczych. Analiza ruchu w przestrzeni 2D (rys. 6a) z wykorzystaniem szybkich kamer wizyjnych wymaga wypozycjonowania kamery pod kątem 90° w stosunku do płaszczyzny, w której porusza się obiekt. Dopuszcza się możliwość prowadzenia analizy również w przypadku, gdy kąt ten jest różny od 90° pod warunkiem, że jego wartość jest znana. Po określeniu współczynnika skali współrzędne z pikseli zamieniane są na jednostkę długości (metry). Współczynnik skali jest stały dla wszystkich obiektów poruszających się w płaszczyźnie, dla której został on określony.



Rys. 6. Idea pomiaru przemieszczenia w przestrzeni: a) 2D, b) 3D

Analiza ruchu w przestrzeni 3D wymaga użycia przynajmniej dwóch zsynchronizowanych ze sobą kamer (rys. 6b). Kamery muszą posiadać orientację we wspólnym układzie współrzędnych (x, y, z) oraz $(roll, pitch, yaw)$. Wymagane jest wykonanie kalibracji kamer, celem określenia i skorygowania dystorsji obiektywów. Po wyśledzeniu punktu w widokach każdej z kamer, określana jest jego pozycja w przestrzeni 3D (rys. 6b). Zastosowanie zestawu kilku kamer (minimum 2) pozwala na analizę ruchów 3D elementów systemu obróbkowego podczas skrawania (przedmiotu obrabianego PO, narzędzia N, obrabiarki O, uchwytu U), itp.

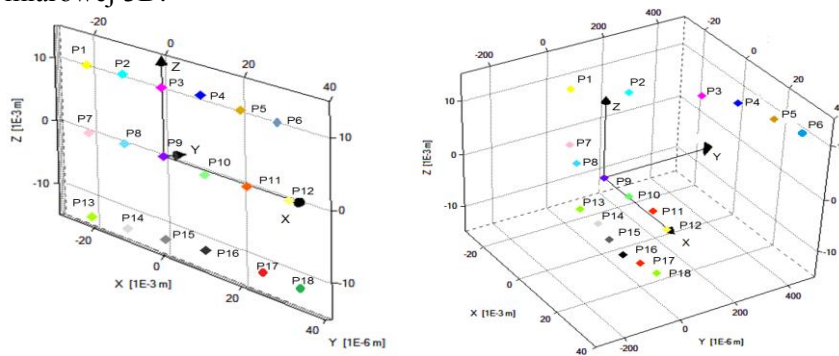


Rys. 7. Obiekt badań z naklejnymi markerami punktów P1÷P18

Wizyjny obraz obiektu badań zarejestrowany kamerą Phantom v711 wraz z naklejnymi markerami identyfikującymi punkty pomiarowe na przedmiocie obrabianym (P1÷P18) zaprezentowano na rys. 7.

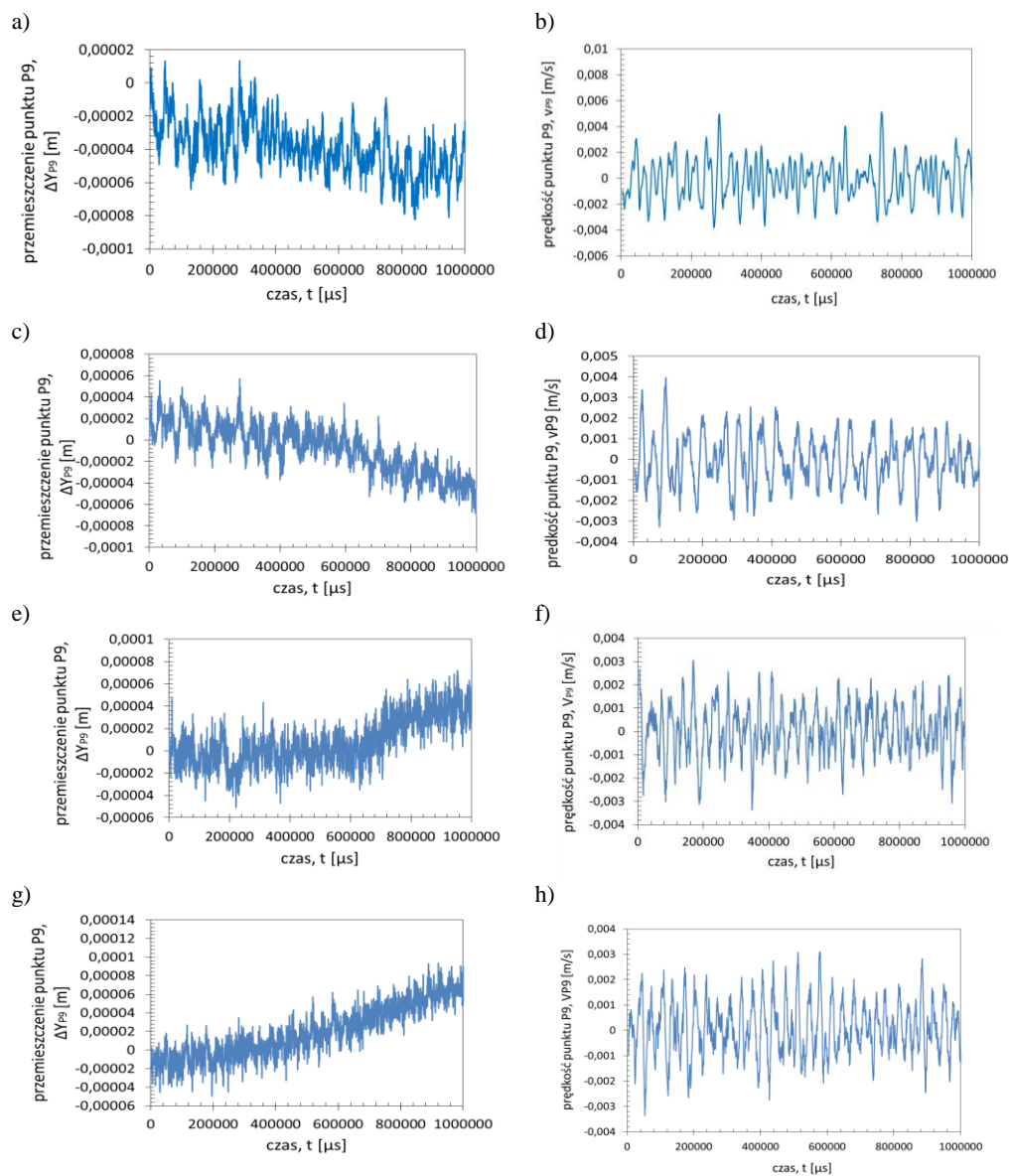
4. WYNIKI BADAŃ I ICH ANALIZA

W oparciu o przeprowadzone pomiary eksperymentalne podczas obróbki, dokonano analizy ruchu 2D badanej próbki pomiarowej. Zgromadzony materiał doświadczalny umożliwia dokonanie różnorodnych, kompleksowych analiz wybranych do badań punktów pomiarowych w tym także w przestrzeni trójwymiarowej 3D.



Rys. 8. Obiekt badań: a) z naniesionymi punktami pomiarowymi P1÷P18, b) z naniesionymi punktami pomiarowymi P1÷P18 i przeskalowaną osią Y, X,Y,Z – osie współrzędnych kartezjańskiego układu współrzędnych, P9 – punkt pomiarowy dla którego zaprezentowano analizę przemieszczeń ΔY_{P9} i prędkości V_{P9}

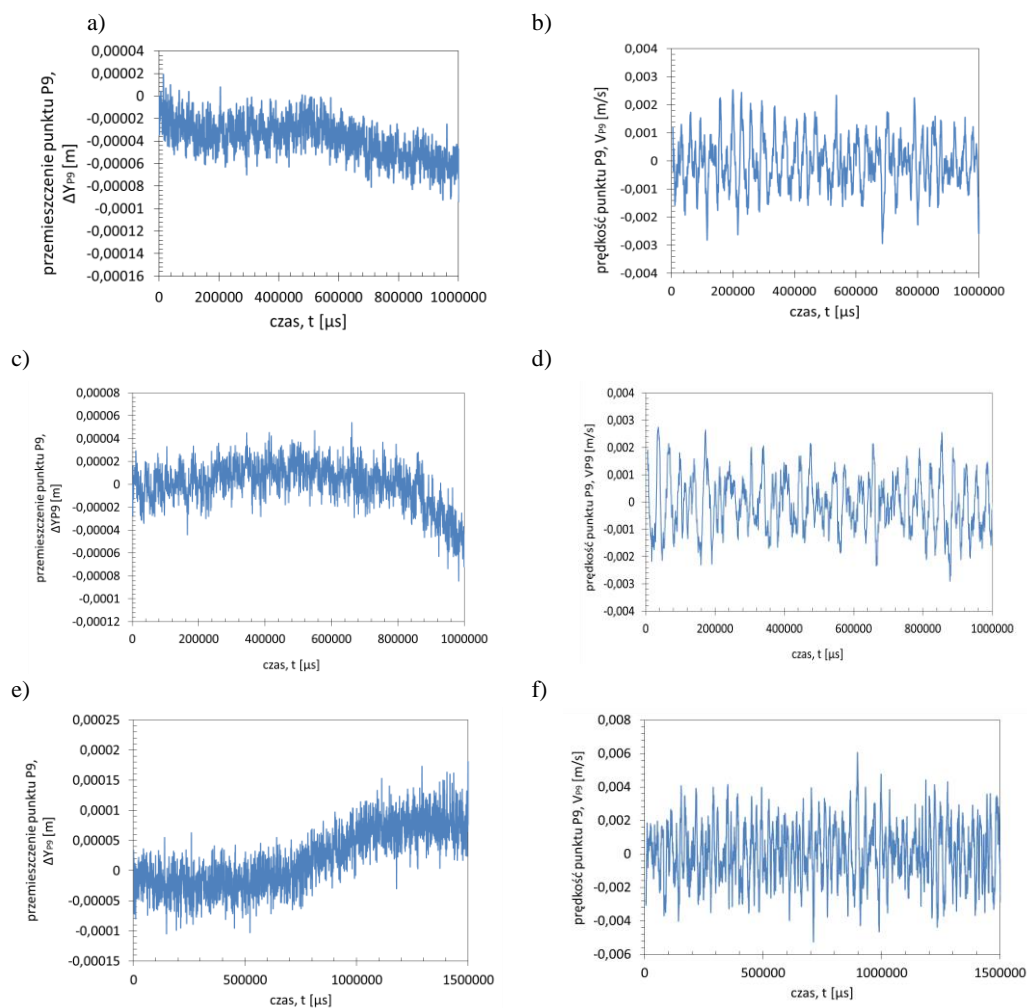
Z uwagi jednak na ograniczenia objętościowe niniejszego referatu zostaną zaprezentowane w nim rozważania, dotyczące jednego punktu pomiarowego P9 w przestrzeni dwuwymiarowej 2D.



Rys. 9. Charakterystyki czasowe przemieszczenia ΔY_{p9} [m] i prędkości drgań V_{p9} [m/s], dla kolejnych przejść i z głębokością skrawania $a_{p,i}$ i grubością ścianki b_i : a) ΔY_{p9} ($i=1$, $a_{p,1}=0,5$ mm, $b_1=11,5$ mm), b) V_{p9} ($i=1$, $a_{p,1}=0,5$ mm, $b_1=11,5$ mm), c) ΔY_{p9} ($i=2$, $a_{p,2}=2$ mm, $b_2=9,5$ mm), d) V_{p9} ($i=2$, $a_{p,2}=2$ mm, $b_2=9,5$ mm), e) ΔY_{p9} ($i=3$, $a_{p,3}=2$ mm, $b_3=7,5$ mm), f) V_{p9} ($i=3$, $a_{p,3}=2$ mm, $b_3=7,5$ mm), g) ΔY_{p9} ($i=4$, $a_{p,4}=2$ mm, $b_4=5,5$ mm), h) V_{p9} ($i=4$, $a_{p,4}=2$ mm, $b_4=5,5$ mm)

Wybór tego punktu podyktowany jest centralnym jego położeniem podczas skrawania. Analiza ruchu pozostałych punktów badanej próbki pomiarowej jest

powieleniem niniejszych rozważań. Na rys. 8 zaprezentowano obiekt badań wraz z naniesionymi punktami pomiarowymi P1÷P18 (rys. 8a) zaś na rys. 8b obiekt badań z naniesionymi punktami pomiarowymi P1÷P18 i przeskalowaną osią Y.

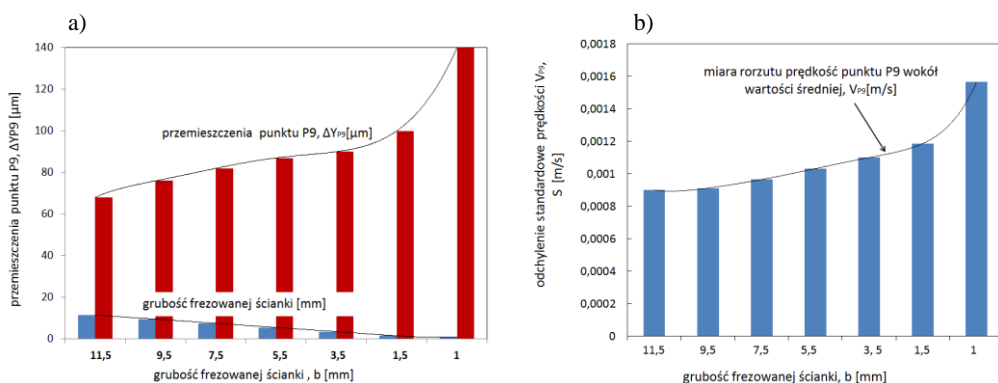


Rys. 10. Charakterystyki czasowe przemieszczenia ΔY_{P9} [m] i prędkości drgań V_{P9} [m/s], dla kolejnych przejść i z głębokością skrawania $a_{p,i}$ i grubością ścianki b_i : a) ΔY_{P9} ($i=5$, $a_{p,5}=2$ mm, $b_5=3,5$ mm), b) V_{P9} ($i=5$, $a_{p,5}=2$ mm, $b_5=3,5$ mm), c) ΔY_{P9} ($i=6$, $a_{p,6}=2$ mm, $b_6=1,5$ mm), d) V_{P9} ($i=6$, $a_{p,6}=2$ mm, $b_6=1,5$ mm), e) ΔY_{P9} ($i=7$, $a_{p,7}=0,5$ mm, $b_7=1$ mm), f) V_{P9} ($i=7$, $a_{p,7}=0,5$ mm, $b_7=1$ mm)

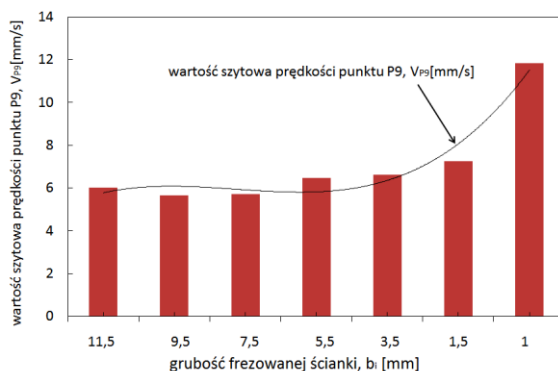
Środek kartezjańskiego układu współrzędnych (X,Y,Z) przyjęto w punkcie pomiarowym P9 – dla którego zaprezentowano analizę przemieszczeń ΔY_{P9} i prędkości V_{P9} dla 1 sekundowego okna czasowego. Analizie poddano oś Y, w której przemieszczenia i prędkość drgań osiąga najwyższe wartości. Do analiz wykorzystano

specjalistyczne oprogramowanie TEMA AUTOMOTIVE 3D.

Na rys. 9 przedstawiono charakterystyki czasowe przemieszczenia ΔY_{p9} [m] i prędkości drgań V_{p9} [m/s], dla kolejnych przejść i z głębokością skrawania $a_{p,i}$ i grubością ścianki b_i . Przedstawione na rys. 9 przebiegi zestawiono dla różnych grubości ścianek. Rys. 10 stanowi kontynuację wyników pomiarów trzech kolejnych grubości ścianki $b_i=3,5; 1,5$ oraz 1 mm w funkcji czasu. Na rys. 11 zaprezentowano zestawienie przebiegu zmian wartości szczytowej przemieszczenia ΔY_{p9} i odchylenia standardowego S prędkości drgań V_{p9} w funkcji grubości frezowanej ścianki b_i .



Rys. 11. Zestawienie przebiegu zmian wartości szczytowej przemieszczenia ΔY_{p9} (a) i odchylenia standardowego S prędkości drgań V_{p9} w funkcji grubości ścianki frezowanej b_i (b)



Rys. 12. Przebieg zmian wartości szczytowej prędkości V_{p9max} punktu P9 w funkcji grubości frezowanej ścianki b_i

Analiza uzyskanych wyników badań wskazują, że wraz z zmianą (zmniejszaniem) grubości ścianki frezowanego przedmiotu cienkościennego b_i , wzrasta zarówno wartość przemieszczenia ΔY_{p9} , reprezentatywnego i analizowanego w pracy punktu pomiarowego P9, jak również prędkości drgań V_{p9} . Średnią wartość przemieszczenia

ΔY_{P9} zarejestrowano na poziomie 65–140 μm (rys. 11a). Prędkość drgań V_{P9} przyjmuje nieliniowy i narastający charakter. Analiza rys. 12 opisującego przebieg zmian średniej wartości szczytowej prędkości $VP_{9\text{max}}$ punktu P9 w funkcji grubości frezowanej ścianki b_i pozwala stwierdzić, że osiąga ona wartości z przedziału 6–12 mm/s. Coraz to wyższy poziom drgań przedmiotu obrabianego implikuje pogorszenie się stanu geometrycznego PO, zarówno w zakresie dokładności wymiarowej i kształtowej jak również stereometrii powierzchni.

Wyniki badań przedstawione na rys. 9 i 10 oraz zestawienie (rys. 11 i 12) potwierdzają istotny wpływ zmiany grubości ścianki frezowanego przedmiotu cienkościennego b_i na poziom drgań. Możliwość bezkontaktowej identyfikacji drgań i ich analizy podczas obróbki systemami wizyjnymi, oraz uwzględnienie wyników pomiarów i analiz w procesie sterowania trajektorią narzędzia, może prowadzić do skutecznej minimalizacji „błędów obróbki”, szczególnie w rygorystycznej i wymagającej produkcji lotniczej.

5. PODSUMOWANIE I WNIOSKI

W pracy podjęto próbę aplikacji systemu wizyjnego złożonego z 2 szybkich kamer wizyjnych do analizy ruchu podczas obróbki frezarskiej ścianki cienkościennej. Celem badań eksperymentalnych była analiza przemieszczeń ΔY_{P9} i prędkości drgań V_{P9} wybranych punktów ścianki w funkcji zmiany jej grubości b_i . Badania stanowią wstępną analizę autora z wykorzystaniem szybkich kamer wizyjnych, mającą na celu próbę ich wykorzystania do bezkontaktowych pomiarów i analizy drgań przedmiotów obrabianych podczas skrawania. Stanowią punkt wyjściowy do oceny wpływu strategii obróbki podatnych sprężyste i cieplnie ścianek cienkościennych. W pracy ograniczono rozważania jedynie do 1 punktu pomiarowego P9 badanych próbek, ustalonego i stałego zestawu technologicznych parametrów skrawania (a_p , a_e , v_c , v_f) niezmiennych warunków obróbki (obróbka przeciwbieżna, bez chłodzenia), przy stałej geometrii ostrza narzędzia N i stałym przekroju warstwy skrawanej. Autor pracy w kolejnej publikacji przedstawi szersze, kompleksowe studium teoretyczne i eksperymentalne związków uzyskanych podczas analizy ruchu 3D w powiązaniu z dokładnością wymiarowo kształtową wytwarzanych wyrobów, w szerokim zakresie zmienności warunków obróbki. Powiązanie uzyskanych wyników pomiarów z inteligentnymi systemami sterowania procesem skrawania, w czasie rzeczywistym, może pozwolić na skuteczną minimalizację „błędów obróbki”. Warto zwrócić uwagę, że w większości publikacji naukowych drgania wiąże się z wykorzystywanym narzędziem, analizując ich wpływ na wyniki obróbki. Należy zaznaczyć, że większość współczesnych narzędzi pełnowęglkowych o wzmocnionej geometrii ostrza posiada wyższą sztywność niż podatne ścianki przedmiotów obrabianych o strukturach cienkościennych, głównie tych, wykonywanych ze stopów lekkich. Przesuwa się także „punkt ciężkości” w kierunku analizy dynamicznego zachowania się przedmiotu

obrabanego podczas obróbki, czego dowodem są prace w zakresie zrealizowanych ostatnio i obecnie kontynuowanych projektów badawczych i wdrożeniowych dla przemysłu lotniczego. Implikuje to nieco zmianę podejścia do analizy drgań i ich oddziaływania na dokładność wymiarowo-kształtową wytwarzanych części i ich interakcji w układzie przedmiot obrabiany, obrabiarka, narzędzie.

LITERATURA

- [1] GALEWSKI M., *Nadzorowanie drgań podczas frezowania szybkościowego smukłymi narzędziami z wykorzystaniem zmiennej prędkości obrotowej wrzeczona*. Rozprawa doktorska, Gdańsk, 2007.
- [2] JÓZWIK J., KOBYLKA M., *Badanie wpływu parametrów geometrycznych kieszeni prostokątnej oraz warunków realizacji procesu skrawania na drgania podczas frezowania trochoidalnego*. Postępy Nauki i Techniki / Advances in Science and Technology, Lublin, 2011, nr 8, 37-44.
- [3] JEMIELNIAK K., WYPYSIŃSKI R., *Symulacja numeryczna drgań samowzbudnych – przegląd metod, możliwości i potencjalnych korzyści*, Mechanik nr 8-9/2013, 43-56 (7SOS), suplement - wersja elektroniczna.
- [4] JÓZWIK J., *Modelowanie ugięć sprężystych przedmiotów obrabianych w procesie skrawania toczeniem*, Postępy Nauki i Techniki/Advances in Science and Technology, Lublin, 2011, nr 8, 183-191.
- [5] JÓZWIK J., LIPSKI J., *Błędy obróbki skrawaniem i ich prognozowanie z wykorzystaniem sztucznych sieci neuronowych*. Lublin, Wyd. Politechnika Lubelska, 2014.
- [6] JÓZWIK J., FILIPIAK P., *Analysis of feedrate correction influence on corner radius errors of workpieces during milling*, Journal of Machine Engineering, 2009, vol. 9, No. 1, 66-77.
- [7] KĘCIK K., RUSINEK R., WARMIŃSKI J., *Modelling of high-speed milling process with frictional effect*, Journal of Multi-body Dynamics, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part K, 2013, vol.1(1), 3-11.
- [8] KUCZMASZEWSKI J., PIEŚKO P., *Wear of milling cutters resulting from high silicon aluminium alloy cast AISi21 CuNi machining*. Maintenance and Reliability. Lublin, 2014, nr 1, vol. 16, 37-41.
- [9] KUCZMASZEWSKI J., PIEŚKO P., WŁODARCZYK M., *Milling of thin-walled aviation elements – analysis of the model and verification tests*, W: 6th International Conference - Supply on The Wings - Aerospace – the Global Innovation Driver, Frankfurt – Germany, 2011, 25-25.
- [10] PIEŚKO P., ZAGÓRSKI I., *Analiza dokładności obróbki frezami trzpieniowymi o zmiennej sztywności tulei cienkościennych wykonanych z stopu AlMn1*. W: Innowacyjne procesy technologiczne, A. Świć (red.), Lublin, 2011, 33 – 46.
- [11] RUSINEK R., *Vibrations In Cutting Process Of Titanium Alloy*. Maintenance and Reliability, Lublin, 2010, 3, 48-55.
- [12] RUSINEK R. WARMIŃSKI J., SZABELSKI K., *Drgania nieliniowe w procesie skrawania toczeniem*. Monografia. IZT Sp.z. o., Lublin, 2006.
- [13] SŁODKI B., ZĘBAŁA W., *Stanowisko do rejestracji obrazów szybkozmiennych w procesach skrawania*, W: Obróbka skrawaniem zaawansowana technika pod redakcją Huberta Latosia, Wydawnictwo Uczelniane Uniwersytetu Technologiczno – Przyrodniczego, Bydgoszcz 2009, 215-220.
- [14] SZYDŁOWSKI M., POWAŁKA B., BERCZYŃSKI S., *Stanowisko badawcze do wizyjnej inspekcji powierzchni obrabianej*. Mechanik nr 8-9/2013, 439-446, suplement - wersja elektroniczna.
- [15] ZĘBAŁA W., *Minimalizacja błędów obróbki przedmiotów cienkościennych*. Inżynieria Maszyn, R. 15, z. 3, 2010, 45-54.

DOBÓR WARUNKÓW USUWANIA WIÓRA W PROCESIE OBRÓBKI NARZĘDZIAMI Z OBROTOWYMI OSTRZAMI SKRAWAJĄCYMI

Marta KACZMAREK¹

1. WSTĘP

Narzędzia z płytkami obrotowymi (RT) różnej konstrukcji są przedmiotem wielu prac naukowych na świecie. Zainteresowanie nimi wynika z obiecujących wyników, które są uzyskiwane w porównaniu do narzędzi konwencjonalnych [1, 2, 3]. Narzędzia te mają wiele niepodważalnych zalet. W stabilnych warunkach obróbki, przy poprawnym spływie wióra, każdy typ narzędzia RT zapewnia znaczne zwiększenie okresu trwałości ostrza i tym samym możliwość intensyfikacji procesu obróbki materiałów trudnoobrabialnych.

Najistotniejszym ograniczeniem w efektywnym wykorzystaniu narzędzi RT jest zapewnienie poprawnego spływu wióra. Problem poprawnego spływu wióra jest szczególnie istotny w najnowocześniejszych technologiach związanych z wytwarzaniem części z materiałów trudnoobrabialnych, utwardzonych lub też materiałów bardzo miękkich (drewno, tworzywa).

Badania zjawiska spływu wióra wydają się być celowe ze względu na jakość powierzchni obrabianej, poprawną eksploatację oraz trwałość narzędzia [6, 7].

W obróbce narzędziami RT opisuje się trzy warianty spływu wióra i jego oddziaływania na powierzchnię obrabianą, obrobioną lub powierzchnię narzędzia. Są to samodestrukcja, oddziaływanie na narzędzie i oddziaływanie na przedmiot obrabiany (powierzchnię obrabianą lub obrobioną). W wariacie samodestrukcji wióra powierzchnia obrobiona może być niszczone przez krótkie fragmenty odpadających wiórów, podobnie jak ma to miejsce przy frezowaniu czołowym płaszczyzn [4, 5]. Wiór w wielu przypadkach jest wciągany w strefę skrawania. Wyjątkowo

¹ Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny w Szczecinie, al. Piastów 19, 70-310 Szczecin, marta.kaczmarek@zut.edu.pl

niekorzystną sytuacją jest kolizja wióra z powierzchnią obrobioną. Powierzchnia obrobiona jest wówczas uszkodzana przez wiór, a narzędzie ulega wykruszeniu lub wyłamaniu [1, 2].

2. WSPÓŁCZYNNIK ŁAMLIWOŚCI WIÓRA

W przypadku obróbki narzędziami RT, podobnie jak w konwencjonalnych procesach skrawania, kształtowanie wióra i jego spływ zależy od wielu czynników, w tym od parametrów technologicznych skrawania (tj. głębokości warstwy skrawanej, prędkości i posuwu skrawania), oraz od właściwości materiałów układu narzędzie-przedmiot (np. twardości materiału narzędzi oraz twardości przedmiotu obrabianego).

Zaproponowano wprowadzenie współczynnika pomocnego w określeniu wartości parametrów obróbki gwarantujących samoistny poprawny spływ wióra i przedziału wartości parametrów technologicznych, w których wymagane będzie wymuszone usuwanie wióra. Współczynnik określony jako stopień łamliwości wióra jest wielkością bezwymiarową określoną modelem w postaci funkcji:

$$K=f(a_p; v_c; f; R_m; Re_{0.2}; A_5) \quad (1)$$

gdzie:

- a_p – głębokość warstwy skrawanej,
- v_c – prędkość skrawania,
- f – posuw,
- R_m – wytrzymałość na rozciąganie materiału obrabianego,
- $Re_{0.2}$ – granica plastyczności materiału obrabianego,
- A_5 – wydłużenie względne materiału obrabianego.

Opracowując model założono, że zarówno ostrze jak i powierzchnia obrabiana są ciałami izotropowymi. Wytrzymałość na rozciąganie materiału jest związana z jego twardością, dlatego funkcję przekształcono do postaci:

$$K=f(a_p; v_c; n; R_m/HRC; Re_{0.2}; A_5) \quad (2)$$

Wartość współczynnika K będzie niosła informację o kształcie tworzonego wióra, który gwarantuje poprawny przebieg obróbki ze względu na trwałość oraz strukturę geometryczną powierzchni. Doświadczalnie ustalono, że wartości współczynnika K większe od 10 ($K > 10$) gwarantują poprawny przebieg procesu obróbki.

Na podstawie wykonanych badań wstępnych funkcję (2) opisano wzorem: [8]




$$K = v_c^{1+0.83f^2-0.00039f^2R_m-0.00037R_m} * (a_p f)^{(R_m-1850)(R_m-68150)*10^{-8}} \quad (3)$$

Dla oszacowania przedziałów dopuszczalnych wartości długości wióra przeprowadzono próby technologiczne. Próby zostały wykonane nożem tokarskim SPRT firmy Mitsubishi typu RRSDR/3232P12 z płytką okrągłą RDGH120400-M4 o średnicy 12,7 mm. Płytką wykonaną z węgla spiekane go typu TF15, grupa zastosowań ISO S20. Obrabiano powierzchnię walcową zewnętrzną wałków o średnicach od 100 do 130 mm, na tokarce sterowanej numerycznie TUR50CNC ze sterowaniem Sinumerik-810T, z bezstopniową zmianą prędkości obrotowej wrzeciona. Obróbce poddano materiały X20Cr13 oraz ŁH15.

Tabela 1. Wyniki obliczeń dla wskazanych wartości parametrów skrawania

Materiał: X20Cr13	Materiał: X20Cr13	Materiał: ŁH15
$a_p=0,1$ mm	$a_p=0,5$ mm	$a_p=0,25$ mm
$v_c=100$ m/min	$v_c=220$ m/min	$v_c=220$ m/min
$f=0,15$ mm/obr.	$f=0,15$ mm/obr.	$f=0,1$ mm/obr.
K=13	K=7	K=12

Tabela 2. Długość wióra uzyskana podczas prób technologicznych z zadanymi parametrami skrawania (tabela 1)

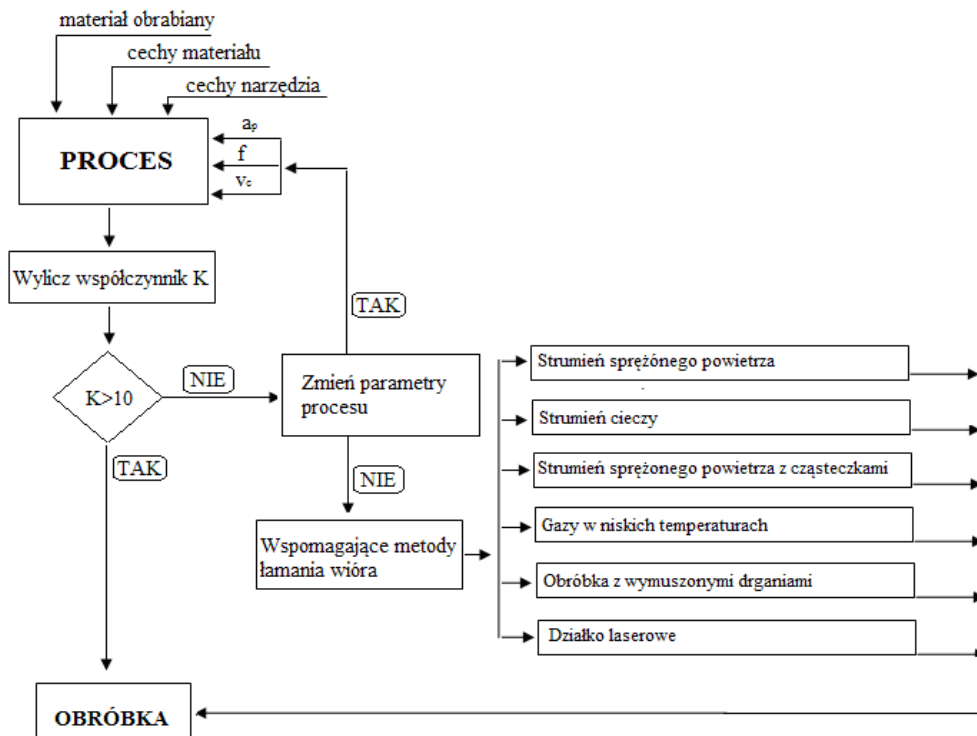
Materiał: X20Cr13	Materiał: X20Cr13	Materiał: LH15
K = 13	K= 7	K=12
		

Na podstawie badań analitycznych wykonano próby technologiczne z wykorzystaniem parametrów obróbki zrealizowanych dla stali [8]. Wyznaczono wartości współczynnika K odpowiadającego korzystnej i niekorzystnej postaci wiórów.

3. METODYKA DOBORU TECHNOLOGICZNYCH WARUNKÓW OBRÓBKI NARZĘDZIAMI RT

Wykorzystując współczynnik K opracowano metodykę doboru warunków kształtowania i usuwania wiórów w obróbce narzędziami RT. Metodyka ta została schematycznie przedstawiona w postaci algorytmu na rysunku 1.

Algorytm określa działania przy doborze technologicznych parametrów skrawania w celu uniknięcia nieprawidłowego kształtowania oraz odprowadzania wióra. W pierwszym etapie dobierane są parametry obróbki dla wybranego materiału zgodnie z ogólnymi zasadami obowiązującymi w planowaniu procesu technologicznego. Dla podanych wartości zostaje wyliczony współczynnik K. Analiza współczynnika K pozwala określić czy dobrane parametry są efektywne z punktu widzenia kształtowania wióra. W przypadku braku pozytywnego rozwiązania należy zastosować wspomagające odprowadzanie wióra i dokonać obróbki z wcześniej ustalonymi parametrami.



Rys. 1. Algorytm doboru warunków usuwania wióra

Algorytm uwzględnia etap wyboru metody wspomagającej kształtowanie wióra i jego usuwanie co gwarantuje poprawny przebieg obróbki. Można wybrać jedną z metod wspomaganego łamania i odprowadzania wióra ze strefy skrawania. Jest to szeroka gama metod od klasycznych strumieniem cieczy, strumieniem z wysokim ciśnieniem cieczy, strumieniem z minimalną ilością cieczy, MQL jak i niekonwencjonalnych gazami w niskich temperaturach czy strumieniem sprężonego powietrza z cząsteczkami.

4. WNIOSKI

W pracy zaproponowano metodykę pomocną w ustaleniu warunków, w których niezbędne będzie wspomaganie usuwania wiórów niekonwencjonalnymi metodami jak np. dodatkowy strumień sprężonego powietrza, strumień sprężonego powietrza z cząsteczkami.

Wartość współczynnika $K > 10$ rozstrzyga, czy proces obróbki będzie mógł przebiegać poprawnie ze względu na kształtowanie i spływ wióra bez zastosowania niekonwencjonalnych metod wspomagających proces.

Słuszność założeń modelowych potwierdzono przeprowadzonymi próbami doświadczalnymi.

LITERATURA

- [1] CHMIELEWSKI K., CIELOSZYK J., ZASADA M., *Ocena powierzchni po obróbce głowicą frezową z ostrzami obrotowymi*, Obróbka skrawaniem współczesne problemy, tom 4. pod redakcją B. Kruszyńskiego, Łódź, Politechnika Łódzka, 2010, 3–4.
- [2] CHMIELEWSKI K., CIELOSZYK J., ZASADA M., WIELOCH G., *Wiór w procesie skrawania narzędziami z obrotowymi ostrzami skrawającymi*. VII Szkoła Obróbki Skrawaniem
- [3] CIELOSZYK J., ZASADA M., *Stan powierzchni po obróbce narzędziami tokarskimi z ostrzami obrotowymi* Obróbka skrawaniem nauka a przemysł, tom 5, pod redakcją W. Grzesika, Opole, Politechnika Opolska, 2011, 375-382.
- [4] KISHAWY H. A., LI L., EL-WAHAB A.I.: *Prediction of chip flow direction during machining with self-propelled rotary tools*. W: International Journals of Machine Tools & Manufacture, 2006, nr 46, 1680–1688.
- [5] CIELOSZYK J., *Chip removal during milling and milling with burnishing*, The13th DAAM International Symposium "Intelligent Manufacturing &Automation: Learning from Nature" 23-26th October, 2002.
- [6] KOSSAKOWSKA J., 2012, *Przydatność narzędzi z płytkami samoobrotowymi do obróbki materiałów trudnoobrabialnych*, Inżynieria Maszyn, R. 17, z. 1, 2012.
- [7] KISHAWY H.A, WILCOX J., 2002, *Tool wear and chip formation during hard turning with self-propelled rotary tools*, International Journal of Machine Tools & Manufacture 43 (2003) 433-439
- [8] Raport końcowy „Badania skrawności narzędzi z płytkami rotacyjnymi”- praca niepublikowana.

WPLYW CHŁODZENIA EKOLOGICZNEGO STREFY SKRAWANIA NA PROCES TWORZENIA I ŁAMANIA WIÓRA W OBRÓBCE TOCZENIEM STALI NIERDZEWNEJ X10CrNi18-8

Radosław MARUDA¹

1. WPROWADZENIE

Zmiana świadomości ekologicznej i rosnących kosztów przedsiębiorstw przemysłowych związanych ze stosowaniem cieczy chłodząco-smarujących (CCS) w większości procesów obróbki, wymuszają poszukiwanie nowych sposobów chłodzenia. Dlatego w przypadku, gdy nie można zastosować obróbki na sucho, dobrą alternatywą jest wykorzystanie metody MQL (minimal quantity lubricant) lub MQCL (minimum quantity cooling lubricant) [1].

W metodzie MQL główną rolę odgrywa smarowanie, gdzie jako medium czynne stosuje się olej syntetyczny lub naturalny, który przeważnie dostarczany jest do miejsca skrawania ze strumieniem sprężonego powietrza. Oleje powinny charakteryzować się dobrymi właściwościami smarnymi, odpornością na korozję, niską toksycznością i możliwie najwyższą temperaturą zapłonu (>150°C). Skrawanie z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem, określane też, jako quasi obróbka na sucho charakteryzuje się małą ilością medium czynnego, który nie przekracza 50 ml/h [2, 3]. Tak relatywnie małe ilości medium chłodzącego wystarczają, aby znacząco zredukować tarcie na powierzchniach narzędzia i np. przeszkadzać nalepom przy obróbce których powstają silne złącza adhezyjne. W celu skompensowania niskiej zdolności chłodzenia MQL, zamiast oleju można zastosować emulsję na bazie wody w celu usuwania większej ilości ciepła ze strefy skrawania (metoda MQCL) [4]. W technice MQCL podstawowym środkiem do wytworzenia aerozolu obok emulsji zalicza się estry lub alkohole tłuszczowe.

¹ Uniwersytet Zielonogórski, Prof. Z. Szafrana 4, 65-516 Zielona Góra, Polska

Wymienione nowoczesne metody chłodzenia zyskują coraz większą popularność w przemyśle, ponieważ mają wiele zalet, m.in. pozwalają na:

- zmniejszenie chropowatości powierzchni obrabianej [5];
- ograniczenie wydatków związanych z zastosowaniem CCS [6];
- znaczne zmniejszenie sił skrawania i temperatur w strefie skrawania, a tym samym zwiększenie okresów trwałości narzędzia [6, 7];
- uzyskanie kształtu wióra, który łatwo można odprowadzić ze strefy skrawania [8];
- zapewnienie warunków produkcji przyjaznych dla środowiska (ekologicznie czystych - sustainability manufacturing) [6, 9];
- eliminacja zagrożenia dla zdrowia pracowników wynikającego z ich kontaktu ze środkami chłodząco-smarującymi [6, 9].

Obecność na powierzchniach styku składników czynnych wchodzących w skład mikrokropelek mgły emulsyjnej i olejowej może zmieniać podstawowe wskaźniki procesu skrawania – warunki tworzenia wióra, opór skrawania, warunki wymiany ciepła itp. Stąd celem pracy jest ustalenie efektywności metody MQL i MQCL na kształt i łamanie wióra.

2. WARUNKI BADAŃ

Rozpatrywano warunki tworzenia wióra przy toczeniu stali nierdzewnej X10CrNi18-8 według PN-EN 10088-1. Własności mechaniczne stali: granica plastyczności $R_{p0,2min}=195$ MPa; wytrzymałość na rozciąganie $R_m=500-700$ MPa; wydłużenie $A_{min}=40\%$; twardość max 230 HB; moduł sprężystości $E=200$ GPa. Strukturę stali nierdzewnej X10CrNi18-8 przedstawiono na rys. 1.



Rys. 1. Mikrostruktura stali nierdzewnej X10CrNi18-8

Narzędzie – nóż tokarski składany z płytką SNUN120408; kąt przystawienia głównej krawędzi skrawającej 70°, kąt przystawienia pomocniczej krawędzi skrawającej 20°, kąt natarcia -8°. Materiał płytki – węgiel spiekany P25 powlekany wielowarstwowo, warstwa górna – TiN. Głębokość skrawania – 1 mm.

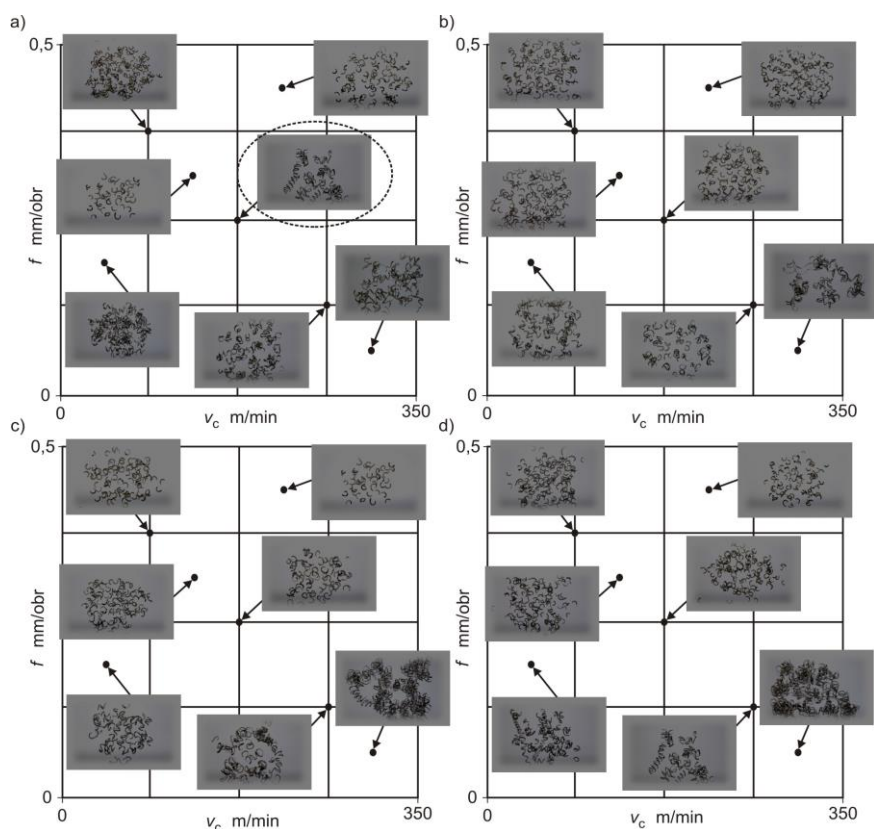
Rozpatrywano warunki skrawania przy obróbce na sucho, przy chłodzeniu sprężonym powietrzem, metodą MQL i metodą MQCL. Do chłodzenia powietrzem, mgłą emulsyjną i mgłą olejową użyto specjalnego przyrządu, posiadającego dwie dysze do regulacji przepływu powietrza i przepływu medium czynnego. Są dwa sposoby dostarczania mgły do strefy skrawania – wprowadzając dysze jak najbliżej strefy skrawania, lub sytuując ją na określonym odstępnie. W badaniach wykorzystano sposób drugi. W metodzie MQCL medium czynne stanowiła emulsja OPORTET RG-2 o stężeniu 4%, natomiast w metodzie MQL olej nieemulgujący ACP-3E.

Badania przeprowadzono w zakresie prędkości skrawania 50–300 m/min, posuwów 0,1–0,5 mm/obr, przepływów emulsji 1,5–3,6 g/min i powietrza 4,5–6,5 m³/h. Zastosowano stałą głębokość skrawania 1 mm, odpowiadająca obróbce wykończeniowej [8]. Duża ilość zmiennych spowodowała wykorzystanie współczesnej metody planowania badań. W tym celu wykorzystano metodę „Parameter Space Investigation” [10, 11]. Na podstawie badań doświadczalnych za pomocą programu autorskiego wygenerowano równania regresji wielowymiarowej do obliczeń wielkości badanych.

3. WYNIKI BADAŃ I ICH ANALIZA

3.1. KSZTAŁT WIÓRA

Zmianę kształtów wióra ze względu na zmieniające się prędkość skrawania, posuw i sposób chłodzenia przedstawiono na rys. 2.



Rys. 2. Kształt wióra przy toczeniu na sucho (a), chłodzeniu sprężonym powietrzem (b); metodą MQCL (c) i metodą MQL (d)

Analizując rys. 2, nie zauważono znaczących zmian w kształcie wióra w zależności od sposobu chłodzenia. Tylko dla obróbki na sucho w punkcie 1 według PSI ($v_c=150$ m/min i $f=0,3$ mm/obr) uzyskano wiór śrubowy splątany. Natomiast dla metody MQCL i MQL przy rozpatrywanych parametrach skrawania otrzymano wiór w postaci krótkich ułamków spirali lub całkiem luźny. Taki wiór nie uszkadza powierzchni obrobionej i łatwo go odprowadzić ze strefy skrawania.

3.2. WSKAŹNIKI TWORZENIA WIÓRA

Przy obliczeniach współczynnika zgrubienia wióra K_h najpierw określono średnią grubość warstwy skrawanej. Przy toczeniu z małymi głębokościami w procesie skrawania w równej mierze uczestniczą główna krawędź skrawająca i naroże ostrza. Średnią grubość warstwy skrawanej w tym przypadku można obliczyć ze wzoru [12]:

$$\bar{h}_D = \frac{f}{1 - \frac{r_\varepsilon}{a_p} \left[1 - \sqrt{1 - \left(\frac{f}{2r_\varepsilon} \right)^2} \right]} \cdot \sin \arctg \left[\frac{1 - \frac{r_\varepsilon}{a_p} \left[1 - \sqrt{1 - \left(\frac{f}{2r_\varepsilon} \right)^2} \right]}{\left[1 - \frac{r_\varepsilon}{a_p} (1 - \cos \kappa_r) \right] \operatorname{ctg} \kappa_r + \frac{r_\varepsilon}{a_p} \left(\sin \kappa_r + \frac{f}{2r_\varepsilon} \right)} \right] \quad (1)$$

gdzie: f – posuw, a_p – głębokość skrawania, r_ε – promień naroża, κ_r – kąt przystawienia głównej krawędzi skrawającej.

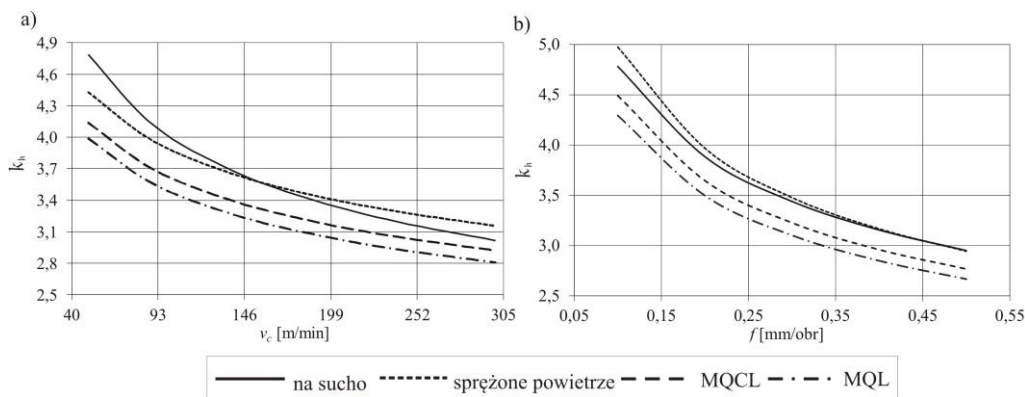
Wówczas wartość współczynnika zgrubienia wióra K_h jest równa:

$$K_h = \frac{h_{ch}}{h_D} \quad (2)$$

gdzie: h_{ch} – grubość wióra.

Wpływ warunków obróbki na wartość K_h przedstawiają następujące równania regresyjne oraz rys. 3:

- obróbka na sucho – $K_h = 9,15 \cdot v_c^{-0,258} f^{0,300}$;
- obróbka z chłodzeniem sprężonym powietrzem – $K_h = 5,31 \cdot v_c^{-0,232} f^{0,326} P^{0,195}$;
- obróbka z chłodzeniem metodą MQCL – $K_h = 3,32 \cdot v_c^{-0,222} f^{0,241} P^{0,418} E^{0,203}$;
- obróbka z chłodzeniem metodą MQL – $K_h = 2,28 \cdot v_c^{-0,172} f^{0,221} P^{0,517} E^{0,144}$.



Rys. 3. Wpływ parametrów skrawania i warunków chłodzenia na współczynnik zgrubienia wióra K_h :

a) przy $v_c=180$ m/min, $P=5,5$ m³/h, $E=2,5$ g/min; b) przy $f=0,3$ mm/obr, $P=5,5$ m³/h, $E=2,5$ g/min

Analizując rys. 3, zauważano, że najmniejsze wartości współczynnika zgrubienia wióra uzyskano dla metody MQL, zarówno w całym zakresie zmiennych posuwów, jak i zmiennych prędkości skrawania. Największe wartości uzyskano natomiast dla obróbki na sucho (przy $v_c < 140$ m/min), a powyżej tej wartości dla chłodzenia sprężonym powietrzem. Wykorzystanie metody MQL zmniejsza wartości k_h od 18% do 22% w porównaniu z obróbką na sucho.

Obliczenia kąta poślizgu wykonano na podstawie zależności [12]:

$$\operatorname{tg}\Phi = \frac{\cos\gamma + 0,05K_h}{0,9K_h - \sin\gamma} \quad (3)$$

gdzie: γ – kąt natarcia.

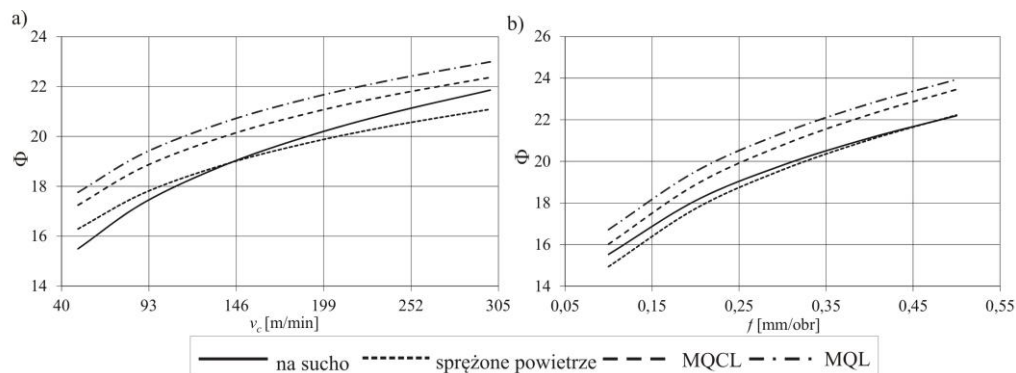
Na rys. 4 przedstawiono zależności kąta poślizgu od parametrów skrawania i metody chłodzenia.

Na rys. 4 zaobserwowano, że wraz ze wzrostem parametrów skrawania wzrasta wartość kąta poślizgu. Największe wartości otrzymano dla chłodzenia metodą MQL, a najniższe wartości dla chłodzenia sprężonym powietrzem i przy obróbce na sucho.

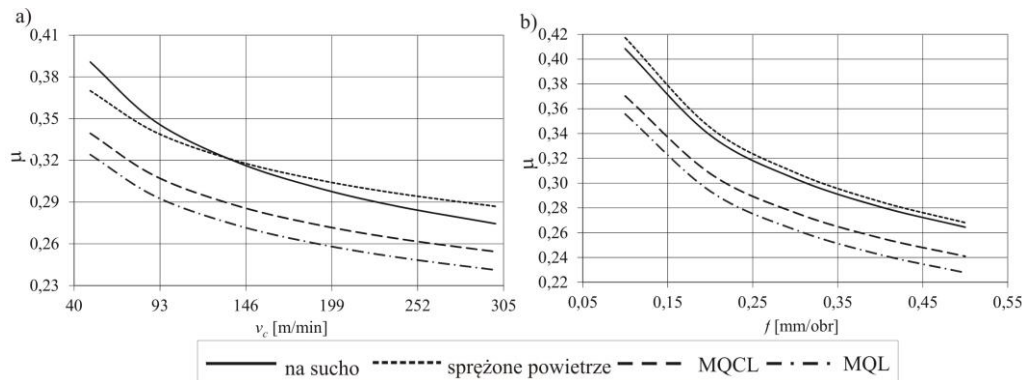
Analizy zmiany współczynnika tarcia μ na powierzchni natarcia dokonano na podstawie zależności [12]:

$$\mu = \operatorname{tg}\left(\frac{\pi}{4} - \Phi + \gamma\right) \quad (4)$$

Na rys. 5 przedstawiono zależności współczynnika tarcia μ od parametrów skrawania i sposobów chłodzenia.



Rys. 4. Wpływ parametrów skrawania i warunków chłodzenia na kąt poślizgu Φ : a) przy $v_c=180$ m/min, $P=5,5$ m³/h, $E=2,5$ g/min; b) przy $f=0,3$ mm/obr, $P=5,5$ m³/h, $E=2,5$ g/min



Rys. 5. Wpływ parametrów skrawania i warunków chłodzenia na współczynnik tarcia μ :
 a) przy $v_c=180$ m/min, $P=5,5$ m³/h, $E=2,5$ g/min; b) przy $f=0,3$ mm/obr, $P=5,5$ m³/h, $E=2,5$ g/min

Analizując rys. 5, zaobserwowano, że najmniejsze wartości współczynnika tarcia uzyskano dla chłodzenia metodą MQL w całym zakresie zmiennych prędkości skrawania i posuwów. Najwyższe wartości w zależności od zmiennego posuwu otrzymano dla chłodzenia sprężonym powietrzem, natomiast w zależności od prędkości skrawania do $v_c > 120$ m/min przy obróbce na sucho.

4. WNIOSKI

1. Analizując kształt wióra, nie zauważono znaczącej poprawy przy chłodzeniu metodą MQL i MQCL w porównaniu z obróbką na sucho. Przy nanoszeniu mgły emulsyjnej i olejowej nie rozszerzał się zakres parametrów skrawania, przy których powstawałby wiór w postaci krótkich ułamków spirali lub całkiem luźny, a więc taki, który łatwo odprowadza się ze strefy skrawania oraz nie uszkadza powierzchni obrobionej.

2. Metody MQCL i MQL wpływają na zmiany cech wióra. Najniższe wartości współczynnika zgrubienia wióra i współczynnika tarcia oraz największe wartości kąta poślizgu uzyskano dla chłodzenia mgłą olejową. Wartości poszczególnych wskaźników strefy tworzenia wióra dla chłodzenia metodą MQCL i MQL poprawiają się od 10% do 22 %.

LITERATURA

- [1] BAREGGI A., TORRANCE A., O'DONELL G., *Green cutting using supersonic air jets as coolant and lubricant during turning*: Mechanical & Manufacturing Engineering, Trinity College Dublin, Ireland, 2006, 261-266.

- [2] KAMMERMEIER D., KAUPER H., BORCHERT W., *Die zweite Generation der Trockenerspannung heißt High Performance Cutting (HPC)*, in: K. Weinert, *Spanende Fertigung*, Vulkan-Verlag, Essen, 2001, 136–150.
- [3] LEPPERT T., *Kształtowanie toczeniem warstwy wierzchniej w warunkach skrawania na sucho lub z minimalnym chłodzeniem i smarowaniem ostrza*, Rozprawa 151, Wydawnictwa Uczelniane Uniwersytetu Technologiczno-Przyrodniczego, Bydgoszcz, 2011.
- [4] KLOCKE F., GERSCHWILER K., *Minimalmengenschmierung – Systeme, Medien, Einsatzbeispiele und ökonomische Aspekte der Trockenbearbeitung*, *Trockenbearbeitung von Metallen*, Proc. of the VDI-Seminar, Stuttgart, Marz, 18, 2003, 2.1–2.20.
- [5] HADAD M., SADEGHI B., *Minimum quantity lubrication-MQL turning of AISI 4140 steel alloy*, *Journal of Cleaner Production*, 54, 2013, 332-343.
- [6] LAWAL S.A., CHOUDHURY I.A., NUKMAN Y., *A critical assessment of lubrication techniques in machining processes: a case for minimum quantity lubrication using vegetable oil-based lubricant*, *Journal of Cleaner Production*, 41, 2013, 210-221.
- [7] ZHANG S., LI J.F., WANG Y.W., *Tool life and cutting forces in end milling Inconel 718 under dry and minimum quantity cooling lubrication cutting conditions*, *Journal of Cleaner Production*, 32, 2012, 81-87.
- [8] FELDSHTEIN E., MARUDA R., *Wpływ sposobu chłodzenia strefy skrawania na proces tworzenia i łamania wióra*, *Archiwum Technologii Maszyn i Automatykacji*, 25, 2, 2005, 9-19.
- [9] ADLER D.P., HII W. W-S., MICHALEK D.J., SUTHERLAND J.W., *Examining the Role of Cutting Fluids and Efforts to Address Associated Environmental/Health Concerns*, *Machining Science and Technology*, 10, 1, 2006, 23-58.
- [10] FELDSHTEIN E., MARUDA R., *Zastosowanie metody "Parameter Space Investigation" w planowaniu badań inżynierskich (na przykładzie badań chropowatości)*, *Mechanik*, 8-9, 2013, 403-409.
- [11] STATNIKOV R.B., STATNIKOV A., *The Parameter Space Investigation Method Toolkit*, Artech House, Boston/London, 2011.
- [12] GRZESIK W., *Podstawy skrawania materiałów metalowych*, Warszawa, Wydawnictwo Naukowo Techniczne, 1998.

WPLYW STRUKTURY WEWNĘTRZNEJ STALI NA POWSTAWANIE DRGAŃ W MIKROFREZOWANIU

Marcin MATUSZAK^{1,2}, Paweł KOCHMAŃSKI², Bartosz POWAŁKA²

1. WPROWADZENIE

Drgania występujące w procesie mikroobróbki mogą wpływać negatywnie na jakość obrobionej powierzchni. Ze względu na występowanie zjawiska minimalnej grubości warstwy skrawanej [2, 3, 7, 8] w procesie mikrofrezowania, klasyczne modele stosowane do opisu drgań nie mogą zostać zastosowane. Zjawisko minimalnej grubości warstwy skrawanej [2], które występuje w mikroobróbce, może prowadzić do ugniatania materiału obrabianego [3]. Ponadto dotychczasowe badania [4] wykazały, że drgania mogą powstawać z innych powodów niż w przypadku obróbki w skali makro.

Wstępne badania doświadczalne [5] wykazały, że dla takiego samego składu chemicznego stali i takich samych parametrów obróbki (posuw, prędkość skrawania, głębokość skrawania) wpływ na występowanie drgań może mieć wielkość ziarna stali. Prowadzi to do wniosku, że wpływ na powstawanie drgań w procesie mikrofrezowania może mieć struktura wewnętrzna materiału. Ten sam materiał obrabiany (stal C45) może mieć różną strukturę wewnętrzną w zależności od zastosowanej obróbki cieplnej. Skoncentrowano się na poznaniu wpływu rozmiaru i twardości ziaren perlitu na powstawanie drgań w procesie mikrofrezowania. Rozmiar ziarna perlitu, a co za tym idzie wielkość przestrzeni wypełnionych ferrytem może wpływać na wielkość dyslokacji ziaren oraz twardość i mikrotwardość stali.

2. OBRÓBKA CIEPLNA I STRUKTURA WEWNĘTRZNA

W celu uzyskania odpowiedniej struktury wewnętrznej stal C45 została poddana

¹ Akademia Morska w Szczecinie, ul. Wały Chrobrego 1-2, 70-500 Szczecin

² Zachodniopomorski Uniwersytet Techniczny w Szczecinie, al. Piastów 17, 70-310 Szczecin

obróbce cieplnej. Obróbkę zaplanowano tak, aby otrzymać możliwie największe i możliwie najmniejsze ziarna perlitu, jednocześnie nie dokonując przemian powodujących utwardzenie stali. Po obróbce cieplnej dokonano pomiaru wielkości ziarna oraz mikrotwardości ferrytu i perlitu.

Parametry obróbki cieplnej były następujące:

- wyżarzanie normalizujące, temperatura austenitizacji 850°C czas 2,5 godziny, chłodzenie na powietrzu,
- wyżarzanie zupełne, temperatura austenitizacji 950°C, czas 1,5 godziny, chłodzenie z piecem do 650°C, dalej chłodzenie z piecem do temperatury otoczenia.

Po wykonaniu obróbki cieplnej dokonano pomiaru wielkości ziaren perlitu oraz mikrotwardości ziaren perlitu i ferrytu. Przykład pomiaru wielkości ziaren perlitu przedstawiono na rys. 1. Dla każdej z próbek wykonano pomiary rozmiaru 75 ziaren. Pomiary wykonano zarówno dla kierunku prostopadłego do kierunku walcowania stali jak i dla kierunku równoległego do kierunku walcowania. Przyjęto uproszczenie, że każde ziarno w przekroju jest elipsą. Następnie dla otrzymanych wyników wyliczono średnią powierzchnię ziarna i przyporządkowano ją do skali wzorców ASTM.



Rys. 1. Przykład pomiaru wielkości ziarna

Celem pomiaru wielkości ziarna było porównanie wielkości ziaren w poszczególnych próbkach, dlatego taki uproszczony sposób pomiaru wielkości ziarna

zapewnia wystarczającą dokładność. Wyniki pomiarów rozmiaru ziarna przedstawiono w tab. 1. Widoczne są znaczne różnice w wielkościach ziaren pomiędzy poszczególnymi rodzajami obróbki cieplnej.

Tabela 1. Zmierzony rozmiar ziarna stali C45 po różnych rodzajach obróbki cieplnej w kierunkach równoległym do kierunku walcowania oraz prostopadłym do kierunku walcowania

Material	Średnie pole powierzchni ziarna [μm^2]	Rozmiar ziarna wg ASTM
C45 normalizowana kierunek równoległy	135	10
C45 normalizowana kierunek prostopadły	142	10
C45 wyżarzana zupełnie kierunek równoległy	278	9
C45 wyżarzana zupełnie kierunek prostopadły	307	9
C45 stan dostawy kierunek równoległy	435	8
C45 stan dostawy kierunek prostopadły	413	8

Pomiaru mikrotwardości dokonano mikrotwardościomierzem Vickersa. Podobnie jak dla pomiaru wielkości ziarna pomiaru dokonano zarówno w płaszczyźnie prostopadłej oraz równoległej do kierunku walcowania stali. Dokonano dziesięciu pomiarów twardości dla każdej z próbek. Wyniki pomiarów mikrotwardości przedstawiono w tab. 2.

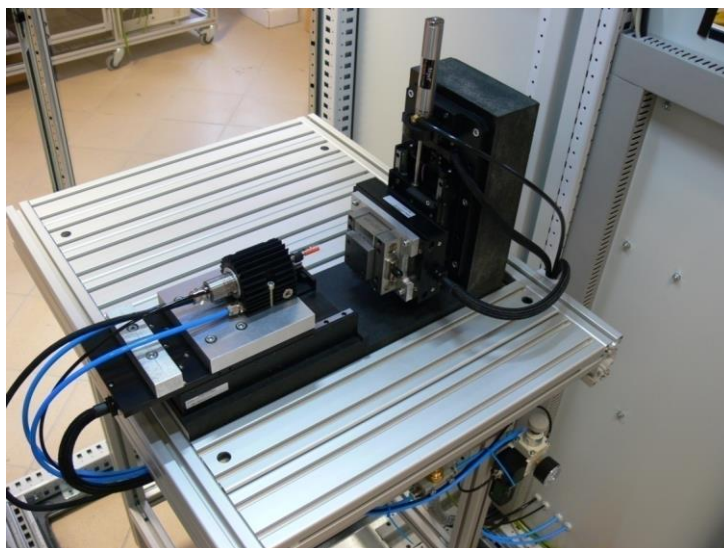
Tabela 2. Mikrotwardość ferrytu i perlitu zmierzona w kierunkach równoległym do kierunku walcowania oraz prostopadłym do kierunku walcowania

Material	HV 0,01 perlit	HV 0,01 ferryt
C45 normalizowana kierunek równoległy	60	42
C45 normalizowana kierunek prostopadły	59	39
C45 wyżarzana zupełnie kierunek równoległy	49	32
C45 wyżarzana zupełnie kierunek prostopadły	52	28
C45 stan dostawy kierunek równoległy	55	36
C45 stan dostawy kierunek prostopadły	65	43

3. STANOWISKO BADAWCZE ORAZ PRZEBIEG BADAŃ

3.1. STANOWISKO BADAWCZE

Badania przeprowadzono na prototypowej mikrofrezarce (rys. 2) zbudowanej w Centrum Mechatroniki Zachodniopomorskiego Uniwersytetu Technologicznego w Szczecinie [1, 6].



Rys. 2. Widok prototypowej mikrofrezarki wykorzystanej w badaniach

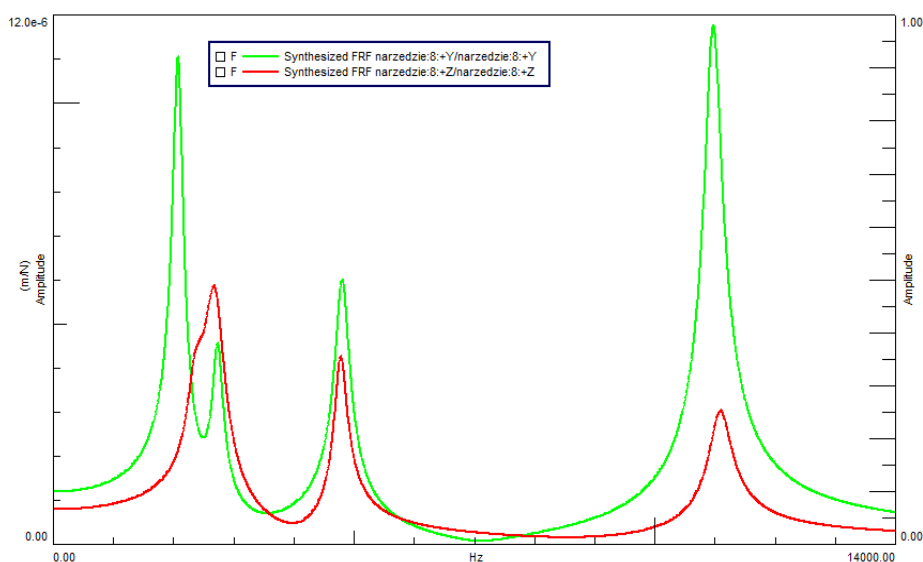
Mikrofrezarka została wyposażona w akcelerometry *PCB Piezotronics 356A01* zamontowane zarówno na wrzecionie jak i na przedmiocie obrabianym. Ze względu na dominujące drgania narzędzia w niniejszym opracowaniu przedstawiono wyniki pochodzące z akcelerometrów zamontowanych na wrzecionie. Przedmiot obrabiany został zamontowany na trójosiowym siłomierzu *Kistler 9256C1*. Do akwizycji danych wykorzystano system pomiarowy *NationalInstruments PXI* wyposażony w karty przetworników analogowo cyfrowych umożliwiającą próbkowanie danych z częstotliwością 200 kHz.

3.2. TESTY IMPULSOWE

W celu poznania dynamiki narzędzia zamocowanego we wrzecionie mikrofrezarki przeprowadzono testy impulsowe. Najistotniejsza jest funkcja przejścia narzędzia na jego wierzchołku, mająca największy wpływ na dynamikę procesu mikrofrezowania.

Ze względu na bardzo małe wymiary narzędzia (średnica 1 mm) niemożliwe jest bezpośrednie uderzenie młotkiem wierzchołka narzędzia. Dlatego postanowiono dokonać uderzenia młotkiem impulsowym w punkcie możliwie najbliższym wierzchołka narzędzia. Małe wymiary narzędzia uniemożliwiają zamontowanie na nim akcelerometru, z tego względu do pomiaru odpowiedzi narzędzia wykorzystano wibrometr laserowy *Polytec PSV-400*. Do wzbudzenia narzędzia wykorzystano młotek impulsowy *PCB 086E80*. Pomiaru odpowiedzi impulsowej dokonano za pomocą urządzenia *LMS SCADAS III*. Funkcja przejścia na wierzchołku narzędzia została wyznaczona z wykorzystaniem syntezy modalnej przy pomocy

oprogramowania *LMS TestLab*. Wykorzystano algorytm *LMS PolyMAX* do wyznaczenia najważniejszych postaci drgań. Funkcje przejścia wierzchołka narzędzia w kierunkach X i Y przedstawiono na rys. 3.



Rys. 3. Przebiegi funkcji przejścia na wierzchołku narzędzia otrzymane za pomocą syntezy modalnej

3.3. PRZEBIEG EKSPERYMENTU

Frezowanie przeprowadzono dla trzech różnych wielkości ziaren: po wyżarzaniu normalizującym, wyżarzaniu zmiękczającym oraz dla stanu stali w formie, w jakiej została dostarczona od producenta.

Frezowanie przeprowadzono narzędziem *Kyocera 2FESM010-025-04* o średnicy 1 mm. Parametry obróbki były następujące:


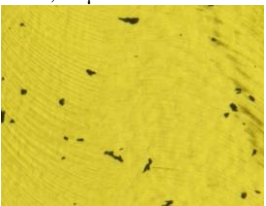
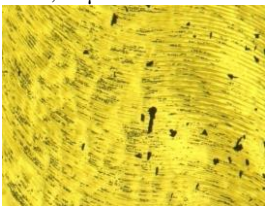
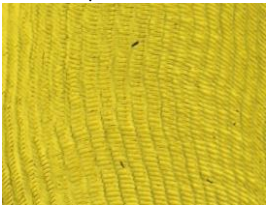

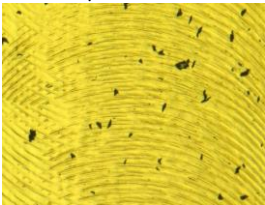
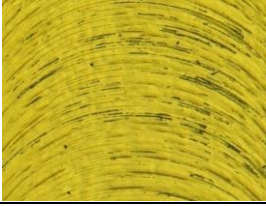
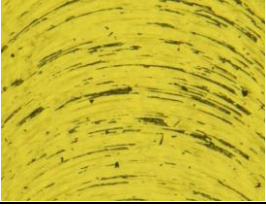
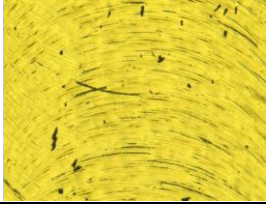
- prędkość obrotowa narzędzia: 30000 obr/min oraz 45000 obr/min,
- posuw na ostrze: 1, 2, 4 μm ,
- głębokość skrawania: 50 μm .

4. WYNIKI POMIARÓW

Po frezowaniu wykonano fotografie obrobionych powierzchni oraz dokonano pomiaru topografii powierzchni za pomocą mikroskopu konfokalnego *AltiSurf 520*. Widoki powierzchni po frezowaniu oraz ich parametry chropowatości dla obróbki z prędkością obrotową narzędzia 30000 obr/min przedstawiono w tab. 3. Widoczne jest wyraźne powiązanie pomiędzy parametrami chropowatości oraz subiektywną jakością

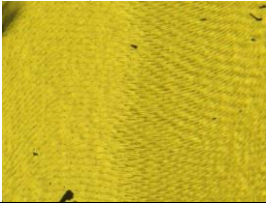
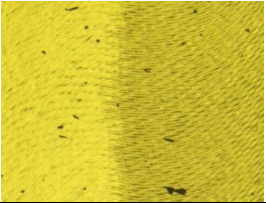
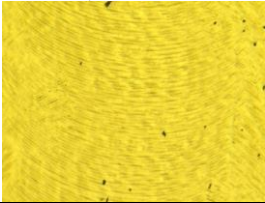
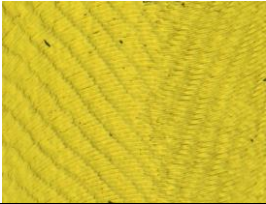
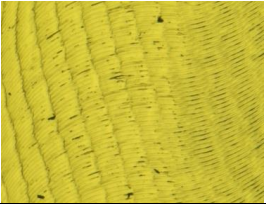
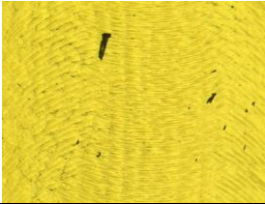
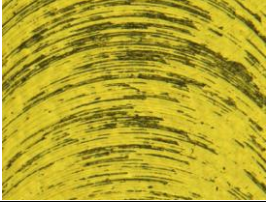
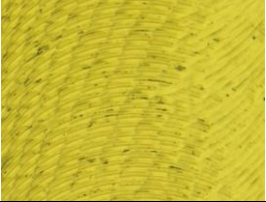
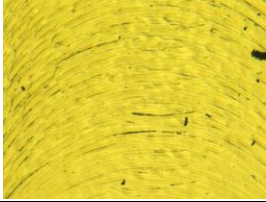
obrobionej powierzchni. Najgorszą jakość powierzchni otrzymano dla największego posuwu na ostrze. Ze względu na obróbkę cieplną największą chropowatość mają powierzchnie po obróbce materiału w stanie dostawy. Najlepsze parametry chropowatości otrzymano dla wyżarzania zupełnego.

Tabela 3. Widoki powierzchni po frezowaniu oraz ich parametry chropowatości dla prędkości obrotowej narzędzia 30000 obr/min

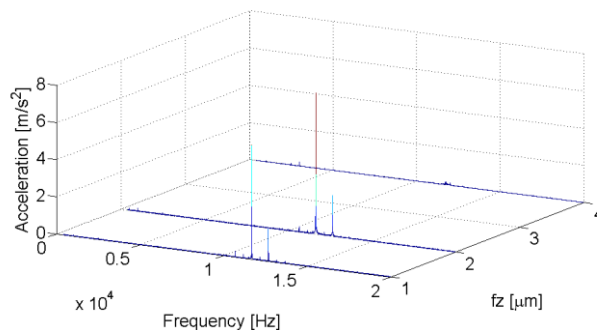
Posuw na ostrze	Normalizowana	Wyżarzana zupełnie	Stan dostawy
fz=1 μm	Sa=0,065 μm Sz=1,30 μm 	Sa=0,045 μm Sz=0,66 μm 	Sa=0,073 μm Sz=0,66 μm 
fz=2 μm	Sa=0,071 μm Sz=1,30 μm 	Sa=0,050 μm Sz=0,56 μm 	Sa=0,061 μm Sz=0,56 μm 
fz=4 μm	Sa=0,11 μm Sz=2,20 μm 	Sa=0,082 μm Sz=2,18 μm 	Sa=0,086 μm Sz=1,85 μm 

Parametry chropowatości oraz widoki powierzchni po obróbce dla prędkości obrotowej narzędzia wynoszącej 45000 obr/min przedstawiono w tab. 4. Najgorszą jakość, podobnie jak dla mniejszej prędkości obrotowej mają powierzchnie stali normalizowanej. Najlepszą jakość otrzymano dla stali w stanie dostawy, jednak różnica pomiędzy stanem dostawy a wyżarzaniem zupełnym nie jest duża.

Tabela 4. Widoki powierzchni po frezowaniu oraz ich parametry chropowatości dla prędkości obrotowej narzędzia 45000 obr/min

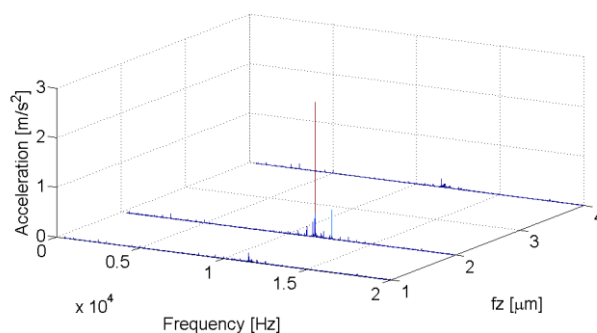
Posuw na ostrze	Normalizowana	Wyżarzana zupełnie	Stan dostawy
fz=1 μm	Sa=0,090 μm Sz=1,22 μm 	Sa=0,079 μm Sz=0,76 μm 	Sa=0,070 μm Sz=0,62 μm 
fz=2 μm	Sa=0,083 μm Sz=1,79 μm 	Sa=0,065 μm Sz=0,77 μm 	Sa=0,064 μm Sz=0,63 μm 
fz=4 μm	Sa=0,14 μm Sz=2,14 μm 	Sa=0,074 μm Sz=0,90 μm 	Sa=0,085 μm Sz=1,24 μm 

Na rys. 4 przedstawiono przebiegi szybkiej transformaty Fouriera (FFT) sygnałów przyspieszeń z czujnika umieszczonego na wrzecionie mikrofrezarki, dla stali normalizowanej i prędkości obrotowej narzędzia wynoszącej 30000 obr/min. Widoczne jest wyraźnie powstanie drgań dla posuwu na ostrze wynoszącego 1 oraz 2 μm . Otrzymany wynik jest zgodny z obrazami powierzchni, gdzie dla tych powierzchni są wyraźnie widoczne ślady drgań.



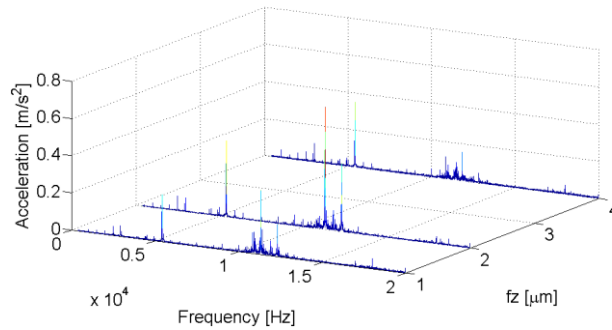
Rys. 4. Przebiegi szybkiej transformaty Fouriera sygnałów przyspieszeń dla prędkości obrotowej narzędzia 30000 obr/min dla stali normalizowanej

Przebiegi szybkiej transformaty Fouriera sygnałów przyspieszeń dla stali wyżarzanej zupełnie i prędkości obrotowej narzędzia 30 000 obr/min przedstawiono na rys. 5. Widoczne jest powstanie drgań dla posuwu na ostrze $2 \mu m$. Podobnie jak dla stali normalizowanej występuje zgodność między sygnałami przyspieszeń a fotografiami powierzchni, na których widoczne są ślady powstałych drgań.



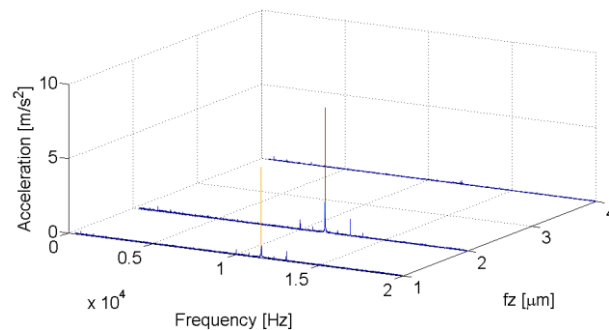
Rys. 5. Przebiegi szybkiej transformaty Fouriera sygnałów przyspieszeń dla prędkości obrotowej narzędzia 30000 obr/min dla stali wyżarzanej zupełnie

Przebiegi szybkiej transformaty Fouriera sygnałów przyspieszeń dla stali w stanie dostawy i prędkości obrotowej narzędzia 30000 obr/min przedstawiono na rys. 6. Widoczne jest powstanie drgań dla wszystkich wartości posuwu na ostrze narzędzia, jednak amplitudy drgań są dużo niższe niż dla pozostałych dwóch rodzajów obróbki cieplnej. Pomimo mniejszej amplitudy drgań jakość obrobionej powierzchni jest dużo gorsza niż dla stali wyżarzanej zupełnie.

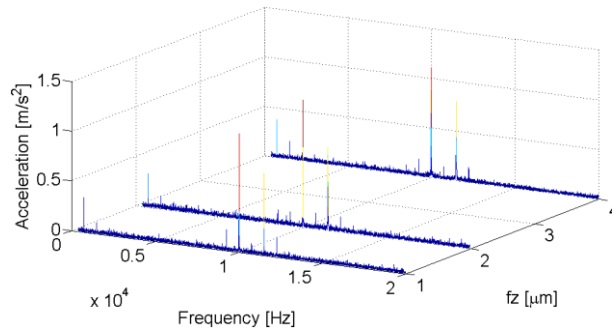


Rys. 6. Przebiegi szybkiej transformaty Fouriera sygnałów przyspieszeń dla prędkości obrotowej narzędzia 30000 obr/min dla stali w stanie dostawy

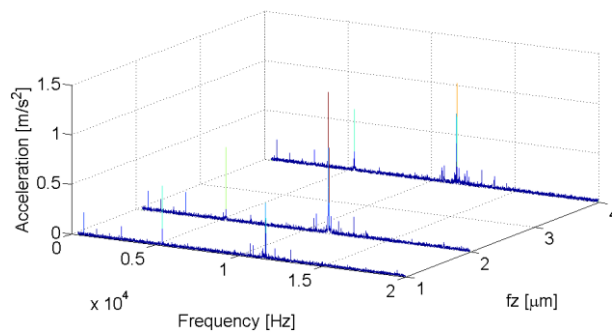
Przebiegi szybkiej transformaty Fouriera sygnałów przyspieszeń dla prędkości obrotowej narzędzia 45000 obr/min przedstawiono na rys. 7-9. Największe amplitudy przyspieszeń występują dla wartości posuwu na ostrze wynoszącego 1 i 2 μm dla stali normalizowanej. W pozostałych dwóch przypadkach (stal wyżarzana zupełnie oraz w stanie dostawy), wartości amplitud drgań są o rząd wielkości mniejsze. Podobnie jak w poprzednich przypadkach tu również występuje zgodność pomiędzy sygnałami przyspieszeń a wyglądem obrobionych powierzchni.



Rys. 7. Przebiegi szybkiej transformaty Fouriera sygnałów przyspieszeń dla prędkości obrotowej narzędzia 45000 obr/min dla stali normalizowanej



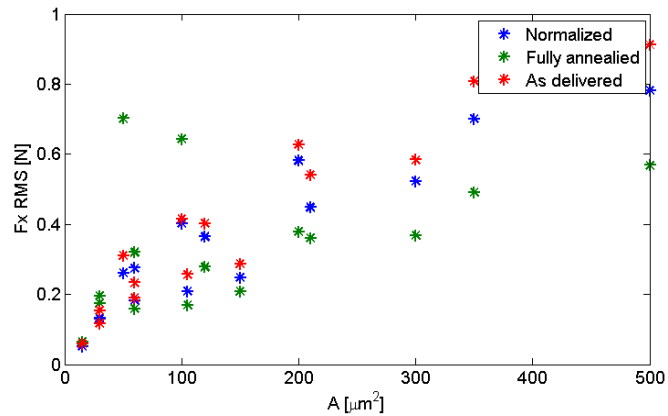
Rys. 8. Przebiegi szybkiej transformaty Fouriera sygnałów przyspieszeń dla prędkości obrotowej narzędzia 45000 obr/min dla stali wyżarzanej zupełnie



Rys. 9. Przebiegi szybkiej transformaty Fouriera sygnałów przyspieszeń dla prędkości obrotowej 45000 obr/min dla stali w stanie dostawy

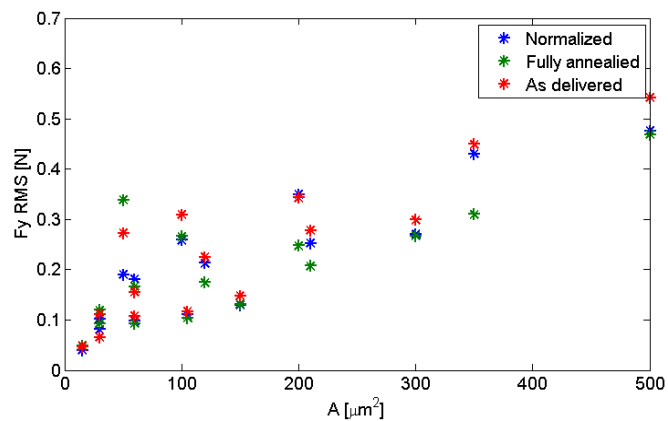
5. WPŁYW STRUKTURY WEWNĘTRZNEJ NA SIŁY SKRAWANIA

W celu poznania wpływu rozmiaru ziarna materiału siły skrawania postanowiono porównać wartość skuteczną (RMS) sił skrawania dla każdego z trzech kierunków: posuwowego (X), prostopadłego do posuwu (Y), i osiowego (Z). Wartości skuteczne siły skrawania w kierunku posuwowym przedstawiono na rys. 10. Widoczny jest znaczny rozrzut wartości sił skrawania, brak wyraźnie wyższych czy niższych sił skrawania dla któregoś z rodzajów obróbki cieplnej.



Rys. 10. Wartości skuteczne sił skrawania w kierunku posuwu (X) odniesione do pola powierzchni skrawanej

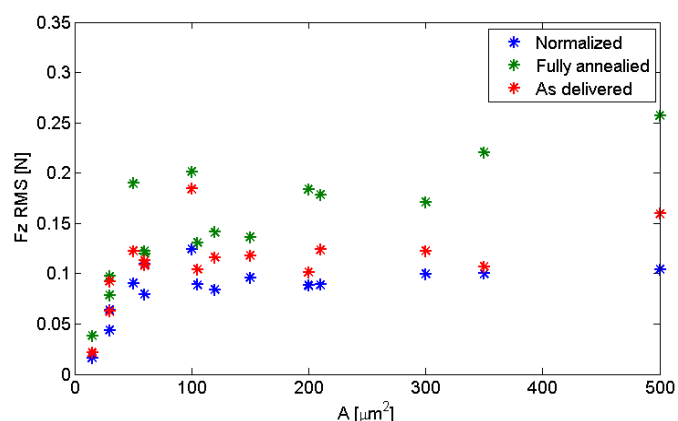
Wartości skuteczne sił skrawania w kierunku prostopadłym do posuwowego przedstawiono na rys. 11. Podobnie jak dla kierunku posuwowego widoczny jest znaczny rozrzut wartości sił skrawania oraz brak wyraźnie wyższych czy niższych sił skrawania dla któregoś z rodzajów obróbki cieplnej.



Rys. 11. Wartości skuteczne sił skrawania w kierunku prostopadłym po kierunku posuwu (Y) odniesione do pola powierzchni skrawanej

Na rys. 12 przedstawiono wartości skuteczne sił skrawania w kierunku osiowym. Można zaobserwować, że największe wartości sił skrawania występują dla stali po wyżarzaniu zupełnym natomiast najmniejsze po normalizowaniu. Największa wartość

sił skrawania występująca dla stali wyżarzanej zupełnie może być spowodowana najmniejszą twardością materiału i największymi odkształceniami elastycznymi materiału przedmiotu obrabianego po wyżarzaniu zupełnym.



Rys. 12. Wartości skuteczne sił skrawania w kierunku osiowym (Z) odniesione do pola powierzchni skrawanej

3. PODSUMOWANIE

Największe amplitudy drgań wystąpiły dla stali normalizowanej, która miała najmniejsze ziarno. Jednocześnie największe amplitudy drgań nie zawsze muszą oznaczać najgorszą powierzchnię z punktu widzenia parametrów chropowatości. Może to być spowodowane tym, że drgania występują głównie w kierunkach prostopadłych do osi narzędzia (X, Y), natomiast są dużo mniejsze w kierunku osi narzędzia (Z). Najlepszą jakość powierzchni obrabianej otrzymano dla wyżarzania zupełnego w przypadku obróbki z prędkością obrotową freza 30000 obr/min. Dla większej prędkości obrotowej freza wynoszącej 45000 obr/min najlepszą jakość otrzymano dla obróbki stali w stanie dostarczonym przez producenta, jednak różnica pomiędzy wyżarzaniem zupełnym a stanem dostawy jest nieznaczna.

Badania potwierdziły wstępowanie drgań tylko dla najmniejszych wartości posuwu na ostrze narzędzia. Obecnie nie zaobserwowano powiązania między wielkością ziaren materiału a amplitudą sił skrawania. Można stwierdzić jedynie, że twardość ziaren wpływa na wartość sił skrawania w kierunku osiowym. Dla ziaren o największej twardości występuje najmniejsza osiowa siła skrawania, natomiast dla ziaren o najmniejszej twardości siła jest największa

LITERATURA

- [1] BROEL-PLATER B., WASZCZUK P., KOBYŁKIEWICZ A., *System diagnostyki procesu mikroskrawania*, W: Napędy i sterowanie, nr 6/2011, 32-35.
- [2] DUCOBU F., FILIPPI E., RIVIÈRE-LORPHEVRE 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., KOCHMAŃSKI P., POWAŁKA B., *Workpiece Grain Size Influence on the Vibration in Micro-milling*, W: Modern Methods of Construction Design, 2014, 583-588
- [5] MATUSZAK M., KOCHMAŃSKI P., POWAŁKA B., *Chatter stability investigation in micro-milling*, W: Journal of Machine Engineering, 2013, vol. 13, no. 2, 36-45 2014
- [6] 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
- [7] 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
- [8] 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 , vol. 62, issue 4, 1996, 327–330

KIERUNKI ROZWOJU ZINTEGROWANYCH SYSTEMÓW MONITOROWANIA PROCESÓW OBRÓBKI SKRAWANIEM

Przemysław OBORSKI¹

1. WPROWADZENIE

Stale rosnące wymagania stawiane przed firmami produkcyjnymi, takie jak konieczność produkowania coraz bardziej zaawansowanych i skomplikowanych wyrobów, wykorzystywanie zaawansowanych trudno obrabialnych materiałów, miniaturyzacja, konieczność obniżania kosztów, rosnące ryzyko techniczne i biznesowe wymagać będą powszechniejszego stosowania monitorowania i nadzoru procesów skrawania oraz obrabiarek. [1] Funkcje zaawansowanego monitorowania będą musiały być coraz bardziej integrowane nie tylko z układami sterowania maszyn i obrabiarek, ale również ze sterowaniem systemami wytwarzania oraz z systemami informatycznymi działającymi na poziomie zarządzania przedsiębiorstwem. [2] Informacje pochodzące z układów monitorowania i diagnostyki powinny być wykorzystywane do optymalizacji procesów obróbkowych w tym procesów obróbki skrawaniem oraz powinny umożliwiać automatyczne nadzorowanie procesu wytwarzania, maszyny i parametrów produkowanych części. Rozwój systemów IT na poziomie zarządzania produkcją, zakładem oraz łańcuchem dostaw umożliwia obecnie pełną integrację przepływu informacji. Funkcje zarządzania produkcją oraz analizy danych mogą być prowadzone niezależnie od lokalizacji geograficznej. Nadal jednak istotnym problemem jest włączenie do zintegrowanego systemu danych pochodzących bezpośrednio z maszyn i procesów obróbkowych. [3] Wynika to ze specyfiki zadań i systemów sterowania i monitorowania. Skuteczna realizacja złożonych zadań monitorowania i nadzoru oraz ich integracja z systemami działającymi na poziomie zarządzania napotyka problemy. Jednym z najważniejszych jest terminowe, uzyskanie rzetelnych informacji na temat stanu procesu i maszyn.

¹ Politechnika Warszawska, Wydział Inżynierii Produkcji, Instytut Technik Wytwarzania, 02-524 Warszawa, ul Narbutta 86

Innym jest analiza uzyskanych danych w celu zdiagnozowania pojawiających się problemów. Problemy te wynikają z szybkozmienności procesów obróbki wymagających bardzo częstego próbkowania generującego ogromne ilości danych, braku standardów w zakresie budowy układów monitorowania, komunikacji, przetwarzania danych oraz nie dostosowania scentralizowanych układów IT do specyfiki monitorowania i sterowania procesów wytwarzania.

W artykule przedstawiono najważniejsze kierunki rozwoju systemów monitorowania i nadzoru procesów obróbki skrawaniem. Analizę wykonano z punktu widzenia poziomu zarządzania produkcją, bez wnikania w bardzo istotne, aczkolwiek szczegółowe przypadki poszczególnych układów monitorowania. Dla obszarów kluczowych, z punktu widzenia integracji systemów monitorowania z systemami sterowania i kierowania produkcją dokonano pogłębionej analizy kierunków rozwoju niezbędnych do efektywniejszego zarządzania procesami produkcyjnymi.

2. INTEGRACJA SYSTEMÓW MONITOROWANIA Z SYSTEMAMI ZARZĄDZANIA

Patrząc z punktu widzenia realizacji zleceń produkcyjnych jednym z najistotniejszych problemów związanych z zarządzaniem procesem produkcji wyrobów jest brak pełnej integracji informatycznej poziomu hali produkcyjnej z poziomami zarządzania. Niespotykanie szybki i konsekwentny rozwój technik przetwarzania informacji, wsparty ostatnio coraz powszechniejszym wykorzystaniem chmur obliczeniowych doprowadził do pełnej integracji przepływu informacji w ramach firm i całych koncernów. Obecnie wdrażane są rozwiązania B2B (Business to Business) mające na celu efektywną integrację przepływu informacji pomiędzy firmami w ramach tak zwanego łańcucha dostaw, obejmującego wszystkich dostawców części i podzespołów oraz zakłady montażu końcowego. [4] Zintegrowane systemy zarządzania przedsiębiorstwami pozwalają na analizowanie z dokładnością co do minut na przykład pracy wykonanej przez danego pracownika pracującego na innym kontynencie, lub przepływu materiałów w dowolnie wybranym zakładzie produkcyjnym koncernu. Podobnie wygląda sytuacja w przypadku zarządzania produkcją procesową. Systemy IT najczęściej bazujące na aplikacjach SCADA pozwalają na pełny wgląd w aktualny stan produkcji oraz w jej historię. [5] Z tego punktu widzenia widać jak duże są zaległości w zakresie integracji produkcji dyskretniej, w tym w szczególności systemów obróbkowych i procesów obróbki skrawaniem. W zdecydowanej większości firm przepływ informacji na poziomie systemów wytwarzania bazuje na zleceniach i raportach papierowych, lub na nisko zaawansowanych aplikacjach, do których dane wprowadzane są ręcznie przez pracowników. Jednym z głównych powodów tej sytuacji jest problem z implementacją efektywnych systemów monitorowania procesów obróbkowych oraz ich integracją z zintegrowanymi systemami informatycznymi działającymi na

poziomie zarządzania przedsiębiorstwem. [6] W celu poprawy efektywności zarządzania produkcją dyskretną wdraża się coraz częściej tak zwane systemy MES (ang. Manufacturing Execution Systems) pozwalające na zarządzanie realizacją poszczególnych zleceń. [7] Jednak również te systemy zmniejszające dystans pomiędzy zintegrowanym przetwarzaniem danych na poziomie zarządzania firmą a poziomem hali produkcyjnej nie mogą być zasilane danymi bezpośrednio z produkcji z powodu braku integracji z systemami monitorowania. W sytuacji tej kolejnym ważnym krokiem rozwoju w zakresie efektywnego zarządzania produkcją z wykorzystaniem systemów informatycznych jest powszechniejsza implementacja systemów monitorowania, w szczególności trudnych do nadzoru procesów skrawania oraz ich integracja w spójny system mogący współpracować z systemami informatycznymi zarządzania produkcją. [6]

Tabela. Potencjalne kierunki rozwoju systemów monitorowania procesów obróbki skrawaniem z punktu widzenia zarządzania systemem wytwarzania

Kierunek rozwoju	Opis możliwości i niezbędnych działań
Integracja rozproszonych układów monitorowania w jeden system	Łączenie układów monitorujących pojedyncze maszyny i procesy w jeden system umożliwiający wykorzystanie efektu synergii oraz pełną integrację poziomu systemu wytwarzania z poziomem zarządzania. Integracja wymaga budowy rozproszonych systemów informatycznych współpracujących z odpowiednio rozwiniętymi układami monitorowania.
Integracja monitorowania z systemami zarządzania produkcją oraz zarządzania łańcuchem dostaw	Połączenie systemów monitorowania z poziomem sterowania i zarządzania, a w dalszej kolejności z zarządzaniem łańcuchem dostaw, umożliwi efektywniejsze planowanie i zarządzanie realizacją produkcji. Obecnie jedynymi w praktyce niezintegrowanymi elementami systemu produkcyjnego są procesy wytwarzania, jednym z powodów jest brak możliwości integracji monitorowania ich działania.
Rozwój układów technicznych systemów monitorowania	Rozwój czujników, w tym wielozadaniowych inteligentnych mikroczytników, kart i układów mikroprocesorowych analizy danych, bezprzewodowej transmisji danych, itp. w celu zwiększenia efektywności, wydajności i funkcjonalności systemów monitorowania. Modularyzacja i standaryzacja układów pozwalająca na łatwe, szybkie i niedrogi konfigurowanie układów monitorowania dostosowanych do aktualnych potrzeb.
Rozwój oprogramowania układów monitorowania	Rozwój oprogramowania układów monitorowania w kierunku umożliwienia budowy modułowej bazującej na standardowych rozwiązaniach, łatwo dostosowywalnych do aktualnych potrzeb. Opracowanie uniwersalnej, modułowej wielowarstwowej architektury oprogramowania bazującej na niezależnych, współpracujących ze sobą agentach realizujących określone funkcje i zadania, łatwo konfigurowalne i dostosowywane do aktualnych potrzeb.
Integracja funkcji monitorowania ze sterowaniem CNC	Sterowanie CNC wykorzystuje pomiary ruchu, napędów i innych podzespołów obrabiarek. Integracja sterowania CNC z monitorowaniem umożliwiłaby dostęp do danych układu sterowania upraszczając tym samym pozyskiwanie części danych. Pozwoliłaby, także uwzględnić podczas sterowania bieżące informacje o procesie obróbkowym oraz wyeliminowała konieczność budowania

	dodatkowych układów zastępując je jednym odpowiedzialnym za sterowanie i monitorowanie.
Optymalizacja on-line i of-line	Integracja funkcji monitorowania i sterowania może pozwolić na przeprowadzanie bieżących optymalizacji procesu obróbki, dostosowując parametry obróbki do aktualnego stanu procesu. Integracja może pozwolić na przeprowadzanie optymalizacji of-line procesów technologicznych. Na bazie pomiarów realizacji obróbki mogą być wykonywane optymalizacje ścieżek narzędzi, strategii i parametrów obróbki procesów, które będą realizowane w przyszłości.
Miniaturyzacja układów, rozwój nowych metod monitorowania	Miniaturyzacja czujników, układów przygotowania i analizy sygnałów pozwoli na implementację układów monitorowania na szerszą skalę, zmniejszy koszty oraz umożliwi instalację czujników bliżej monitorowanego obszaru, np. w narzędziach, oprawkach, uchwytach, podzespołach maszyn, w przedmiotach obrabianych. Rozwój nowych metod monitorowania powinien pozwolić na zwiększenie elastyczności układów monitorowania, umożliwienie efektywnego nadzorowania zmieniających się procesów w tym również realizacji obróbek jednostkowych.
Dalszy rozwój sztucznej inteligencji, analizy sygnałów i podejmowania decyzji	Implementacja metod sztucznej inteligencji (AI) mająca za zadanie pomoc w diagnozowaniu problemów oraz podejmowaniu decyzji sterujących. Rozwój metod AI w kierunku uniwersalizacji i zwiększenia elastyczności układów monitorowania w celu między innymi umożliwienia nadzorowania obróbek krótkich serii, lub pojedynczych sztuk, obróbki różnymi narzędziami, zmiennymi parametrami, itp.
Nadzór nad obróbką prowadzący do ograniczenia liczby pomiarów przedmiotu	Rozwój systemów monitorowania oraz opracowanie metod analizy danych bazujących na porównywaniu danych z monitorowania z danymi wzorcowymi w celu identyfikacji potencjalnych odchyleń od oczekiwanych właściwości przedmiotu obrabianego: wymiarów, chropowatości, twardości, struktury materiału, itp.
Historia obróbki poszczególnych przedmiotów	Rozwój i integracja układów monitorowania połączone z opracowaniem struktur danych powiązanych z poszczególnymi przedmiotami obrabianymi z zadaniem przechowywania danych historycznych opisujących przebieg powstawania danej części.

3. INTEGRACJA SYSTEMÓW MONITOROWANIA Z UKŁADAMI STEROWANIA

Badania prowadzone w obszarze rozwoju systemów monitorowania coraz częściej dotyczą kompleksowych systemów integrujących funkcje monitorowania i diagnostyki ze sterowaniem CNC. [8] Systemy monitorowania mogą również uzyskiwać dostęp do sygnałów wewnętrznych układów sterowania numerycznego, takich jak obciążenie silnika, wielkości napięć zasilających oraz dodatkowo mierzonych sygnałów takich jak drgania, położenie elementów ruchomych, itp. [9] Prowadzone są również badania nad integracją różnych funkcji monitorowania w ramach jednego układu. Jednakże jak pokazuje analiza literatury obecnie nadal większość układów monitorowania jest opracowywana i implementowana jako

lokalne niezależne od siebie systemy. [10] Przykładem tego typu rozwiązań mogą być układy monitorowania, diagnostyki i nadzoru procesów skrawania, odkształceń termicznych, czy drgań obrabiarki. Systemy te są coraz bardziej zaawansowane, wykorzystują sztuczną inteligencję oraz zaawansowaną analizę sygnałów, jednak nadal dotyczą one nadzoru określonego, wybranego problemu. Pozyskiwane dane są wykorzystywane do nadzoru, lub częściej stanowią informacje dla operatora, który ostateczną decyzję o wymaganej akcji musi podjąć samodzielnie, korzystając ze wsparcia układu monitorująco-diagnostycznego. [11] Integracja systemów monitorowania z układami sterowania powinna pozwolić na automatyczne wykorzystanie informacji o stanie procesu, narzędzi i przedmiotu do optymalizacji procesu obróbki. Powinna ona umożliwić zwiększenie funkcjonalności układów sterowania, dać możliwość ich modułowej rozbudowy pod kątem aktualnych potrzeb i realizowanych procesów, a także obniżyć koszty implementacji układów nadzoru oraz upowszechnić ich stosowanie. [12] Przykładem komercyjnego układu integrującego monitorowanie procesu obróbki skrawaniem, monitorowanie stanu maszyny oraz dane pochodzące z systemu zarządzania jest CELOS opracowany przez firmę DMG/MORI SEIKI zaprezentowany po raz pierwszy na targach EMO 2013. [13] Jego celem jest dostarczenie operatorowi obrabiarki informacji o zleceniu przeznaczonym do realizacji. Informacje te pochodzą z systemu MES odpowiedzialnego za zarządzanie zleceniami produkcyjnymi. Z drugiej strony system połączony z układem sterowania umożliwia pozyskiwanie danych dotyczących parametrów obróbki, czasów oraz danych dotyczących poprawności pracy maszyny. Realizacja techniczna systemu CELOS bazuje na dedykowanym układzie komputerowym wyposażonym w ciekłokrystaliczny ekran dotykowy, który jest zintegrowany z układem sterowania obrabiarką zarówno pod kątem przepływu informacji jak również poprzez instalację bezpośrednio przy pulpicie sterującym maszyny.

4. OPTYMALIZACJA ON-LINE I OF-LINE

Rozwój systemów komputerowych i układów elektronicznych w praktyce umożliwia już obecnie wykorzystanie pozyskiwanych danych do prowadzonej on-line optymalizacji parametrów obróbkowych. [14] W praktyce jednak zastosowanie tego typu rozwiązań w powszechnej obecnie wysokozmiennej produkcji, różnych rodzajów przedmiotów jest bardzo trudne i często nieopłacalne. Dane z układów monitorowania powinny być również archiwizowane stanowiąc zapis historii produkcji poszczególnych części. Na ich bazie byłoby możliwe przy współpracy z systemami CAM wykonywanie optymalizacji of-line procesów technologicznych oraz samych procesów obróbkowych, poprzez na przykład dobór lepszych strategii obróbki, narzędzi i parametrów.

5. OGRANICZENIE POMIARÓW WYKONYWANYCH CZĘŚCI

Monitorowanie wielkości fizycznych niosących informacje o stanie procesu obróbki, maszyny i przedmiotu obrabianego, gromadzenie pozyskiwanych danych oraz ich analizowanie mające na celu porównanie z odpowiednim wzorcem może potencjalnie pozwolić na ocenę powtarzalności i poprawności wykonania poszczególnych części. Analiza zmian parametrów poszczególnych sygnałów mogłaby umożliwić wnioskowanie co do poprawności realizacji obróbki, umożliwiając na przykład ograniczenie pomiarów parametrów geometrycznych (wymiały), fizycznych (np. twardość, struktura powierzchni), czy nawet chemicznych (np. zmiany składu chemicznego materiału po obróbce). W przypadku realizacji dłuższych serii produkcyjnych pomiary powyższych parametrów mogłyby być wykonywane jedynie w przypadku zidentyfikowania odchyleń występujących w procesie obróbki.

6. HISTORIA PRODUKCJI POSZCZEGÓLNYCH CZĘŚCI

Dane pozyskiwane przez układy monitorowania muszą być poddawane analizie w celu przygotowywania diagnoz aktualnego stanu procesu. Na podstawie informacji diagnostycznych, podejmowane są decyzje w sprawie ewentualnych działań korygująco-sterujących, które mogą być wykonywane automatycznie lub przez operatora. W opisany sposób działają standardowe, modelowe układy monitorowania. Jednakże z punktu widzenia efektywnego zarządzania procesem produkcyjnym informacje dotyczące stanu procesu, obrabiarki, części, wykryte problemy, decyzje i działania kontrolne powinny być przekazywane na bieżąco do zintegrowanych systemów zarządzania oraz archiwizowane. Dane przekazywane do systemów zarządzania w celu archiwizacji musiałyby być przygotowane w postaci odpowiednio uporządkowanych struktur przypisanych poszczególnym zamówieniom, stanowiąc historię ich realizacji. Historia ta powinna zawierać wyczerpujące informacje na temat wszystkich etapów obróbki danego przedmiotu. Analiza zarchiwizowanych danych pochodzących z monitorowania procesu produkcji poszczególnych części mogłaby pozwolić na określanie przyczyn usterek występujących w trakcie eksploatacji produktu, lub potencjalnych problemów, które mogą być wynikiem procesu produkcyjnego. Z kolei bieżąca analiza pozyskiwanych danych mogłaby umożliwić ograniczenie liczby pomiarów gotowych części w wyniku wnioskowania poprawności procesów obróbki. Pozyskiwanie, analizowanie i archiwizowanie danych z procesów wytwarzania jest szczególnie ważne w produkcji odpowiedzialnych i drogiej części, na przykład w przemyśle lotniczym, lub produkcji podzespołów dla energetyki. Przykładowo w 1997 r. sprawozdaniu AIA (AIA report Rotor Integrity Sub-Comitte) stwierdzono, że około 25% usterek silników lotniczych jest spowodowane przez nieprawidłowości w procesie produkcji. [15] Wraz ze stałym

rozwojem materiałów, procesów obróbkowych i rosnącym skomplikowaniem produktów, a także rozwojem metod przetwarzania i analizy danych, podejście to będzie miało coraz większe znaczenie również dla mniej skomplikowanych wyrobów wytwarzanych w innych gałęziach przemysłu.

Wymienione potencjalne obszary rozwoju systemów monitorowania i nadzoru związane są z integracją zadań monitorowania ze sterowaniem oraz zarządzaniem produkcją. Jak pokazują obecne badania i praktyka przemysłowa, obszar integracji przepływu informacji pomiędzy rozproszonymi aplikacjami monitorowania, stosowanymi w wybranych obszarach obróbki, a zintegrowanymi systemami operującymi na poziomie zarządzania wymaga szybkiego rozwoju. Jest on uzależniony od rozwoju samych układów monitorowania jak również od opracowania standardów wymiany danych oraz bazujących na nich rozwiązań informatycznych dopasowanych do specyfiki systemów wytwarzania.

7. PODSUMOWANIE

Przeprowadzona analiza stanu zagadnienia pokazuje konieczność integracji różnych aplikacji monitorowania procesów obróbki skrawaniem 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 rozwiązań informatycznych: systemach tworzonych w technologii klient-serwer, systemach SCADA oraz technologii wieloagentowej. Analiza oczekiwań firm produkcyjnych wskazuje, że najbardziej oczekiwanym przez przemysł jest zastosowanie sprawdzonych systemów SCADA. Systemy te jednak są dostosowane do nadzorowania i sterowania procesów produkcji ciągłej i procesowej. W przypadku ich wykorzystania w obszarze monitorowania i nadzorowania procesów obróbki skrawaniem niezbędne są daleko idące zmiany i modyfikacje polegające na dodawaniu nowych zindywidualizowanych modułów przetwarzania danych. Z kolei najbardziej obiecujące są systemy wykorzystujące technologię wieloagentową. Jednak znajdują się one obecnie w sferze badań i z uwagi na brak ich praktycznej weryfikacji firmy produkcyjne będą obawiały się ich stosowania. [16]

LITERATURA

- [1] OBORSKI P., *Przemiany zachodzące w przedsiębiorstwach produkcyjnych*, Inżynieria Maszyn, R. 17, z. 1, 2012, Strona 7-16, ISSN 1426-708X.
- [2] CAMPOS J., *Development in the application of ICT in condition monitoring and maintenance*, Computers in Industry 60, 2009, p.1–20.
- [3] OBORSKI P., *Multiagent Shop Floor Control*, Advances in Manufacturing Science and Technology, Vol. 34, No 3, 2010, p. 61-72.
- [4] VARGOA, S. L., LUSCHB R.F., i inni, *B2B...and beyond: Toward a systems perspective of the market*, Industrial Marketing Management, Volume 40, Issue 2, February 2011, p. 181–187.

- [5] BOYER S.A., *SCADA: Supervisory Control And Data Acquisition*, 4th Edition, ISA International Society of Automation, 2010.
- [6] OBORSKI P., *Integracja nadzoru procesu i obrabiarki w oparciu o zaawansowane systemy informatyczne*, *Mechanik*, Nr. 8-9/2013, s.411-418/714, ISSN 0025-6552.
- [7] MCCLELLAN M., *Introduction To Manufacturing Execution Systems*, MES Conference & Exposition, Baltimore, Maryland, 2001.
- [8] ATLURU S., HUANG S. H., SNYDER J. P., *A smart machine supervisory system framework*, *Int J Adv Manuf Technol* (2012) 58:563–572.
- [9] OLIVEIRA J.F., FERRAZ F., COELHO R.T., SILVA E.J., *Architecture for Machining Process and Production Based in Open CNC*, *Proceedings of IMechE Journal of Engineering Manufacture* 222(12), 2008, p.1605–1612.
- [10] TETI R., JEMIELNIAK K., O'DONNELL G., DORNFELD D., *Advanced monitoring of machining operations*, *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 59 (2010) 717–739.
- [11] OBORSKI P. *Developments in integration of advanced monitoring systems*, Artykuł w trakcie publikacji w *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, data zgłoszenia 12.2013.
- [12] SZULEWSKI P. *Możliwości komunikacji układu diagnostycznego ze sterownikiem obrabiarki CNC*, *Mechanik*, Nr. 8-9/2013, s.427-438/714.
- [13] HONCZARENKO J., SZULEWSKI P., *EMO 2013 – innowacje programowo-techniczne w obrabiarkach*, *Mechanik* 1/2014. p.17-21.
- [14] RIDWAN F., XU X., *Advanced CNC system with in-process feed-rate optimisation*, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, Volume 29, Issue 3, June 2013, Pages 12-20.
- [15] *Guidelines to Minimize Manufacturing Induced Anomalies in Critical Rotating Parts*, Office of Aviation Research and Development, U.S. Department of Transportation, Federal Aviation Administration, Washington 2006.
- [16] 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.

WPLYW MONTAŻU SZYN PROWADNICOWYCH NA WARSTWIE TWORZYWA EPY NA WARTOŚĆ AMPLITUDY I CZĘSTOTLIWOŚĆ DRGAŃ REZONANSOWYCH BADANEGO OBIEKTU

Tomasz OKULIK¹, Bartosz POWAŁKA¹, Krzysztof MARCHELEK¹

1. WSTĘP

Układ prowadnicowy w obrabiarkach skrawających do metali ma za zadanie zapewnić możliwość wzajemnego dokładnego ruchu elementów korpusowych maszyny. W przeszłości w obrabiarkach stosowane były w większości prowadnice ślizgowe [9]. Ostatnie trendy rozwojowe w budowie obrabiarek spowodowały, że w obrabiarkach skrawających do metali średniej wielkości, powszechnie stosuje się toczne układy prowadnicowe. Toczne układy prowadnicowe w porównaniu do stosowanych wcześniej prowadnic ślizgowych cechują się następującymi zaletami. Stałą wartością oporów ruchu niezależnie, od prędkości przemieszczających się elementów. Uproszczoną technologią montażu oraz pełną możliwością zamienności części układu prowadnicowego. Stosowanie tocznych układów prowadnicowych wyeliminowało występowanie zjawiska stick-slip [1], podczas ruchu z niewielką prędkością, które jest jedną z głównych wad prowadnic ślizgowych.

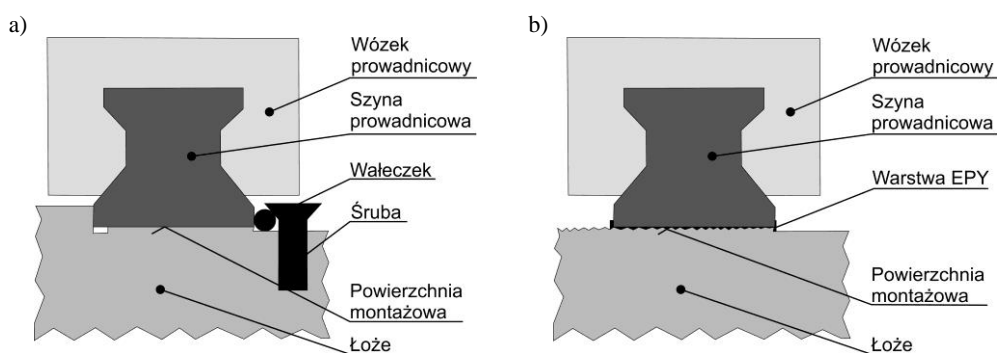
Wyspecjalizowani producenci tocznych układów prowadnicowych produkują je w typoszeregach wielkościowych [10, 11, 12], dzięki czemu konstruktor obrabiarki może dobrać prowadnicę o odpowiedniej sztywności do realizowanego projektu.

Oprócz wielu zalet stosowania tocznych układów prowadnicowych należy wymienić jedną ich wadę – układy te posiadają bardzo małe tłumienie [2]. Powstające podczas obróbki drgania wymuszone mogą przenosić się przez słabo tłumioną strukturę masowo-dyssypacyjno-sprężystą obrabiarki i powodować obniżenie jakości powierzchni przedmiotów obrabianych. Szczególnie istotne jest zapobieganie powstawaniu drgań samowzbudnych w systemie obrabiarka – proces skrawania [4].

¹ Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny w Szczecinie; Wydział Inżynierii Mechanicznej i Mechatroniki, Al. Piastów 19; 70-310 Szczecin

Generalnie dąży się do zwiększenia współczynnika tłumienia struktury MDS obrabiarki lub też stosuje się wyrafinowane techniki przeciwdziałania drganiom systemu O-PS [5, 6, 7].

W celu poprawy właściwości tłumiących układu przewodnicowego narodziła się idea zastosowania pomiędzy szyną przewodnicową, a łóżem obrabiarki specjalnej warstwy pośredniej. Jako warstwę pośrednią wybrano tworzywo montażowe EPY, które jest z powodzeniem stosowane w technice do posadawiania dużych konstrukcji [3]. Ponadto przewiduje się, że zastosowanie warstwy pośredniej w znacznym stopniu może uprościć technologię montażu szyn przewodnicowych. Na rys. 1a zaprezentowano schematycznie dotychczasowy sposób montażu tocznego układu przewodnicowego, zalecanego przez producentów układów przewodnicowych. Ta technologia montażu wymaga wykonania na elemencie korpusowym dokładnych, gładkościowych powierzchni montażowych, które ustalają podczas montażu szynę przewodnicową. W procesie produkcji układu korpusowego obrabiarki wykonanie dokładnych powierzchni montażowych, jest operacją czasochłonną i kosztowną. Wzrost kosztów wykonania powierzchni montażowych pod szyny przewodnicowe nabiera szczególnego znaczenia w przypadku elementów korpusowych o znacznej długości. W dalszej części pracy sposób montażu szyn przewodnicowych zgodnie z zaleceniem producenta układu przewodnicowego będzie nazywany montażem „bez EPY”.



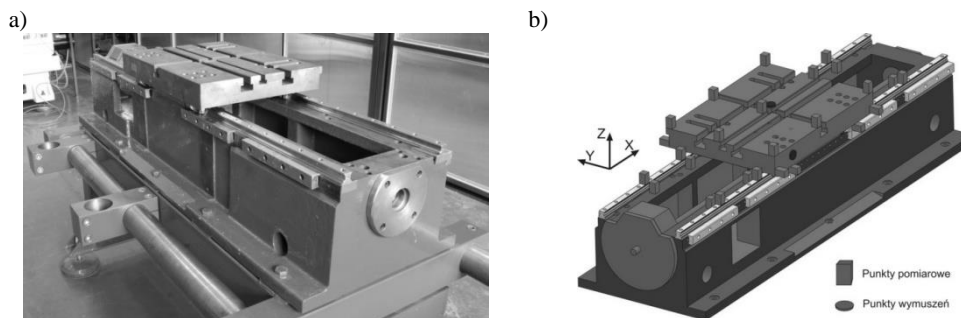
Rys. 1. Schemat montażu tocznego układu przewodnicowego: a) dotychczasowe rozwiązanie; b) nowy sposób montażu

Na rys. 1b pokazano schematycznie ideę montażu szyn przewodnicowych na cienkiej warstwie tworzywa EPY. Ponieważ w początkowym momencie montażu tworzywo EPY ma płynną konsystencję wypełniającą dokładnie wszelkie nierówności. Zaproponowano, że montaż układu przewodnicowego mógłby odbywać się na elemencie korpusowym, którego powierzchnie montażowe, zostały obrobione w sposób zgrubny. W dalszej części pracy ten sposób montażu szyn przewodnicowych nazywany będzie montażem „z EPY”.

Aby możliwe było szersze badanie możliwości posadawiania szyn przewodnicowych na warstwie tworzywa EPY, postanowiono przeprowadzić porównawcze badania doświadczalne wpływu zastosowania warstwy tworzywa EPY na właściwości dynamiczne przykładowego stolika frezarki. W przeprowadzonych badaniach postanowiono porównać także, wpływ warstwy tworzywa EPY na wielkość przemieszczeń względnych w okolicy punktu skrawania.

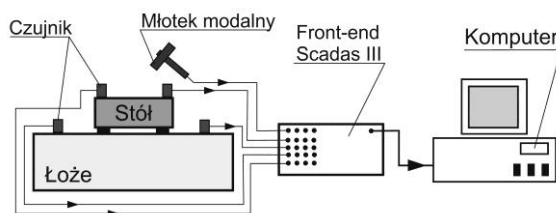
2. STANOWISKO POMIAROWE I PLAN BADAŃ

Doświadczalne sprawdzenie własności dynamicznych zaproponowanego sposobu montażu szyn przewodnicowych na warstwie tworzywa EPY postanowiono przeprowadzić na przykładzie modelu stolika frezarki znajdującego się na wyposażeniu Instytutu Technologii Mechanicznej.



Rys. 2. a) Widok stanowiska badawczego; b) Rozmieszczenie punktów pomiarowych na badanym obiekcie

Na rys. 2a zaprezentowano widok stanowiska badawczego. Element korpusowy stanowiska posadowiony jest na stalowej ramie. Korpus i stolik wykonane są z żeliwa szarego. Stolik przemieszcza się po elemencie korpusowym na tocznych prowadnicach firmy Bosch-Rexroth. Montaż tocznych układów przewodnicowych został wykonany zgodnie z zaleceniem producenta układu przewodnicowego.



Rys. 3. Schemat stanowiska pomiarowego

Badania doświadczalne zrealizowano jako tzw. klasyczny test impulsowy. Stosowano aparaturę badawczą w postaci młotka modalnego firmy Kistler o czułości ok. 10 mV/N oraz czujników przyspieszeń

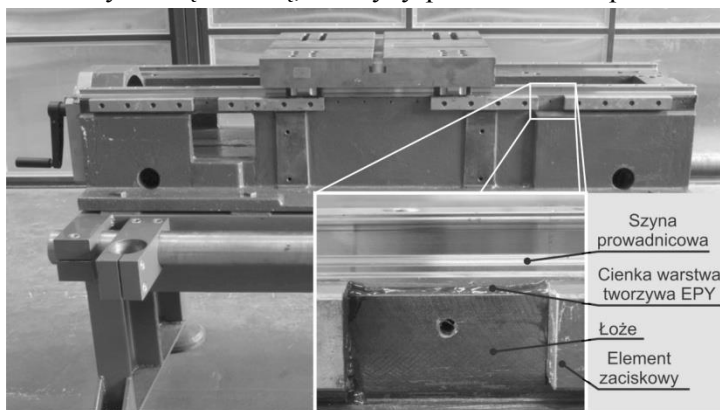
Pomiędzy szynami przewodnicowymi w osi symetrii znajduje się toczna śruba pociągowa. Podczas realizacji badań doświadczalnych stolik ustawiony był w środkowym położeniu względem elementu korpusowego.

firmy PCB o czułościach około 5 mV/m/s². Sygnały pomiarowe rejestrowano za pomocą urządzenia typu Front-End SCADAS III, wyposażonego w 24 bitowe przetworniki sigma delta oraz filtry antyaliasingowe. Na rys. 3 pokazano schemat stanowiska pomiarowego. Akwizycja sygnału oraz jego dalsze przetwarzanie zrealizowano w systemie Test Lab firmy LMS.

Na rys. 2b pokazano widok stanowiska badawczego z rozmieszczonymi na nim punktami pomiarowymi oraz punktami wymuszeń. W każdym z punktów pomiarowych mierzono odpowiedź w trzech ortogonalnych kierunkach, wymuszenie realizowano w dwóch punktach na dwóch kierunkach (Y i Z). Tak duża liczba punktów pomiarowych pozwoliła na dokładne odwzorowanie właściwości dynamicznych badanego obiektu. Do identyfikacji parametrów modelu modalnego użyto algorytmu Polymax [8].

Dynamiczne badania doświadczalne realizowane były w dwóch wariantach. W wariantcie pierwszym szyny przewodnicowe zostały zamontowane zgodnie z zaleceniami producenta układu przewodnicowego (bez EPY). Do zacisku szyn na bocznych powierzchniach oporowych zastosowano listwy zaciskowe. Główne śruby mocujące szyny przewodnicowe przykręcono momentem zalecanym przez producenta.

Drugi wariant badań doświadczalnych przeprowadzono na tym samym stanowisku badawczym z tą różnicą, że szyny przewodnicowe posadowiono na cienkiej warstwie



Rys. 4. Widok na szynę przewodnicową osadzoną na warstwie tworzywa EPY

tworzywa EPY. Drugi wariant badań, zrealizowany był po zakończeniu pomiarów dla pierwszego wariantu. Ze stanowiska badawczego zdemontowano stół oraz szyny przewodnicowe. Wszystkie otwory i powierzchnie zabezpieczono przed wpływaniem tworzywa EPY za pomocą

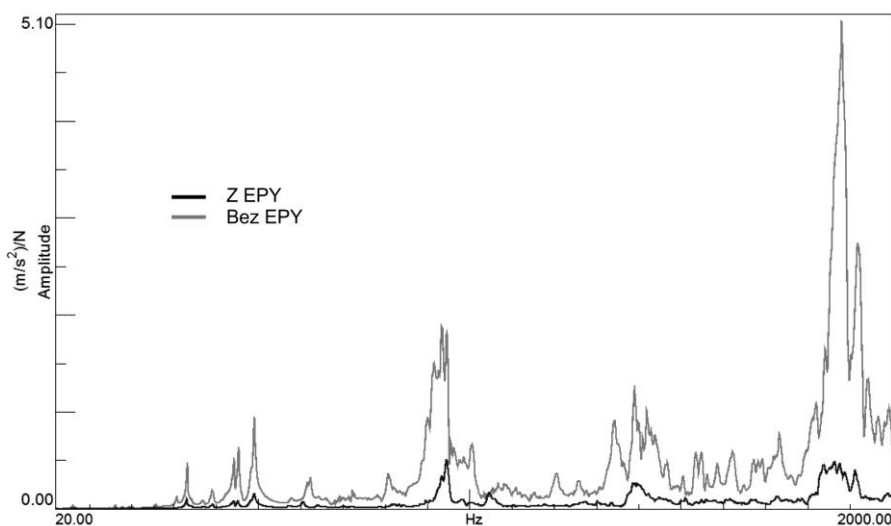
specjalnych podkładek. Na powierzchniach styku szyny przewodnicowej z elementem korpusowym została wylana cienka warstwa tworzywa EPY o wysokości ok. 2 mm. Następnie, na tak przygotowaną warstwę płynnego tworzywa EPY została zamontowana szyna przewodnicowa. Dokręcenie i ustalenie szyny przewodnicowej spowodowało wyciśnięcie nadmiaru tworzywa ze stykających się powierzchni. Warstwa tworzywa wypełniła wszelkie nierówności na powierzchni styku pomiędzy szyną przewodnicową, a elementem korpusowym. Na rys. 4 pokazano zbliżenie na szynę przewodnicową zamontowaną na warstwie tworzywa EPY. Przed przystąpieniem

do realizacji badań doświadczalnych odczekano do całkowitego utwardzenia się tworzywa przez okres, co najmniej 72 godzin. Po tym czasie zamontowano stół frezarki i ustawiono go w środkowym położeniu, jakie zajmował podczas realizacji badań dla pierwszego wariantu.

Realizację drugiego wariantu badań doświadczalnych przeprowadzono analogicznie, jak miało to miejsce w pierwszym etapie badań doświadczalnych. Podczas montażu zwrócono szczególną uwagę, na takie ustawienie elementów korpusowych, aby zachować powtarzalność warunków dla przeprowadzonych pomiarów.

3. WYNIKI

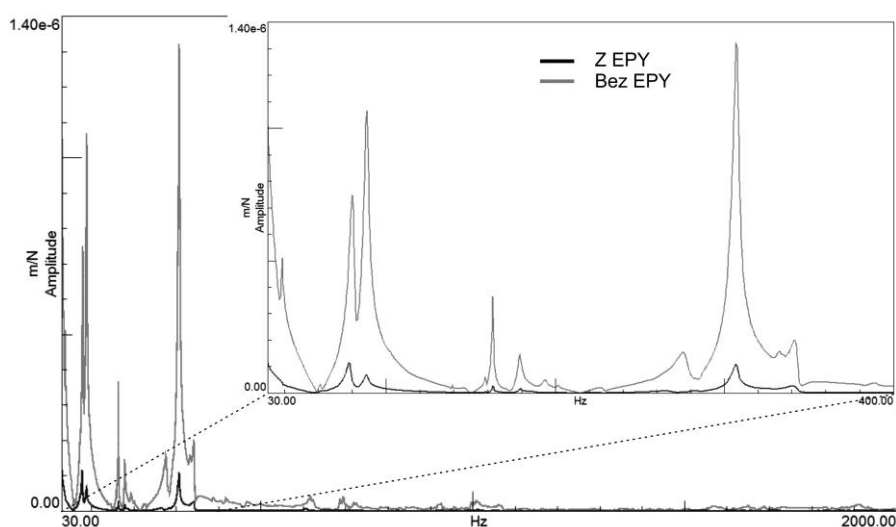
W wyniku przeprowadzonego eksperymentu otrzymano kilkaset charakterystyk, opisujących dynamikę obiektu, w postaci częstotliwościowych funkcji odpowiedzi (FRF). Graficzna prezentacja wszystkich charakterystyk jest bardzo kłopotliwa z uwagi na ich wielką liczbę.



Rys. 5. Funkcja *sumfzf* badanego obiektu dla wymuszenia realizowanego na kierunku Z

Na rys. 5 pokazano funkcję *sumfzf*, będącą uśrednieniem w dziedzinie częstotliwości wszystkich wyznaczonych funkcji FRF w przypadku wymuszenia obiektu na kierunku Z, przyjętego układu współrzędnych. Przedstawiony wykres pozwala jakościowo ocenić rozkład częstotliwości rezonansowych porównywanych obiektów. Na wykresie można zauważyć, że w zakresie częstotliwości od 20 do ok. 300 Hz zarejestrowane amplitudy przyspieszeń są na bardzo niskim poziomie. Powyżej tej granicy (300 Hz) zarejestrowane wartości amplitud przyspieszeń są

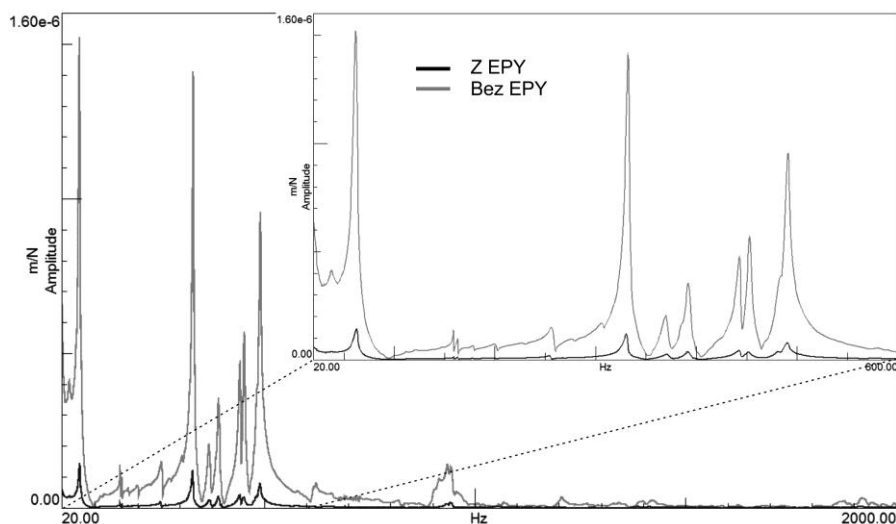
większe. Na wykresie można zauważyć, że dla kierunku Z otrzymane wartości amplitud w przypadku montażu szyn przewodnicowych na cienkiej warstwie tworzywa EPY są znacznie niższe niż dla tradycyjnego montażu szyn przewodnicowych. Największy spadek wartości amplitudy rezonansowej zaobserwowano dla częstotliwości 1880 Hz, zastosowanie warstwy tworzywa EPY do montażu szyn przewodnicowych obniżyło w tym przypadku amplitudę w rezonansie o 92% w stosunku do tradycyjnego sposobu montażu szyn przewodnicowych. Analizując przedstawiony wykres można zauważyć, że zastosowanie warstwy tworzywa EPY, nie zmieniło w znaczący sposób wartości częstotliwości rezonansowych badanego obiektu, a spowodowało jedynie zmniejszenie wartości amplitud.



Rys. 6. Charakterystyka amplitudowo-częstotliwościowa dla punktu pomiarowego w centrum stołu przy wymuszeniu i odpowiedzi na kierunku Y

Otrzymany podczas pomiarów sygnał przyspieszeń został dwukrotnie scałkowany, dzięki czemu otrzymano wartości amplitud w dziedzinie przemieszczeń. Dla pokazania wpływu zastosowania warstwy tworzywa EPY na wielkość przemieszczeń względnych w okolicy punktu skrawania wybrano reprezentacyjny punkt znajdujący się w centrum stołu frezarki. Na rys. 6 zaprezentowano charakterystykę amplitudowo-częstotliwościową dla wymuszenia i odpowiedzi układu na kierunku Y. Analizując przedstawiony wykres można zauważyć, że w badanym obiekcie największe przemieszczenia wywołują drgania w zakresie częstotliwości od 30 do ok. 400 Hz. Po przekroczeniu tej granicy częstotliwości dla obu wariantów badań doświadczalnych zarejestrowane wartości amplitud są na pomijalnie małym poziomie. Dla kierunku Y dominujące są trzy rezonanse o częstotliwościach odpowiednio 88, 163, 307 Hz. Zastosowanie cienkiej warstwy tworzywa EPY do montażu szyn

przewodnicowych spowodowało znaczącą redukcję wartości amplitudy dla dominujących rezonansów. Dla rezonansu przy częstotliwości 307 Hz otrzymano spadek wartości amplitudy wynoszący aż 91%.



Rys. 7. Charakterystyka amplitudowo-częstotliwościowa dla punktu pomiarowego w centrum stołu przy wymuszeniu i odpowiedzi na kierunku Z

Na rys. 7 pokazano charakterystykę amplitudowo-częstotliwościową dla punktu pomiarowego w centrum stołu na kierunku Z. Na przedstawionej charakterystyce można zauważyć, że dominujące rezonanse dla badanego układu przewodnicowego stolika frezarki zlokalizowane są w zakresie od 20 do ok. 600 Hz. Dla pozostałego zakresu pomiarowego (600–2000 Hz) dla obu wariantów badań doświadczalnych amplitudy przemieszczeń mają pomijalnie małe wartości za wyjątkiem rezonansu o częstotliwości ok. 937 Hz. Zastosowanie warstwy tworzywa EPY do montażu szyn przewodnicowych spowodowało znaczny spadek wartości amplitudy przemieszczeń w rezonansie. Analizując wykres można zauważyć, że zastosowanie warstwy pośredniej, nie wpłynęło na znaczną zmianę wartości częstotliwości rezonansowych badanego obiektu. W przypadku dominującego rezonansu o częstotliwości 332 Hz zastosowanie warstwy tworzywa EPY spowodowało zmniejszenie wartości amplitudy aż o 95%.

4. WNIOSKI

Z przeprowadzonych badań doświadczalnych można wysunąć następujące wnioski. Zastosowanie cienkiej warstwy tworzywa EPY do montażu szyn przewodnicowych nie powoduje znacznej zmiany częstotliwości rezonansowych badanego obiektu

w porównaniu do tradycyjnego sposobu montażu szyn przewodnicowych. Wystąpiło jedynie niewielkie na poziomie kilku Herców przesunięcie częstotliwości rezonansowych.

Warstwa pośrednia tworzywa EPY pomiędzy szyną przewodnicową, a elementem korpusowym wprowadza do układu tłumienie, które przyczynia się do redukcji amplitud przemieszczeń w rezonansach dla badanego obiektu. Dodatkowa warstwa tłumiąca poprawia właściwości dynamiczne połączenia przewodnicowego.

Otrzymane pozytywne efekty zastosowania warstwy tworzywa EPY do montażu szyn przewodnicowych pozwalają przypuszczać, że ta technologia może w przyszłości być zastosowana w konstrukcji obrabiarek skrawających do metali.

Dodatkowe badania wymaga określenie wpływu na właściwości dynamiczne obiektu zastosowania warstwy tworzywa EPY, w przypadku elementu korpusowego obrobionego w sposób zgrubny. Konieczne będzie także opracowanie technologii prostoliniowego montażu szyn przewodnicowych na warstwie tworzywa EPY w przypadku zgrubnie obrobionego elementu korpusowego, który może nie spełniać wymagań zalecanych przez producenta układu przewodnicowego.

LITERATURA

- [1] BELL R., BURDEKIN M., *A study of stick-slip motion of machine tool feed driver*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers; 1970, V.184, s.543-560.
- [2] DHUPIA J., POWAŁKA B., ULSOY G., KATZ R., *Experimental identification of the nonlinear parameters of an industrial translational guide for machine performance evaluation*. Journal of Vibration and Control, 2008, 14, s. 645-668.
- [3] GRUDZIŃSKI K., JAROSZEWSZ W., *Posadawianie maszyn i urządzeń na podkładkach fundamentowych odlewanych z tworzywa EPY*; Wyd. II; Szczecin; Zapol; 2005.
- [4] MARCHELEK K., *Dynamika obrabiarek*, wyd. 2, 1991, WNT, Warszawa.
- [5] MARCHELEK K., PAJOR M., POWAŁKA B., *Vibrostability of the Milling Process Described by the Time-Variable Parameters Model*. Journal of Vibration and Control, 2002, V.8, s. 467-479.
- [6] MARCHELEK K., TOMKÓW J., *Vibrostability of a multidimensional machine tool-workpiece-tool system, part I: Modeling the mechanical structure and cutting process*. Journal of Vibration and Control, 1998, V.4 s.99-112.
- [7] MARCHELEK K., TOMKÓW J., *Vibrostability of a multidimensional machine tool-workpiece-tool system, Part II: An example of vibrostability analysis made on a vertical lathe*. Journal of Vibration and Control, 1998, V.4, s. 113-130.
- [8] PEETERS B., VAN DER AUWERAER H., GUILLAUME P., LEURIDAN J., *The polyMAX frequency-domain method: A new standard for modal parameter estimation?*. Shock and Vibration 11 (3-4) (2004)395-409.
- [9] WROTNY L.T., *Projektowanie obrabiarek zagadnienia ogólne i przykłady obliczeń*. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1986, Wydanie 3, Warszawa.
- [10] BOSCH-REXROTH, strona www: <http://www.boschrexroth.com/pl/pl/produkty/grupy-produktow/technika-przemieszczen-liniowych/linear-motion-technology-29> (maj 2014).
- [11] THK, strona www: <http://www.thk.com/?q=pl/node/594> (maj 2014).
- [12] HIWIN, strona www: http://www.hiwin.pl/pl/Produktfinder_26.html (maj 2014).

KOMPENSACJA BŁĘDÓW OBRÓBKII METODĄ KOREKCJI TORU NARZĘDZIA

Marek RYBICKI¹

1. KOMPENSACJA METODĄ KOREKCJI TORU NARZĘDZIA NA TLE INNYCH METOD

Zmniejszenie błędów wymiarowych jak i błędów kształtu powierzchni obrabianej można osiągnąć różnymi sposobami.

- Zwiększa się dokładność obrabiarki. Wadą tego rozwiązania jest eksponentalny wzrost kosztów precyzyjnych komponentów obrabiarki i pominięcie takich niezależnych od niej czynników jak np. skrócenie ostrza w wyniku zużycia i jego rozszerzanie cieplne czy obciążenie siłowe narzędzia i przedmiotu.
- Stosuje się narzędzia o małym zużyciu ostrzy i obróbkę przy niewielkich parametrach skrawania. Sposób ten pozwala zmniejszyć wpływ czynników związanych z procesem skrawania, pomijając rolę obrabiarki.
- Gdy tor narzędzia jest krzywoliniowy stosuje się zmienny posuw na drodze posuwu. Taka strategia obróbki pozwala wyrównać wartość sił oraz zmniejszyć błędy kształtu wynikające z możliwości dynamicznych obrabiarki.
- Wprowadza się celową deformację przedmiotu obrabianego za pomocą odpowiedniej konstrukcji uchwytu obróbkowego i miejsc przyłożenia sił mocujących przedmiot. Sposób ten nie zawsze jest możliwy do zastosowania, ze względu na kształt przedmiotu i wymaganą konstrukcję uchwytu obróbkowego.
- Kompensuje się błędy obróbki metodą korekcji toru ostrza względem przedmiotu obrabianego.

2. SPOSOBY KOMPENSACJI METODĄ KOREKCJI TORU OSTRZA

Ze względu na schemat identyfikacji błędów obróbkowych wyróżnia się dwa

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

główne sposoby kompensacji: bierną i czynną.

Przy **kompensacji biernej** błędy są najpierw identyfikowane a następnie korygowane podczas kolejnych przejść narzędzia. Sposób ten zakłada, że wartości błędów obróbkowych są powtarzalne, a przez to nie uwzględnia się rozrzutów ich wartości i przypadków losowych. Wartość błędów i kształt zarysu można identyfikować w metodzie biernej przed procesem obróbki, po procesie obróbki lub w sposób przerywany [1].

- Przy identyfikacji przed obróbką najpierw tworzony jest model wpływu różnych czynników (np. temperatury, sił) na powstawanie błędów, który jest następnie używany do zwiększenia dokładności podczas obróbki. Technika ta stosowana jest, gdy jeden lub dwa powtarzalne źródła błędów dominują nad innymi.
- Pomiar błędów po obróbce poza obrabiarką, w odróżnieniu od poprzedniej techniki, pozwala na uwzględnienie wszystkich czynników wpływających na dokładność przedmiotu.
- Podobna jest idea procesu przerywanego, z tymże tutaj pomiar powierzchni przedmiotu odbywa się na obrabiarce po zastąpieniu narzędzia skrawającego narzędziem pomiarowym, które przekształca obrabiarkę we współrzędnościową maszynę pomiarową.

Przy **kompensacji czynnej** identyfikacja błędów i ich kontrola przeprowadzane są równocześnie w trakcie obróbki. Można wtedy wyróżnić dwa główne podejścia do sposobu identyfikacji błędów: ich pomiar w trakcie skrawania lub identyfikację przy użyciu przewidywania matematycznego [1].

- Metodą z pomiarem błędów w trakcie obróbki można mierzyć i korygować niepowtarzalne błędy.
- Kompensacja czynna z przewidywaniem matematycznym jest realizowana w trakcie skrawania według przewidywania przeprowadzonego wcześniej przy użyciu modelu matematycznego, który przedstawia związek przyczynowo-skutkowy między błędem a jego źródłem. Strategia ta może być efektywna dla jednej lub dwóch składowych błędów, kiedy bezpośredni pomiar powierzchni przedmiotu w czasie skrawania jest trudny z powodu skomplikowanego kształtu przedmiotu i kiedy parametry procesu obróbki takie jak siły czy temperatura mogą być łatwo monitorowane.

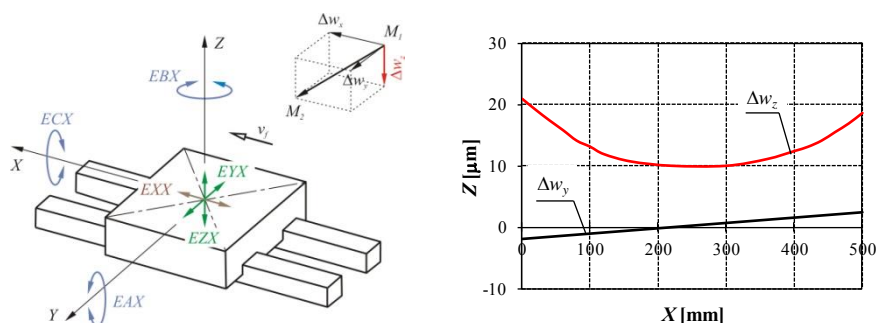
3. POMIAR BŁĘDÓW OBRÓBKOWYCH

Jak już wspomniano, w kompensacji biernej błędy obróbkowe mogą być mierzone po zdjęciu przedmiotu z obrabiarki (np. na współrzędnościowej maszynie pomiarowej) lub na obrabiarce (po zastąpieniu narzędzia skrawającego narzędziem pomiarowym). Oba sposoby mają swoje zalety i wady.

Zdjęcie przedmiotu z obrabiarki powoduje utratę orientacji przedmiotu, związanej z procesem skrawania. Narzucenie linii lub powierzchni nominalnej związanej z obróbką, względem której definiuje się błędy, pozwala na ocenę wpływu

poszczególnych czynników, np. cofnięcia naroża ostrza w wyniku zużycia, ugięcia narzędzia lub przedmiotu pod wpływem sił czy rozszerzania cieplnego ostrza.

Przy sposobie pomiaru na obrabiarce podczas przesuwu jej zespołów ruchomych czujnik pomiarowy rejestruje z kolei błędy geometryczne obrabiarki nałożone na rzeczywisty zarys (rys. 1).



Rys. 1. Składowe błędy geometrycznego obrabiarki z wektorem błędów obróbkowych w punkcie M_1 oraz jego wpływ na zarys powierzchni obrobionej rejestrowany w kierunku ruchu posuwowego [2]

Przemieszczanie się stołu po prowadnicach w osi X powoduje powstanie składowej odchyłki prostoliniowości, której wartość Δw_z w dowolnej pozycji ostrza M określonej współrzędnymi x_M i y_M można wyznaczyć z wzoru (1) [2]:

$$\Delta w_z = EZX + (-\cos ECX \cdot \sin EAX)x_M + (\sin ECX \cdot \cos EAX)y_M \quad (1)$$

Równanie to można uprościć dla małych odchyłek kątowych przez zastąpienie sinusów wartościami kątów oraz przyjęcie cosinusów za równe jedności:

$$\Delta w_z(EAX, ECX) = EZX - EAX \cdot x_M + ECX \cdot y_M \quad (2)$$

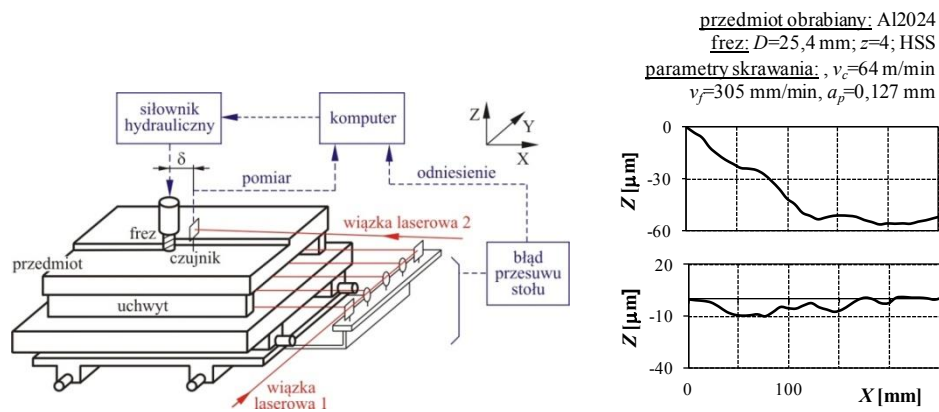
Przyjmuje się często, że wartość składowej Δw_z spowodowanej błędami obrabiarki jest zależna jedynie od odchyłek kątowych: skoku EAX i becзки ECX .

Błędy geometryczne obrabiarki można odejmować od wskazań czujnika, czego przykład realizacji pokazano na rys. 2. W torze do kompensacji czynnej zawarto układ pomiaru błędów geometrycznych frezarki. Wiązkę referencyjną (2) kierowaną ze źródła zamocowanego na obrabiarce z dala od jej ruchomych elementów zastosowano jako linię referencyjną w celu eliminacji wpływu pochylenia występującego między obrabiarką a podłożem w przypadku zamocowania do niego źródła światła laserowego (1). Wyniki z czujnika rejestrującego zarys powierzchni obrobionej i wyniki z układu pomiaru błędów przemieszczania stołu przekazywane były do komputera, skąd wydawana była instrukcja do napędu obrabiarki.

4. UMIEJSCOWIENIE CZUJNIKA POMIAROWEGO

Czynna kompensacja z bezpośrednim pomiarem jest często trudna do zastosowania w praktyce z powodu braku odpowiednich czujników pomiarowych i niedostępności miejsca pomiaru. Niekiedy czujnik trzeba umieścić w pewnej odległości δ za ostrzem (rys. 2). Zanim zacznie on rejestrować zarys przedmiotu narzędzie obrobi już powierzchnię o długości δ , co uniemożliwia kompensację na tym odcinku.

Gdy czujnik umieszcza się za narzędziem można dodatkowo zastosować w torze kompensacyjnym przewidywanie matematyczne aktualnej wartości odchyłki przy frezie. Przykład stanowiska do kompensacji czynnej odchyłki płaskości, w którym identyfikację błędów uzyskano przez połączenie bezpośredniego pomiaru z przewidywaniem matematycznym pokazano na rys. 2.



Rys. 2. Konfiguracja toru do kompensacji odchyłki płaskości oraz jej rezultat w jednym z przejść narzędzia [4]

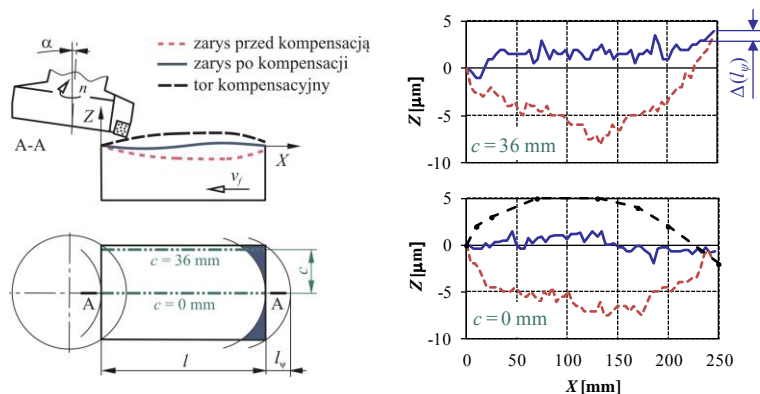
5. KSZTAŁT TORU KOMPENSACYJNEGO I MIEJSCA JEGO PRZYPISANIA DO NARZĘDZIA

Kompensacja przy toczeniu polega na zaprogramowaniu toru ostrza noża tokarskiego o kształcie będącym odbiciem lustrzanym zarysu powierzchni obrobionej zarejestrowanego w kierunku ruchu posuwowego względem zarysu nominalnego [6]. Większego problemu nie ma z zastosowaniem korekcji toru ostrza w podobny sposób podczas kształtowania powierzchni obrobionej ostrzami na obwodzie frezu. Tor kompensacyjny przypisuje się do wierzchołka noża tokarskiego lub osi frezu, mając na uwadze różnice między torem osi frezu a kształtem powierzchni obrobionej.

Największy problem z ustaleniem prawidłowego kształtu toru kompensacyjnego i miejsca jego przypisania do narzędzia występuje przy frezowaniu czołowym. Warunkiem uzyskania płaskiej powierzchni obrobionej jest prostopadłe ustawienie osi

frezu do kierunku ruchu posuwowego. Przy takim ustawieniu frez skrawa często raz przednią a raz tylną częścią swojego obwodu i otrzymany zarys powierzchni obrobionej jest inny niż kształt toru, którym przemieszczał się frez. Żeby uzyskać kształt toru kompensacyjnego należałoby więc zmierzyć zarys wzdłużny po obróbce głowicą pochyloną w kierunku ruchu posuwowego o kąt $\alpha \neq 0^\circ$ a dopiero przejście kompensacyjne wykonać głowicą ustawioną prostopadłe ($\alpha = 0^\circ$). Tor kompensacyjny należałoby wtedy przypisać do punktu głowicy, który kształtował zarys powierzchni obrobionej w przejściu poprzedzającym kompensację [5]. Przypisanie toru kompensacyjnego do osi frezu byłoby niepoprawne, i takie podejście zastosowane np. na rys. 2 uzasadnione jest jedynie małą średnicą stosowanego frezu.

Drugim problemem jest to, że głowica frezowa skrawa na długości większej o wartość l_ψ od długości l przedmiotu, na której rejestruje się zarys powierzchni obrobionej. Na rys. 3 pokazano przykład kompensacji biernej odchyłki płaskości podczas frezowania czołowego. Kompensację przeprowadzano na frezarce FYN50ND f. Avia korygując pionową pozycję frezu tylko na długości l . Tor kompensacyjny przyjęto, jako odpowiadający kształtem zarysowi wzdłużnemu przechodzącemu przez oś frezu. Zarysy powierzchni obrobionej rejestrowane były na obrabiarce po zastąpieniu narzędzia skrawającego czujnikiem inkrementalnym MT12B f. Heidenhain. Porównanie zarysów zmierzonych na obrabiarce i współrzędnościowej maszynie pomiarowej dało $2 \mu\text{m}$ różnicy, co przyjęto jako dopuszczalny błąd. Na rysunku tym widać, że kompensacji nie podlegał obszar w narożnikach powierzchni obrobionej, czyli odchyłka zarysu $\Delta(l_\psi)$ na odcinku $(l; l+l_\psi)$. Najprostszym sposobem uwzględnienia odchyłki $\Delta(l_\psi)$ jest przyjęcie za tor kompensacyjny na długości tego odcinka drogi posuwu zarysu najbardziej oddalonego od osi frezu.



Rys. 3. Przykład realizacji kompensacji metodą korekcji toru ostrza podczas frezowania czołowego ($d=87 \text{ mm}$, $r_e=6 \text{ mm}$, $a_e=75,3 \text{ mm}$, $v_c=306 \text{ m/min}$, $a_p=0,15 \text{ mm}$, $f_z=0,125 \text{ mm/ostre}$, ceramika mieszana, stal 55NiCrMoV o twardości $51 \pm 1 \text{ HRC}$, zarysy wygładzone)

6. PODSUMOWANIE

Zwiększenie dokładności powierzchni obrabianej metodą korekcji toru narzędzia wyróżnia się w stosunku do innych metod tym, że pozwala uwzględnić wszystkie czynniki wpływające na jej dokładność, a nawet kompensować błędy, które mogą wystąpić losowo w trakcie obróbki.

Przy kompensacji biernej błędy są najpierw identyfikowane a następnie korygowane podczas obróbki kolejnych sztuk przedmiotu. Identyfikacja błędów odbywa się przez opracowanie modelu wpływu różnych czynników na błędy lub dzięki pomiarowi próbnej sztuki przedmiotu. Czasochłonne procedury identyfikacji błędów przed właściwą obróbką powodują, że sposób ten opłaca się stosować w produkcji wielkoseryjnej tych samych części.

W kompensacji czynnej identyfikacja błędów i ich kontrola przeprowadzana jest równocześnie w trakcie obróbki, przez co można ją stosować w produkcji jednostkowej i uwzględnić niepowtarzalne błędy. Identyfikacja błędów w tym przypadku odbywa się dzięki monitorowaniu czynników wpływających na błędy lub przez ciągły pomiar przedmiotu w trakcie obróbki.

Pomiar przedmiotu na obrabiarce podczas skrawania stwarza wiele problemów podczas kompensacji. Wyniki takich pomiarów wymagają odejmowania błędów geometrycznych obrabiarki. Często także czujnik pomiarowy musi być umieszczony w pewnej odległości za narzędziem, co wymaga zastosowania dodatkowego przewidywania błędu obróbkowego w strefie skrawania. Poza tym, przy niektórych sposobach skrawania, jak na przykład przy frezowaniu czołowym, kształt toru kompensacyjnego powinien być inny od uzyskanego zarysu powierzchni obrabianej, przez co przydatność danych z czujnika jest niewielka.

LITERATURA

- [1] EMAN K.F., *A new approach to form accuracy control in machining*. International Journal of Production Research, Vol. 24, No 4, 1986, s. 825–838.
- [2] FURUKAWA Y., MORONUKI N., *Contact deformation of a machine tool slideway and its effect on machining accuracy*. JSME International Journal, Vol. 30, No. 263, 1987, s. 868–874.
- [3] KACZMAREK J., LANGE S., ŚWIĘCIK R., ŻURAWSKI A., *Zwiększenie dokładności wykonywania przedmiotu na obrabiarce cnc poprzez modyfikację toru narzędzia*, Mechanik, Nr 8/9, 2013, s. 113-118.
- [4] PARK C.W., EMAN K.F., WU S.M., *An in-process flatness error measurement and compensatory control system*. Journal of Engineering for Industry, Vol. 110, August 1988, s. 263-270.
- [5] RYBICKI M., KAWALEC M., *Compensation of form deviations by correction of tool path during face milling*. Proceedings: 5th International Conference on Advances in Production Engineering APE'2010, 17-19 June 2010, Warsaw University of Technology, Warszawa 2010, s. 343-351.
- [6] TORMA M., *Badania wpływu przemieszczeń cieplnych ostrza narzędzia na dokładność toczenia*. Mechanik, Nr 1/1987, s. 51-54.

KONCEPCJA AUTONOMICZNEGO MODUŁU POMIAROWEGO DO MONITOROWANIA PROCESU I OBRABIARKI

Piotr SZULEWSKI¹

1. WSTĘP

„W dzisiejszym świecie informacja jest towarem” – stwierdzenie to, tak powszechnie przytaczane, stało się już swoistym truizmem, którego głębokiego sensu praktycznie nie dostrzegamy. W obecnych warunkach ekonomicznych, gdzie trafność podjętej decyzji jest zazwyczaj równoznaczna z osiągnięciem sukcesu, nie jest dopuszczalna sytuacja aby wnioskować jedynie na podstawie wątpliwych szacunków czy zgrubnych estymacji. *Condiciosine qua non* współczesnych metod nadzoru i zarządzania jest posiadanie jak najbardziej aktualnej, wnikliwej, szczegółowej wiedzy - stąd rosnąca popularność wszelkie rodzaju systemów pomiarowo/obserwacyjnych zbierających precyzyjne dane o realizowanym (monitorowanym) procesie czy urządzeniu technologicznym [1]. Konstatując - umiejętne, efektywne i skuteczne uzyskanie źródłowych sygnałów oraz ich udostępnianie (przesyłanie) stanowi klucz do rozwoju [2]. Powszechnie występująca tendencja związana z wykorzystywaniem w obszarze automatyki przemysłowej systemów rozproszonych wymusza konstruowanie rozwiązań technicznych charakteryzujących się pożądanymi cechami takimi jak:

- otwartość (ang. *openness*) – możliwe jest swobodne dołączanie urządzeń i uruchamianie oprogramowania pochodzącego od różnych producentów,
- skalowalność (ang. *scalability*) – łatwość dostosowywania wielkości instalacji do aktualnego rozmiaru sterowanego środowiska przy zachowaniu wymaganej wydajności przetwarzania i szybkości reakcji,

¹ Politechnika Warszawska, Instytut Technik Wytwarzania, ul. Narbutta 86, 02-524 Warszawa,
e-mail: maxer@cim.pw.edu.pl

- transparentność (ang. *transparency*) – samodzielna praca systemu bez konieczności wyodrębniania poszczególnych jego fragmentów i sprawowania wybiórczej kontroli [3].

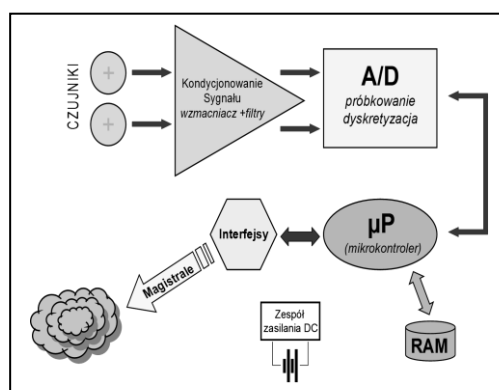
2. KONCEPCJA

Celem podjętej pracy jest stworzenie uniwersalnego modułu wyposażonego w różnorakie przyłącza dla współpracy z różnymi czujnikami oraz elementami pomiarowymi. Pozwalające także na swobodną instalację na praktycznie dowolnych zespołach obrabiarki lub urządzenia technologicznego. Globalnym zadaniem jest umożliwienie sprawowania pełnej kontroli na całą maszyną i realizowanym przez nią procesem obróbki – tak, aby w rezultacie (poprzez analizę aktualnego stanu) uzyskać polepszenie jakości wytwarzania. Naturalnym obszarem zastosowania takiego modułu pomiarowego (niewielki rozmiar, mały pobór prądu, uniwersalne interfejsy, duża moc obliczeniowa) jest bezpośrednie monitorowanie procesu skrawania lub maszyny technologicznej. Możliwe jest dołączenie specjalizowanych czujników drgań (jedno lub wieloosiowych), akcelerometrów, czujników emisji akustycznej, termometrów (cyfrowych i analogowych) i innych. Dzięki posiadanej autonomiczności można moduł umieścić praktycznie w obszarze obróbki – trzonku narzędzia, imaku, głowicy narzędziowej, itp.. Drugim praktycznym obszarem zastosowania jest pośrednie monitorowanie warunków skrawania poprzez precyzyjną obserwację parametrów maszynowych takich jak: moc skrawania, prędkość obrotowa wrzeciona, szybkości posuwów, itp. Jak się wydaje interesujące może być także wykorzystanie możliwości dodatkowego nadzorowania podzespołów obrabiarki. Na przykład załączanie chłodziwa, obserwacja zezwoleń napędów, sygnały kontrolne. Wszystkie pozyskane dane mogą być na bieżąco eksportowane (ang. *on-line*) w postaci cyfrowej do zewnętrznych środowisk akwizycji. Należy mieć na uwadze, że w zagadnieniach pomiarów i akwizycji danych długość linii transmisyjnych pomiędzy czujnikiem a układem przetwarzania sygnału ma kluczowe znaczenie. Linie pomiarowe stanowią odbiornik indukowanych prądów mających swoje źródło w urządzeniach zewnętrznych (silniki, przekształtniki, sterowniki, nadajniki i inne). Prądy takie zawsze stanowią zakłócenie wpływające negatywnie na jakość pomiaru fałszując otrzymane wyniki. Sposobem przeciwdziałania tym negatywnym zjawiskom jest stosowanie ekranowania magistral przesyłowych ale nie zawsze jest to możliwe technicznie i odpowiednio skuteczne. Najlepszym rozwiązaniem jest niewątpliwie zabudowanie układu przetwarzania sygnału jak najbliżej elementu pomiarowego i dalsza transmisja pomierzonych wielkości już w formie cyfrowej, uodpornionej na zakłócenia zewnętrzne. Naturalnym kierunkiem rozwoju tej koncepcji jest zastosowanie mikrokontrolerów (mikroprocesorów jednoukładowych, ang. *single-chip microcomputer*) pozwalających na swobodne kształtowanie struktury pomiarowej [4]. Analizując różnorakie wymagania stawiane współczesnym systemom pomiarowym sformułowane zostały istotne cechy, jakimi

powinny się one charakteryzować, aby pokryć jak najszersze spektrum zastosowań. Jak się wydaje do najważniejszych zaliczyć można: *Uniwersalność (stosowanie w dowolnych urządzeniach technologicznych, pomiar najróżniejszych parametrów, współpraca z różnymi czujnikami i systemami pomiarowymi), *Modułowość („skalowalność”, możliwe łatwe modyfikowanie struktury pomiarowej, rozbudowa w zależności od potrzeb), *Szybkość pracy (efektywna praca zarówno z sygnałami szybkozmiennymi jak i członami charakteryzującymi się dużym opóźnieniem), *Pamięć (możliwość lokalnego przechowywania wyników pomiarów, również po zaniku napięcia zasilania), *Interfejs sieciowy (wydajna i łatwa współpraca z powszechnie stosowanymi systemami sieci), *Koszt (o ile to możliwe stosowanie popularnych standardów w celu minimalizacji kosztu sprzętu i oprogramowania). Z punktu widzenia systemu informatycznego zakładu przemysłowego lub warsztatu, oraz ogólnie pojętej konsolidacji informatycznej stosowanie tego typu urządzeń jest korzystne z powodu posiadania przez nie rozbudowanych interfejsów komunikacyjnych. Pozwalają one, praktycznie bez konieczności wykonywania dodatkowych zabiegów, na pełną integrację z istniejącym systemem monitorowania produkcji. Takie rozwiązanie obniża koszty oraz zwiększa efektywność wykorzystania posiadanych zasobów. [5].

3. ELEMENTY TORU POMIAROWEGO

Blokowy schemat koncepcyjny współczesnego systemu pomiarowego jest zaprezentowany na rysunku numer 1. W ogólnym ujęciu układ realizuje dwie podstawowe funkcje: (*) przetwarzania danych, (**) interfejsu do nadrzędnego systemu akwizycji. Centralny element, czyli mikrokontroler jest odpowiedzialny za sterowanie systemem, rejestrację pomiarów, opracowywanie wyników, obsługę urządzeń peryferyjnych. Interfejs pełni zaś funkcję dopasowującą, synchronizacji, buforowania, korekcji błędów, zarządzania. Najczęstszym



Rys. 1. Moduł pomiarowy

prypadkiem jest zabudowanie modułu przetworników A/D bezpośrednio w strukturze mikrokontrolera, a co za tym idzie uproszczenie całości układu. Standardowe rozdzielczości obecnie dostępnych przetworników to 8 do 12 bitów (okazjonalnie 16-24) co dla większości zastosowań jest jak najbardziej wystarczające. Stosowane zakresy częstotliwości próbkowania oscylują w przedziale 5 do 50 kHz. Ze względu na ustalone zakresy napięć wejściowych 2,5 do 5 V (niekiedy $\pm 10V$) wymagane jest zazwyczaj stosowanie zewnętrznych układów dopasowujących, czyli kondycjonerów

na przykład w formie wzmacniaczy operacyjnych o specyficznych charakterystykach. W uzasadnionych przypadkach możliwe jest także wykorzystanie tradycyjnych analogowych filtrów. Połączenie ze "światem zewnętrznym" zapewniają odpowiednie interfejsy. Dlatego istotnym jest aby w strukturze mikrokontrolera występowało jak najwięcej sprzętowych lub programowych sprzęgów komunikacyjnych stanowiących o uniwersalności systemu. Czasami istnieje także możliwość, aby specjalizowany kontroler (np. sieci miejscowej lub komputerowej) był dołączony i obsługiwany za pomocą magistrali systemowej mikrokontrolera. Ze względu na fakt, iż mikroprocesor jest zaangażowany jedynie w istotne prace obliczeniowe i nie zajmuje się, na przykład, przetwarzaniem zaawansowanej grafiki, dlatego możliwe jest zastosowanie mikrokontrolerów o mniej skomplikowanych rdzeniach oraz mocach znacznie odbiegających o współcześnie wykorzystywanych w mikrokomputerach. Podstawowe porównanie wydajności popularnych procesorów jest zawarte w tabeli 1. Dodatkowo w tabeli 2 zestawiono orientacyjne zakresy wykorzystywanych częstotliwości zegarów taktujących jakie są obecnie spotykane w głównych aplikacjach użytkowych systemów mikroprocesorowych. Stosowane parametry techniczne mikrokontrolerów nie są wygórowane co wpływa korzystnie na ich cenę oraz stabilność pracy w długim okresie czasu. Dodatkowo niewielkie częstotliwości taktowania generowane przez układu formowania impulsów nie stanowią istotnego źródła zakłóceń radioelektrycznych.

Tabela 1. Porównanie wydajności procesorów

System	Mikrokontroler	Palmtop	Laptop	PC
MHz	8÷40	266÷645	1300÷2500	2000÷3800

Tabela 2. Częstotliwości taktowania mikroprocesorów

Procesor	8088 (XT)	80486	ATMega 128	Microchip PIC18	ARM Cortex-R4	Pentium IV
MIPS	1	12	16	45	450	~ 127.000

4. MODUŁ POMIAROWY

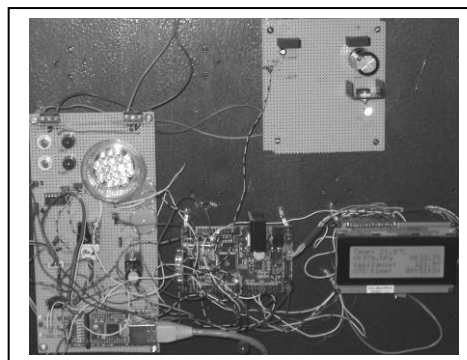
W ramach prowadzonych prac badawczych opracowano koncepcję autonomicznego modułu pomiarowego możliwego do zastosowania jak interfejs pomiarowy w rozproszonych systemach akwizycji danych. Mikroprocesorowym „sercem” modułu pomiarowego jest wykonany w architekturze Harvard przedstawiciel rodziny AVR - układ ATmega128. Procesor, poza nowoczesną konstrukcją charakteryzuje się bardzo dużą mocą obliczeniową. Uwagę zwraca bardzo bogate wyposażenie tego mikrokontrolera w różnorodne układy peryferyjne takie jak interfejsy, przetworniki czy liczniki pozwalające na traktowanie tego mikroprocesora jak kompletnego systemu mogącego samodzielnie realizować nie tylko zadania obliczeniowe ale przede wszystkim zadania kontrolne i sterujące. Szczególnie istotne, z punktu widzenia przygotowywanej aplikacji, jest występowanie dużej ilości

sprzęgów komunikacyjnych. W tabeli numer 3 zostały one zastawione i porównane.

Tabela 3. Magistrale szeregowe procesora ATmega 128

Nazwa	I ² C	1 Wire	RS232	SPI	IrDA
Szybkość	400 kbit/s	16,3–142 kbit/s	1,2-115,2 kbit/s	12 Mbit/s	1,2- 15,2 kbit/s

Wszystkie interfejsy są typu sprzętowego, co również zmniejsza obciążenie procesora zadaniami transmisji danych. Wbudowane przetworniki analogowo/cyfrowe pozwalają na precyzyjne przetwarzanie wielkości analogowych – napięciowych. Przy rozdzielczości pomiaru 10 bitów i zakresie pomiarowym +5V uzyskiwana dokładność jest na poziomie $\pm 4,8$ mV. Maksymalna częstotliwość przetwarzanego sygnału to 20kHz (lub 10kHz zgodnie z postulatem Shannon’a-Kotielnikowa). Jako interfejs sieciowy zastosowano moduł NM7010A-LF. Stanowi on kompletny system sieci w standardzie Ethernet. Składa się on ze sprzętowego stosu protokołu TCP/IP, interfejsu sprzętowego sieci także odpowiedniego gniazda przyłączeniowego wraz z transformatorem separującym. Taka konstrukcja pozwala na uniknięcie czasochłonnego oprogramowywania warstw sieciowej i umożliwia bardzo efektywne budowanie aplikacji z wykorzystaniem sieci w standardzie Ethernet. W module zaimplementowane są protokoły warstwy transportowej TCP, IP Ver.4, UDP, ICMP, ARP oraz protokoły warstwy łącza i fizycznej DLC, MAC. Podczas nawiązywania połączenia stosowane są protokoły i metody autonegocjacji umożliwiające dobór odpowiedniej szybkości połączenia i trybu pracy (10 lub 100 Mbit/s, fullduplex/halfduplex). Jednocześnie możliwe jest obsłużenie czterech indywidualnych sesji połączeniowych. Wykorzystanie, jako interfejsu komunikacyjnego, sieci Ethernet (z zabudowanym stosem TCP/IP) stanowi bardzo atrakcyjną alternatywę zwłaszcza, że planowane jest w przyszłości wprowadzenie protokołu IPv24 pozwalającego na dołączenie do sieci Internet praktycznie każdego urządzenia domowego lub biurowego [6]. Jako urządzenie sygnalizacyjno-informujące zastosowano wyświetlacz LCD. Umożliwia on wyświetlenie czterech linii po 20 znaków alfanumerycznych. Spośród wielu oferowanych na rynku kompilatorów pozwalających na generowanie kodu dla procesorów AVR wybrany został całościowy pakiet Bascom firmy MCS Electronic pracujący na standardowym komputerze klasy PC pod kontrolą systemów operacyjnych rodziny MS Windows.. Środowisko programowe, oparte jest na



Rys. 2. Instalacja modułu.

popularnych implementacjach języka programowania Basic. W opracowanym modelu nie występowały zagadnienia krytyczne czasowo a stosowana wewnętrzna (zaimplementowana w kompilatorze) optymalizacja kodu była całkowicie wystarczająca. Podstawowym zadaniem napisanego oprogramowania sterującego jest dokonywanie odczytów z dołączonych czujników i zespołów pomiarowych a także udostępnianie wyników. Niewątpliwie najbardziej znaną formą publikacji informacji w sieci Internet jest stosowanie technologii WWW, czyli stron internetowych. Popularnym i chętnie wykorzystywanym standardem tworzenia stron WWW jest hipertekstowy język znaczników (ang. HyperTextMarkup Language - html), który opisuje strukturę informacji zawartych w dokumencie przeznaczonym do publikacji. Zastosowany został on również w opracowanym modelu. Mikrokontroler pracuje jako serwer danych, stale nasłuchując na porcie TCP 80 żądań obsługi nadchodzących od użytkowników (komputerów zdalnych). Całkowity program źródłowy składa się z 784 linii, przy czym 223 linie stanowią kod strony internetowej w języku html. Skompilowany i skonsolidowany program ma objętość prawie 30 kB i zajmuje ok. 23% dostępnej w mikrokontrolerze pamięci flash.

5. ROZWÓJ

Przedstawiona w artykule idea uniwersalnego modułu pomiarowego nie jest koncepcją skończoną (zamkniętą). Obserwując możliwe obszary zastosowań w dziedzinie nadzorowania procesów i maszyn technologicznych, jak się wydaje, jej rozwój powinien być kontynuowany w dwóch głównych kierunkach: (*) bezprzewodowa transmisja danych oraz (**) niezależność energetyczna. Używanie sieci bezprzewodowych w środowiskach przemysłowych jest już faktem [7]. To stosunkowo nowe medium komunikacyjne, ze względu na swoje właściwości, pozwala na zastosowanie całkowicie nowych metod przesyłania danych. Ich cechy można określić jako: (●) praktycznie nieograniczona mobilność (●) brak kosztownego i ograniczającego okablowania (●) struktura sieci odizolowana od innych systemów (●) łatwość i szybkość instalacji, zmienny zasięg (●) skalowalność i prostota ewentualnej rozbudowy (●) stosunkowo niski pobór mocy. Do swobodnego wykorzystania przeznaczone są jedynie fale radiowe znajdujące się w zakresach nielicencjonowanych ISM (ang. Industrial Scientific Medicine). Przykłady standardów transmisji bezprzewodowych zostały zawarte w tabeli numer 4.

Tablica 4. Standardy bezprzewodowe

	NFC	ZigBee	WI-Fi802.11 n	Bluetooth 4.0	WiFi802.11 ac
Przepustowość	848 KB/s	250 KB/s	54 MB/s	1 MB/s	600 MB/s
Częstotliwość pracy	13.56 MHz	2.4 GHz	2.4 and 5 GHz	2.4 GHz	5 GHz
Liczba węzłów	?	65000	2000	8	?

Należy podkreślić, iż z punktu widzenia osiąganey przepustowości najbardziej obiecujące są transmisje wykorzystujące wyższe zakresy częstotliwości (2,4 GHz). Jednak standardy te są bardzo powszechnie wykorzystywane i poziom zakłóceń jest coraz wyższy, co zdecydowanie wpływa negatywnie na realną szybkość przesyłania danych [8]. Dodatkowo tłumienie sygnałów radiowych w przestrzeni jest silnie uzależnione od częstotliwości (większe im wyższa częstotliwość), co znacznie ogranicza zasięg efektywny. Również przenikanie takich sygnałów przez przeszkody znajdujące się bezpośrednio na drodze (przesłony, szafy, elementy napędowe) jest mocno utrudnione. Szczególnie niekorzystne są wszystkie elementy wykonane z materiałów metalowych, co niestety jest powszechne w przypadku hal fabrycznych i obrabiarek oraz maszyn technologicznych. Dlatego po analizie zdecydowano się na przeprowadzenie w przyszłości badań z wykorzystaniem zakresów niższych (433 i 868 MHz), jako, potencjalnie bardziej odpornych na zakłócenia przemysłowe oraz gwarantujących stabilność transmisji - tak ważną w zadaniach monitorowania procesów. Najbardziej istotnym parametrem będzie ocena zmian mocy i jakości sygnału - bitowa stopa błędów. Zauważyć należy, że bardzo interesującym pomysłem jest idea "Internetu przedmiotów" (ang. Internet of Things - IoT). Nawiązuje ona do pomysłu samodzielnych urządzeń (węzłów, rzeczy, itp.) mogących gromadzić, przetwarzać lub wymieniać dane za pośrednictwem sieci komputerowej Ethernet. Co prawda koncepcja ta jest promowana w odniesieniu do urządzeń popularnych (gospodarstwo domowe, oświetlenie, system grzewczy, itp.), ale proponowane standardy i protokoły wymiany informacji mogą być zastosowane także w zadaniach przemysłowych. W literaturze pojawiają się już opracowania formujące określenia I²oT (ang. Industrial Internet of Things). Gdzie odpowiednie moduły mają być zabudowane w każdy zespół maszyny. Efektem ma być stworzenie "pikosieci monitorującej" umożliwiającej pozyskiwanie danych ze wszystkich elementów składowych urządzenia technicznego np. obrabiarki. Również w aspekcie modułu pomiarowego, zasługuje na uwagę popularna w urządzeniach przenośnych (np. telefonach komórkowych) technologia komunikacji bliskiego zasięgu NFC (ang. Near Field Communication). Opiera się ona na transmisję w standardzie RFID i jest atrakcyjną alternatywą zwłaszcza, że wymaga ona bardzo niewielkich mocy, co może być istotne w przypadku zabudowy modułu pomiarowego w trudno dostępnych obszarach obrabiarki gdzie zasilanie bateryjne jest jedynym skutecznym sposobem dostarczenia energii. Obecnie coraz częściej proponuje się wykorzystanie, jako niezależne i praktycznie niewyczerpalne źródła zasilania, specjalizowane przetworniki pozyskujące energię z otoczenia (ang. energyharvesting) [9]. Oparte są one o znane zjawiska konwersji energii z jej innych form do użytecznej formy elektrycznej. Najczęściej spotykane współcześnie układy wykorzystują systemy fotowoltaiczne, wszelkiego rodzaju układy przetwarzające energię ciepła (konwertery termoelektryczne), drgań i wstrząsów (przetworniki piezoelektryczne), układy przetwarzające energię pól elektromagnetycznych. Stosowane są też zaawansowane

techniki takie jak efekt magnetostrykcyjny (zmiana magnetyzacji w materiale powoduje wytwarzanie się siły elektromotorycznej, która jest zamieniana na energię elektryczną). Ze względu na stosunkowo niewielkie moce oferowane przez tego typu źródła energii (kilkadziesiąt μA , mV) koniecznym jest zastosowanie specjalizowanych mikrokontrolerów o obniżonych wymaganiach zasilania np. 16 bitowy mikrokontroler MSP430G2302 wymaga 220 μA , a w stanie oczekiwania pobierany prąd jest ograniczony do 0,1 μA .

6. PODSUMOWANIE

Przedstawiona w artykule koncepcja autonomicznego modułu pomiarowego jest dopiero przyczynkiem do opracowania zaawansowanego i zweryfikowanego (laboratoryjnie oraz warsztatowo) urządzenia mogącego pełnić samodzielne funkcje monitorujące w dowolnych urządzeniach technologicznych. Jak się wydaje, idea rozproszonych systemów pomiarowych opartych o „inteligentne” moduły pomiarowe jest obecnie najbardziej efektywnym i elastycznym sposobem wdrażania skutecznego monitorowania procesów i obrabiarek.

LITERATURA

- [1] HONCZARENKO J., SZULEWSKI P., "EMO 2013 – innowacje programowo-techniczne w obrabiarkach", Mechanik nr 1/2014, str. 14-20
- [2] SZULEWSKI P., "Możliwości komunikacji układu diagnostycznego ze sterownikiem obrabiarki", Konferencja SOS 2013, Mechanik nr 8-9/2013, str. 427-438
- [3] OBORSKI P., „Integracja nadzoru procesu i obrabiarki w oparciu o zaawansowane systemy informatyczne”, Konferencja SOS 2013, Mechanik nr 8-9/2013, str. 438-446
- [4] SZULEWSKI P., "Metody komunikacji układów diagnostycznych ze sterownikami maszyn technologicznych", Inżynieria Maszyn, R. 17, z. 2, 2012, Strona 74-83, ISSN 1426-708X
- [5] SZULEWSKI P., "Functional aspects of modern wireless networks in industrial environment", Advances in Manufacturing Science and Technology, volume 37, No 2, 2013, pp. 79-89
- [6] SZULEWSKI P., "The initial analysis of Ethernet bus for monitoring HSM process in Aerospace Industry", New Production Technologies in Aerospace Industry, IFW Volume 04/2013, Springer Verlag 2014, 978-3-319-01963-5, pp. 163-173
- [7] ANDERSSON M., "Wireless Technologies for Industrial Applications", <http://www.digikey.com/us/en/techzone/wireless/resources/articles/wireless-technologies-for-industrial-applications.html>,
- [8] (2011)
- [9] FUJISHIMA M, MORI M., "Remote monitoring and maintenance system for CNC machine tools", 8th Conference on Intelligent Computation in Manufacturing Engineering, CIRP 12 (2013) 7–12
- [10] YANG, Y, WANG, S, ZHANG Y. WANG L., "Pyroelectric Nanogenerators for Driving Wireless Sensors", XXXX American Chemical Society, „NANO Letters, October 30, 2012

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.

WSKAŹNIKI WYNIKU ENERGETYCZNEGO DLA PROCESU OBRÓBKII SKRAWANIEM NA PRZYKŁADZIE TOCZENIA

Agnieszka TERELAK-TYMCZYNA¹, Piotr PAWLUKOWICZ¹

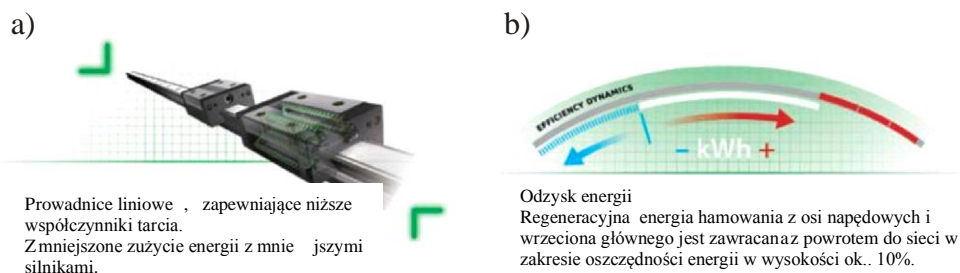
1. WSTĘP

Efektywność energetyczna stała się w ostatnich latach jednym z najistotniejszych elementów polityki UE. Dyrektywa 2006/32/WE [10] w sprawie efektywności końcowego wykorzystania energii i usług energetycznych nałożyła na Polskę obowiązek poprawy efektywności energetycznej (w 2016 roku oszczędność energii na poziomie 53,5 TWh), a pakiet klimatyczno – energetyczny planuje jej poprawę o 20% w roku 2020 [20].

Wprowadzenie wymogów prawnych odnoszących się do efektywności energetycznej zarówno w krajach UE [1, 2, 9, 13], jak również w wielu krajach świata [14, 15] stało się impulsem do stworzenia międzynarodowego standardu dotyczącego Systemu Zarządzania Energią - ISO 50001. Ostatecznie zatwierdzony i wydany w 2011 roku standard ISO 50001 zawiera wymagania jakie należy spełnić, aby wdrożyć w przedsiębiorstwie System Zarządzani Energią (EnMS).

W związku z powyższym oraz stale rosnącym zapotrzebowaniem na energię elektryczną i inne formy energii bardzo ważnym stało się podejmowanie decyzji, dotyczących poprawy efektywności wykorzystania energii we wszystkich sektorach gospodarki, w tym również w branży metalowej, związanej z obróbką skrawaniem. Z tego względu producenci obrabiarek oprócz zapewnienia, w swoich urządzeniach, jak najlepszych parametrów obróbki skrawaniem, umieszczają w nich również elementy zmniejszające pobór energii elektrycznej, jak na przykład prowadnice liniowe (rys. 1a), które pozwalają zapewnić niższe współczynniki tarcia, elementy pomocnicze zarówno odzysku i recyrkulacji energii hamowania do sieci oraz funkcji auto wyłączenia, które również zapewniają maksymalną efektywność zużycia energii elektrycznej (rys. 1b).

¹ Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny w Szczecinie, Instytut Technologii Mechanicznej, al. Piastów 19, 70-310 Szczecin.



Rys. 1. Stosowane elementy zmniejszające zużycie energii w nowoczesnych centrach obróbkowych [7]

Ponadto w celu lepszego zarządzania efektywnością energetyczną w procesie obróbki metali należałoby stworzyć narzędzie, które będzie pomocne w planowaniu produkcji wyrobów wymagających obróbki skrawaniem.

W ostatnich latach pojawił się szereg publikacji poświęconych zagadnieniom efektywności energetycznej [1, 2, 4, 5, 6, 8, 12, 13, 14, 15, 18, 20]. Jednakże w odróżnieniu od zawartych w tych publikacjach wskaźników prezentowana w artykule metodyka jest zorientowana głównie na procesy planowania produkcji wyrobów wymagających obróbki skrawaniem i uwzględnia wybrane parametry technologiczne ww. procesu.

2. METODYKA

Prezentowana metodyka zastosowania wskaźników wyniku energetycznego dla procesu produkcji wyrobów przy zastosowaniu obróbki skrawaniem została opracowana przy wykorzystaniu wybranych parametrów technologicznych procesu skrawania oraz wymagań międzynarodowych norm ISO 14031:1999 [17] oraz ISO 50001:2011 [16].

Efektywność energetyczna zgodnie z normą ISO 50001 jest to “wskaźnik lub inne ilościowe relacje między uzyskanymi wynikami, usługami, towarami lub energią i wkładem energii” [16].

Ocena efektywności energetycznej jest wewnętrznym procesem zarządzania, który wykorzystuje wskaźniki w celu porównania informacji, dotyczących efektów przeszłej i obecnej działalności przedsiębiorstwa pod kątem wykorzystania energii z kryteriami efektów tej działalności. Wskaźniki mogą dotyczyć pojedynczych procesów, zakładu lub grupy zakładów.

Planując wskaźniki wyniku energetycznego (WWE) dla procesu obróbki skrawaniem należy brać pod uwagę [10, 15, 16]:

- pełny zakres operacji i zabiegów wykonywanych podczas procesu obróbki,
- politykę energetyczną,
- przedstawić procesy w postaci schematów blokowych z określonymi parametrami wejść i wyjść,

- w ramach wyodrębnionych procesów cząstkowych określić wielkości parametrów wejść i wyjść,
- określić podstawę (energy baseline) do oceny wskaźników,
- informacje niezbędne do spełnienia wymagań prawnych,
- koszty i zyski związane z efektywnością energetyczną,
- informacje dotyczące najlepszych dostępnych technik BAT.

Ponadto powinno się zwracać szczególną uwagę na odpowiedni typ i ilość wskaźników, które zapewnią adekwatne informacje o efektywności energetycznej. Należy pamiętać, że zbyt duża liczba wskaźników lub ich złe zdefiniowanie może tworzyć niepewne informacje, które mogą przyczynić się do zwiększenia prawdopodobieństwa podjęcia błędnych decyzji.

Dane stosowane jako wskaźniki lub wykorzystywane do budowy wskaźników syntetycznych mogą być wyrażane w postaci wartości bezwzględnych lub względnych, i w zależności od charakteru informacji i ich zamierzonego wykorzystania, mogą być agregowane lub ważone [16].

Podstawowym krokiem przy analizie danych jest określenie jednostki funkcjonalnej, do której będziemy wszystkie zebrane dane odnosili. Aby uniknąć obciążenia wyników błędem norma ISO 14031 zaleca rozważenie wszystkich istotnych i wiarygodnych danych, które zostały zgromadzone. Analiza danych może obejmować rozważania, dotyczące jakości, miarodajności, adekwatności i kompletności danych, koniecznych do opracowania wiarygodnej informacji [16].

3. WSKAŹNIKI WWE DLA PROCESU OBRÓBKII SKRAWANIEM

W celu wyznaczenia WWE dla procesu obróbki skrawaniem czynniki wpływające na zapotrzebowanie mocy w procesie skrawania podzielone zostały na trzy kategorie (rys. 2).

Rozważając etapy przygotowania produkcji, zapotrzebowanie mocy możemy opisać zależnościami (1), (2), (3).

$$P_e = \frac{F_c \cdot V_c}{60 \cdot 1000} + \frac{F_x \cdot V_x}{60 \cdot 1000} \quad [\text{kW}] \quad (1)$$

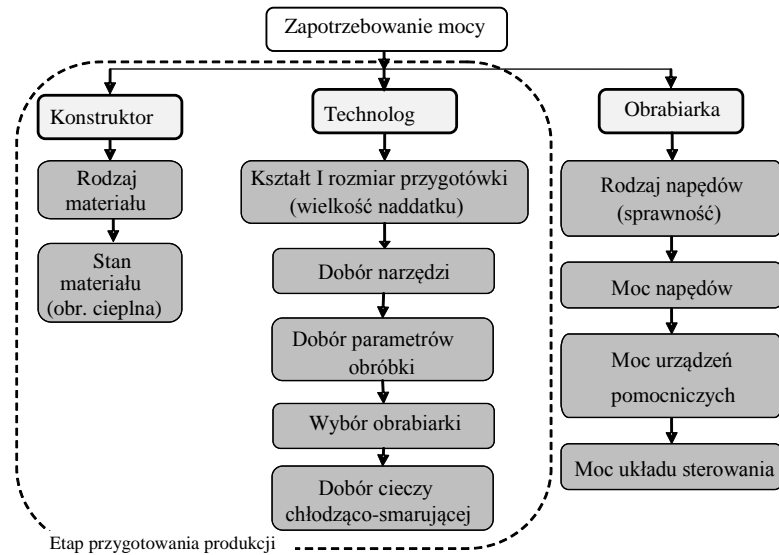
gdzie:

$$V_c = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1000} \quad [\text{m/min}] \quad (2)$$

$$V_x = \frac{f \cdot n}{1000} \quad [\text{m/min}] \quad (3)$$

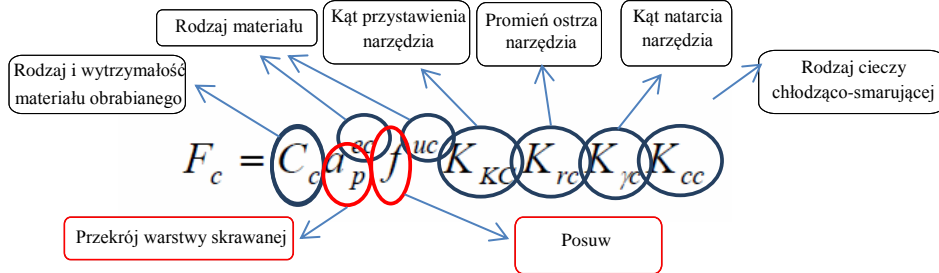
gdzie: P_e – moc skrawania,
 V_c – prędkość skrawania,
 V_x – prędkość ruchu posuwowego.

Ponieważ wielkość siły posuwowej w praktyce mieści się w zakresie 15–30% siły skrawania, a prędkości ruchu posuwowego (poza nielicznymi przypadkami) są co najmniej kilkukrotnie niższe od prędkości skrawania w dalszych rozważaniach pominięto ich wpływ na moc procesu obróbki.



Rys. 2. Elementy wpływające na zapotrzebowanie mocy obrabiarki

Elementy składowe siły skrawania przedstawiono na rysunku 3.



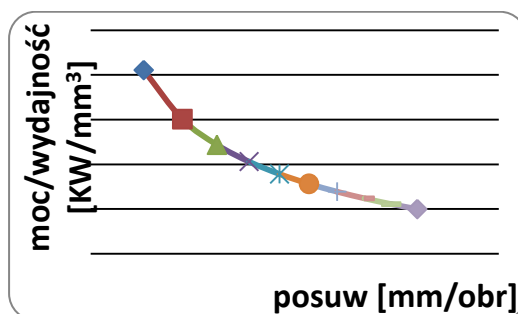
Rys. 3. Czynniki wpływające na siłę skrawania (na podst. [3])

Czynniki konstrukcyjne wyrobu (C_c , e_c , u_c), opisujące rodzaj i parametry wytrzymałościowe materiału są związane z jego cechami użytkowymi, ze względu na ich charakter nie powinny być wykorzystane do zmiany parametrów energetycznych procesu obróbki na etapach przygotowania produkcji.

Czynniki związane z narzędziami oraz ich pracą (K_{kc} , K_{rc} , K_{yc} , K_{cc}) wyraźnie wpływają na moc procesu obróbki skrawaniem, należy jednak pamiętać, że parametry

narzędzi są zazwyczaj zdeterminowane kształtem i wymiarami przedmiotu obrabianego, dlatego mimo, że dobór parametrów narzędzi może zmienić o ponad połowę zapotrzebowanie na moc, to w praktyce możliwość ich zmiany jest niewielka.

Spośród parametrów technologicznych (prędkość skrawania, posuw narzędzia i głębokość skrawania) na szczególną uwagę zasługuje posuw narzędzia, gdyż wykładnik potęgi z nim związany jest mniejszy od 1,0 (zawiera się w przedziale 0,73–0,78), co oznacza, że wraz ze wzrostem posuwu, jego wpływ na moc procesu rośnie nieproporcjonalnie do wzrostu wydajności obróbki (rys. 4).



Rys. 4. Wpływ wielkości posuwu na moc procesu obróbki skrawaniem (dla stali)

Wpływ doboru obrabiarki na wskaźniki energetyczne jest związany przede wszystkim z zależnością sprawności napędów w funkcji wykorzystanej mocy (rys. 5). Oby zachować wysokie wskaźniki wyniku energetycznego należy tak dobierać obrabiarkę aby był zachowany odpowiedni zapas mocy jej napędów.



Rys. 5. Charakterystyka sprawności silnika prądu stałego o mocy znamionowej 10 kW oraz straty mocy (na podst. [19])

Uwzględniając powyższe rozważania można wyznaczyć następujące wskaźniki WWE dla procesu obróbki skrawaniem:

1. Wskaźnik jednostkowy zapotrzebowania na energię dostarczoną na jednostkę produktu wytworzonego J_{PW} wyrażony w [kWh/szt.].

$$J_{PW} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{P_{ei} t_{ji}}{3600000} \right) [kWh / szt] \quad (4)$$

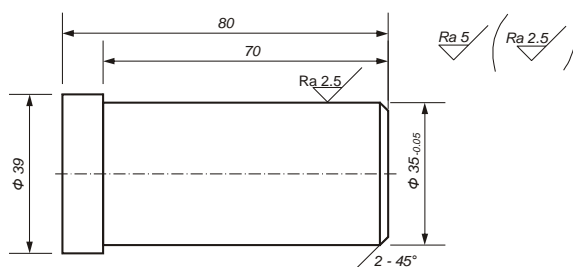
gdzie: P_{ei} – moc skrawania dla i-tej operacji,
 t_{ji} – czas trwania i-tej operacji.

2. Wskaźnik jednostkowy zapotrzebowania na energię niezbędną na wykonanie i-tej operacji technologicznej J_{OTi} dla jednego produktu [kWh/szt].

$$J_{OTi} = \frac{P_{ei} t_{ji}}{3600000} [kWh / szt] \quad (5)$$

3. WSKAŹNIKI WWE DLA PROCESU TOCZENIA

W celu ukazania wpływu poszczególnych parametrów technologicznych na zużycie energii w procesie toczenia, wykorzystano przykładowe zlecenie produkcyjne sworznia (rys. 6). Poszczególne operacje zostały wyszczególnione w tabeli 1.



Rys. 6. Sworznie poddany obróbce skrawaniem [8]

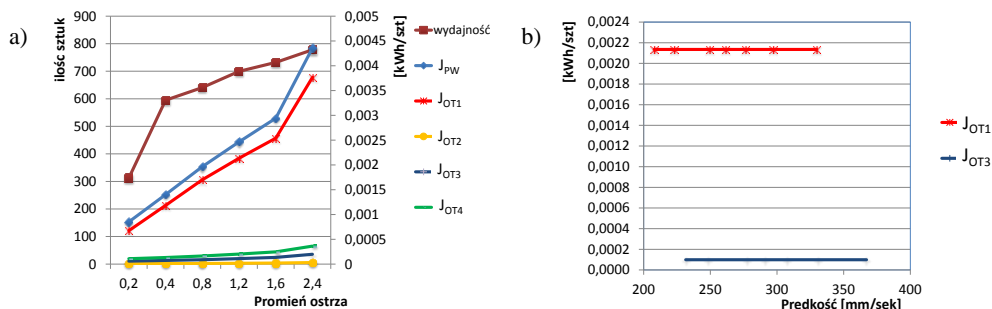
Tabela 1. Plan operacyjny produkcji sworznia

Plan operacyjny		Materiał: stal węglowa konstrukcyjna Przedmiot: sworznie	
Lp.	Nazwa operacji (zabiegu)	Stanowisko	Narzędzia
1	Toczyć $\varnothing 40$ na $\varnothing 35_{-0.05}$ na długość 70 mm	Tokarka kłowa TUR50CNC	Nóż tokarski składany SCGCR/L Nóż tokarski składany 150.19 Suwmiarka MAUa-150 Mikrometr MMZb 25÷50/0.01
2	Wykonać fazę $2 \times 45^\circ$		
3	Toczyć $\varnothing 40$ na $\varnothing 39$ na długość 10 mm		
4	Odciąć przedmiot zachowując długość 80 mm		

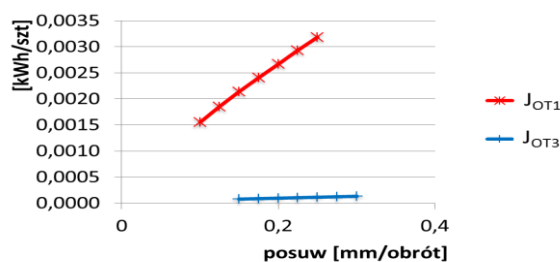
W ramach przeprowadzonych obliczeń zużywanej energii w zależności od parametrów procesu technologicznego uzyskano wyniki przedstawione na rysunkach 7÷8. Na rysunkach 7b i 8 prezentowane wyniki, z uwagi na odniesienie do zmiennej prędkości skrawania (rys. 7b) i zmiennego posuwu (rys. 8) zostały przedstawione tylko dla operacji 1 (J_{OT1}) i 3 (J_{OT3}) dotyczących operacji toczenia.

Z przedstawionych na rysunkach 7 i 8 danych wynika, że parametry technologiczne obróbki skrawaniem, poza prędkością procesu skrawania, mają wpływ

na zużycie energii podczas całego procesu. Dla prędkości skrawania (rys. 7b) wielkość energii jest stała w całym zakresie. Jest to spowodowane, proporcjonalnym stosunkiem wzrostu mocy skrawania i spadku czasu obróbki.



Rys.7. Kształtowanie się wskaźników a) jednostkowego zapotrzebowania na energię niezbędną na wykonanie i-tej operacji technologicznej J_{OTi} dla jednego produktu i wydajności procesu w zależności od zmiennego promienia ostrza, b) jednostkowego zapotrzebowania na energię niezbędną na wykonanie i-tej operacji technologicznej J_{OTi} dla jednego produktu w zależności od zmiennej prędkości skrawania dla zadanego posuwu i promienia ostrza



Rys. 8. Kształtowanie się wskaźników jednostkowego zapotrzebowania na energię niezbędną na wykonanie operacji technologicznej J_{OT} dla jednego produktu w zależności od zmiennego posuwu dla zadanego promienia ostrza i prędkości skrawania

4. PODSUMOWANIE

Prezentowana w artykule metodyka wyznaczania wskaźników oparta została, głównie o zmienne parametry technologiczne obróbki skrawania, w celu ukazania, że prawidłowy dobór tychże parametrów może mieć wpływ na zużycie energii w całym procesie. Jak zostało to już zauważone na wstępie artykułu, w nowoczesnych obrabiarkach montowane są już silniki i układy zmniejszające energochłonność procesu obróbki skrawaniem. Jednakże przy bardzo dużych zleceniach ważnym aspektem staje się również wpływ samego planowania produkcji na poprawę efektywności energetycznej samego procesu. Dlatego też niezwykle istotny staje się dobór prawidłowych parametrów technologicznych, który z jednej strony zapewni poprawne wykonanie zlecenie, z drugiej będzie gwarantował jak najmniejsze zużycie

energii.

W przyszłości należałoby uwzględnić w proponowanych wskaźnikach udział pozostałych parametrów procesu obróbki, w szczególności poszczególnych zespołów napędowych obrabiarki oraz samego sposobu planowania produkcji.

LITERATURA

- [1] AL-MANSOUR F., *Energy efficiency trends and policy in Slovenia*, Energy 36 (2011) 1868-1877.
- [2] BLOMBERG J., HENRIKSSON E., LUNDMARK R., *Energy efficiency and policy in Swedish pulp and paper mills: A data envelopment analysis approach*, Energy Policy 42 (2012) 569-579.
- [3] BRODOWICZ W., GRZEGÓRSKI Z., *Technologia budowy maszyn*. WSiP, Warszawa 1993.
- [4] BULLINGER, H.J., STEINAECKER, J.V., WELLER, A., *Concepts and methods for a production integrated environmental protection*, International Journal of Production Economics 60-61, 1999, pp. 35-42.
- [5] BUNSE K. , VODICKA M. , SCHÖNSLEBEN P., BRÜLHART M., ERNST F.O., *Integrating energy efficiency performance in production management - gap analysis between industrial needs and scientific literature*, Journal of Cleaner Production 19 (2011) pp. 667-679.
- [6] BURRITT, R.L., SAKA, C., *Environmental management accounting applications and eco-efficiency: case studies from Japan*, Journal of Cleaner Production 14, 2006, pp. 1262-1275.
- [7] DMG Ecoline magazine 2014.
- [8] DURLIK I.: *Inżynieria Zarządzania, Strategia i Projektowania Systemów Produkcyjnych* Agencja Wydawniczo-Poligraficzna Placed Warszawa 1995
- [9] EICHHAMMER W., MANNSBART W., *Industrial energy efficiency. Indicators for a European cross-country comparison of energy efficiency in the manufacturing industry*. Energy Policy, Vol. 25, 1997, pp. 759-772.
- [10] EUROPEAN COMMISSION, *Directive 2006/32/EC of the European parliament and of the council of 5 April 2006 on energy end-use efficiency and energy service and repealing council directive 93/76/EEC*. Available from: <http://eur-lex.europa.eu>.
- [11] EUROPEAN COMMISSION, *Reference Document on Best Available Techniques for Energy Efficiency. Sevilla: EC JRC*. Available from: http://eippcb.jrc.es/reference/BREF/ENE_Adopted_02-2009.pdf.
- [12] GIACONE E., MANCO S., *Energy efficiency measurement in industrial processes*, Energy Vol. 38, 2012, pp. 331-345.
- [13] HERNÁNDEZ-SANCHO F., MOLINOS-SENANTE M., SALA-GARRIDO R., *Energy efficiency in Spanish wastewater treatment plants: A non-radial DEA approach*, Science of the Total Environment 409 (2011) 2693-2699.
- [14] JUNICHIRO ODA, KEIGO AKIMOTO, TOSHIMASA TOMODA, MIYUKI NAGASHIMA, KENICHIWADAA, FUMINORI SANO, *International comparisons of energy efficiency in power, steel, and cement industries*, Energy Policy 44 (2012) 118-129.
- [15] LAN-BING L., JIN-LI H., *Ecological total-factor energy efficiency of regions in China*, Energy Policy, Available online 17 April 2012.
- [16] Norma ISO 50001:2011,
- [17] Norma PN-EN ISO 14031:2002.
- [18] PATTERSON MG., *What is energy efficiency? Concepts, indicators and methodological issues*, Energy Pol Vol. 24 Issue 5, 1996, pp.377-390.
- [19] SZUMANOWSKI, A., *Teoria samochodu. Akumulacja energii w pojazdach*, WKŁ, Warszawa 1984.
- [20] WNUK R., *Efektywność energetyczna polskiej gospodarki*, Energetyka ciepła i zawodowa Vol. 5, 2009, pp. 5-9.

ANALIZA WPLYWU SIŁY DOCISKU NA PROCES CIĘCIA PŁASKIMI ŚCIERNICAMI Z UŻYCIEM SZYBKIEJ KAMERY WIZYJNEJ

Maciej WŁODARCZYK¹, Mateusz MADEJSKI¹

1. WPROWADZENIE

Cięcie jest procesem, podczas którego dochodzi do rozdzielania materiału na całej jego grubości, według przyjętej uprzednio linii podziału, zwykle prostopadłej do powierzchni przedmiotu obrabianego. Jako idealny proces cięcia można przyjąć rozdzielanie wiązań atomowych w płaszczyźnie cięcia wzdłuż określonej linii bez wpływu na stan fizyczny materiału [5].

Proces ten może być realizowany przy użyciu różnych metod, wśród których najważniejszymi są: cięcie termiczne, cięcie hydroabrazowe oraz mechaniczne. Przy wyborze technologii cięcia należy kierować się jej specyfiką, zakresem zastosowań, przy których jest ekonomiczna, zakresem przecinanych materiałów oraz ich grubością [2].

Automatyzacja i robotyzacja dwóch pierwszych metod wpłynęła na fakt zwiększenia ich procentowego udziału w szeroko rozumianej technologii obróbki, szczególnie w zakresie procesów technologicznych związanych z przygotowaniem półfabrykatów. Tym niemniej w pewnych przypadkach wprowadzanie technologii abrazyjnych czy termicznych nie znajduje swojego uzasadnienia a nawet jest niemożliwe. Przykładem tego mogą być prace remontowe czy montażowe konstrukcji realizowane na wysokościach. W takich przypadkach cięcie mechaniczne umożliwia realizację założonych w procesie celów zapewniając jednocześnie osiągnięcie odpowiednio niskiego kosztu jednostkowego [1].

Jedną z podstawowych metod cięcia mechanicznego jest przecinanie ściernic. Narzędziem w tym procesie jest płaska tarcza, która stanowi bryłę obrotową

¹ Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny, 20-618 Lublin, ul. Nadbystrzycka 36

o ustalonym kształcie i wymiarach, gdzie ziarna ściernie związane są w sposób dostatecznie trwałe za pomocą spoiwa. Pomiedzy ziarnami ściernymi i spoiwem występują pory. W strukturze ścierniej może dodatkowo występować wypełniacz. Podczas pracy narzędzia wierzchołki poszczególnych ziaren mogą być obciążone siłą rzędu 5–10 N, a temperatura często przekracza temperaturę topnienia przedmiotu obrabianego lub jest jej równa [5]. Podstawowym parametrem technologicznym, z jakim mogą pracować ściernice płaskie, podawanym przez producentów jest zakres prędkości obrotowej narzędzia, przekładający się bezpośrednio na prędkość skrawania. Brak jest jednak wytycznych zawierających informację, co do wartości siły docisku, jaką należy przyłożyć podczas procesu, aby uzyskać optymalne zużycie narzędzia.

W niniejszym artykule podjęto próbę analizy procesu cięcia tarczami ściernymi przedmiotów o pełnych przekrojach i wpływu parametru technologicznego w postaci wartości siły docisku na zużycie narzędzi w tym procesie. W badaniach zastosowano nowoczesną aparaturę w postaci szybkiej kamery wizyjnej Phantom v1610 pozwalającej rejestrować ruch obiektów poruszających się z bardzo dużymi prędkościami, do których należą ściernice płaskie. Zastosowanie szybkiej kamery umożliwiło dokładną obserwację zmiany prędkości narzędzia przy wejściu narzędzia w materiał przecinany, a także pozwoliło porównać różnice pomiędzy ustabilizowanymi prędkościami narzędzi różnych producentów przedstawiając je w formie graficznej. Uzyskane wyniki badań porównano z danymi dotyczącymi pomiaru zużycia ściernic obciążonych założonymi siłami docisku.

2. METODYKA BADAŃ

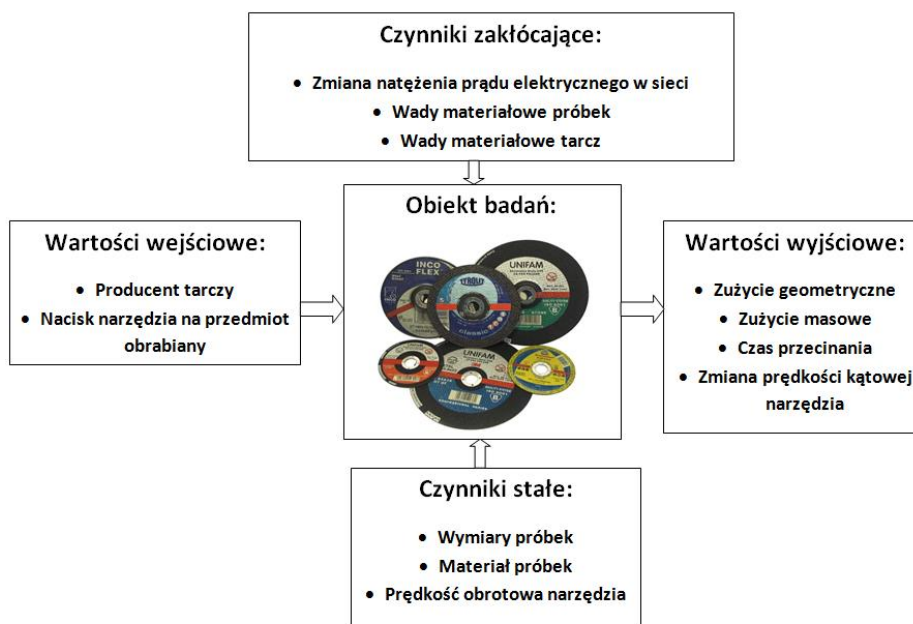
Proces zużycia ściernic płaskich związany jest z wieloma czynnikami, wśród których najważniejszymi są: prędkość skrawania związana bezpośrednio ze średnicą oraz prędkością obrotową narzędzia oraz prędkość posuwu, z jaką ściernica zagłębia się w materiał. W zależności od mocy i konstrukcji obrabiarki, na której prowadzony jest proces wartość prędkości posuwu uzależniona jest często od siły, z jaką ściernica naciska na przecinany element. Siła ta ma wpływ nie tylko na czas cięcia, lecz również na zużycie narzędzia.

W pracy podjęto próbę oszacowania wpływu wartości siły docisku na proces cięcia poprzez wyznaczenie prędkości kątowej, z jaką narzędzia skrawały podczas badań w powiązaniu z trwałością narzędzi. W celu realizacji eksperymentu opracowano plan badań oraz scharakteryzowano badany obiekt przedstawiony na rys. 1. W badaniach porównano zestawy narzędzi czterech różnych producentów ściernic dostępnych na rynku o tej samej średnicy wynoszącej $\varnothing 125$ mm i grubości 1 mm, których dane zamieszczono, w tab. 1.

Tabela 1. Oznaczenie tarcz ściernych do przecinania użytych w badaniach [7]

	Gatunek ścierniwa	Wielkość ziarna	Stopień twardości	Struktura	Gatunek spoiwa	Typ spoiwa
DEBRAY	A	60	R	-	BF	41
LUX	A	24	R	-	BF	41
NORTON	A	60	S	-	BF	41
RHODIUS	A	46	T	11	BF	100

W badaniach ściernice poddano obciążeniu siłami docisku na poziomie równym odpowiednio: 35,30; 40,89; 50,79 N. Wartości przyjętych do badań sił wynikały z przeprowadzonych badań wstępnych poprzedzonych obliczeniami wartości maksymalnej siły docisku, jaką może przenieść ściernica, bez narażenia jej na wyboczenie. Proces cięcia prowadzono ściernicami obciążonymi na w/w poziomie mierząc po każdorazowym przejściu zużycie narzędzia zarówno masowe jak i geometryczne, jednocześnie rejestrując czas cięcia. Badania powtarzano 5 krotnie dla każdego zestawu narzędzi a uzyskane wyniki poddano analizie statystycznej.



Rys. 1. Schemat blokowy przedstawiający metodykę badań obiektu

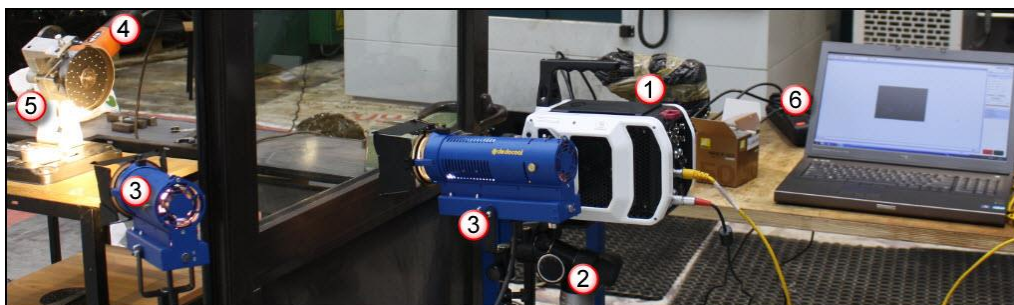
W badaniach nie przeanalizowano wpływu takich czynników jak zmiany parametrów prądu elektrycznego w sieci, wad materiałowych czy też wad samych tarcz tnących.

Eksperyment przeprowadzono na stanowisku badawczym przedstawionym na rys. 2, które stanowiła szlifierka kątowa AEG WS6–125 zapewniająca uzyskanie prędkość obrotowej bez obciążenia na poziomie 10000 obr/min. Zamocowana była ona w uniwersalnym statywie, który pozwalał stabilnie zamocować próbki przecinanego materiału za pomocą zintegrowanego ze stołem mimośrodowego uchwytu zaciskowego. Aby możliwe było wywarcie zadanej siły docisku w uchwycie dokonano modyfikacji jego konstrukcji wprowadzając element dodatkowy w postaci śruby, na której zawieszano obciążniki o znanej masie, zabezpieczone nakrętką motylkową. Zapewniało to bezpieczeństwo pracy przy eksperymencie.

Materiałem użytym w badaniach była stal niestopowa S235JR według PN-EN 10025-2: 2007 [9]. Za użyciem tego gatunku stali do badań przemawiał fakt, że stal S235JR jest ogólnodostępna a także jej szerokie zastosowanie w budowie maszyn [4]. Stal tę cechuje dobra spawalność, skrawalnością oraz fakt, iż jest to materiał najczęściej poddawany przecinaniu tarczami ściernymi w mniejszych zakładach produkcyjnych oraz przy montażu konstrukcji. Próbki użyte w badaniach miały postać pręta o przekroju kwadratu, o polu przekroju 20x20mm. Szerokość szczeliny cięcia uwarunkowana była szerokością użytych tarcz i wynosiła 1mm. Dla zachowania pewności uchwytu i możliwości rejestracji szybko zmieniającej się temperatury, długość przecinanego odcinka pręta ustalona została na 5mm.

Zmianę prędkości kątowej rejestrowano za pomocą szybkiej kamery wizyjnej Phantom v1610 (rys. 2) ustawionej na statywie (2) wraz z zestawem oświetleniowym w pobliżu stanowiska do badań cięcia oraz komputera z oprogramowaniem do analizy video (6). Kamera Phantom v1610 to jedna z najszybszych tego typu kamer na świecie, wyposażona w panoramiczny sensor CMOS, który jest w stanie rejestrować obraz z prędkością 16GigaPikseli na sekundę. Oznacza to, że przy pełnej rozdzielczości 1MegaPiksela (1280x800 pikseli) możliwa jest rejestracja 16000 klatek w ciągu sekundy. W rozdzielczości zredukowanej v1610 jest w stanie dojść prędkości rejestracji do 1 000 000 klatek w ciągu sekundy [6].

Podczas procesu rejestracji zostały wykorzystane dwa rodzaje oświetlenia zaprezentowane na rys. 2: punktowe w postaci zestawu z lampami światła zimnego firmy *DEDACOO*L o mocy 400W (3), z płynną regulacją szerokości i natężenia strumienia światła; oraz światła rozproszonego halogenowego o mocy 1250 W firmy Hedler.

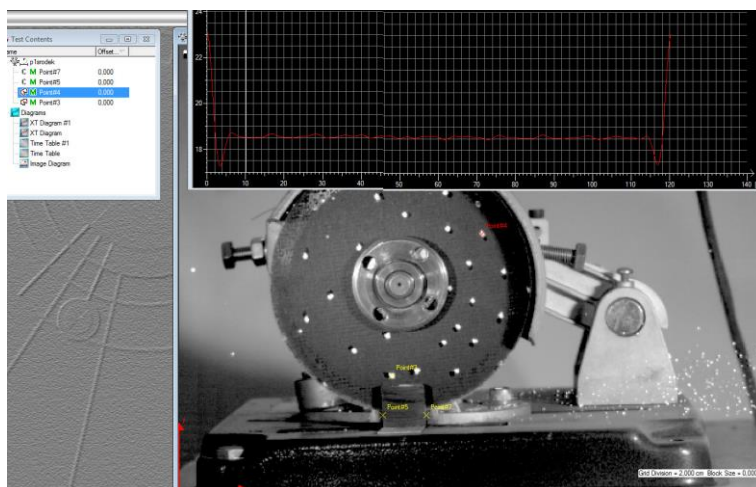


Rys. 2. Stanowisko badawcze do prób cięcia oraz zestaw do rejestracji z kamerą Phantom v1610

Wykorzystanie w rejestracji video oprogramowania Phantom Camera Control umożliwiło ustawianie początku i końca sekwencji klatek, co pozwala w znacznym stopniu ograniczyć wielkość zapisanego pliku na dysku komputera, jak również ograniczyć czas transferu zarejestrowanego źródła. Program Phantom Camera Control pozwala na ustawienie rozdzielczości zdjęć i ilości przechwytywanych klatek. W przeprowadzonych badaniach prędkość zapisu ustalona była na poziomie 10000 klatek na sekundę przy rozdzielczości 640x480 pikseli.

Aby możliwe było przeprowadzenie analizy ruchu zarejestrowanego materiału filmowego na powierzchnię ściernic naniesiono za pomocą białego markera charakterystyczne obszary kołowe. Wykorzystano tu fakt, że powierzchnia ściernic jest czarna i matowa, co dodatkowo zmniejszyło wpływ refleksyjności obserwowanej powierzchni oraz ograniczyło zakłócenia wywołane zmianą natężenia światła padającego na obserwowaną obracającą się powierzchnię.

W celu przeprowadzenia analizy ruchu tarczy ściernic podczas cięcia wykorzystano środowisko oprogramowania TEMA Motion. Oprogramowanie to pozwala na przeprowadzenie procesu obróbki sekwencji zdjęć poczynając od momentu umieszczenia punktów charakterystycznych na znacznikach tak zwanych markerach, a następnie dokonaniu przez program niezbędnych obliczeń w zakresie analizy ruchu i reprezentacji ich wyników w postaci wykresów bądź tablic.



Rys. 3. Przykład ulokowania punktów służących do analizy prędkości tarcz w oprogramowaniu TEMA

Uzyskane na podstawie rejestracji prób cięcia materiały wideo przeanalizowano w oprogramowaniu z wykorzystaniem dwóch algorytmów automatycznego śledzenia tj. *Circular symmetry* oraz *Center of gravity*, których etap implementacji w środowisku oprogramowania TEAMA Motion zaprezentowano na rys. 3.

Pierwszy algorytm pozwala na wyszukanie środków symetrii obrazu w zaznaczonej przestrzeni, co ma zastosowanie przy okręgach koncentrycznych. Drugi z wykorzystanych algorytmów monitoruje środek ciężkości konturu markera lub obiektu. Dzięki temu kształt może się zmieniać wraz ze zmianą natężenia oświetlenia.

Na podstawie przeprowadzonych obliczeń dotyczących ruchu obserwowanych ściernic możliwe było generowanie wykresów prędkości kątowej oraz przyspieszenia kątowego w funkcji czasu. Przykładowy przebieg zmiany prędkości zaprezentowano na rys. 3. Na przedstawionym wykresie możemy zaobserwować występowanie okresowych powtórzeń oscylacji amplitud prędkości kątowej punktu pomiarowego, co wywołane może być charakterem procesu cięcia oraz okresowością zmian napięcia źródła prądu zasilającego szlifierkę kątową.

Oddzielną część eksperymentu stanowiły badania zużycia narzędzi. Ich trwałość wyznaczono mierząc za pomocą suwmiarki średnicę po każdym przejściu narzędzia w czterech symetrycznie rozmieszczonych miejscach obliczając w ten sposób wartość średnią. Uzyskane wyniki poddano analizie statystycznej.

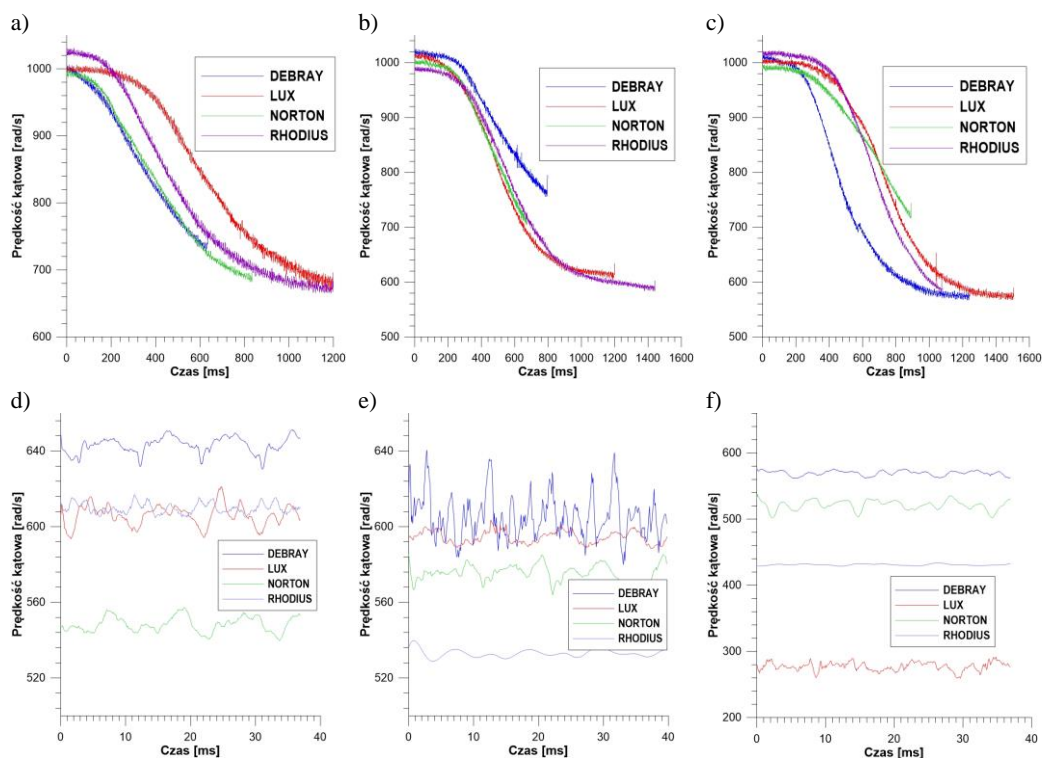
3. ANALIZA WYNIKÓW

Zarejestrowane na drodze doświadczalnej materiały wideo zawierające zapis zmiany prędkości obrotowej ściernic podczas cięcia poddano obróbce z użyciem oprogramowania TEMA Motion. Uzyskane na podstawie zawartych w oprogramowaniu algorytmów wyniki przeliczono do postaci wykresów liniowych opisujących przebiegów zmiany prędkości kątowej wyrażonej w rad/s.

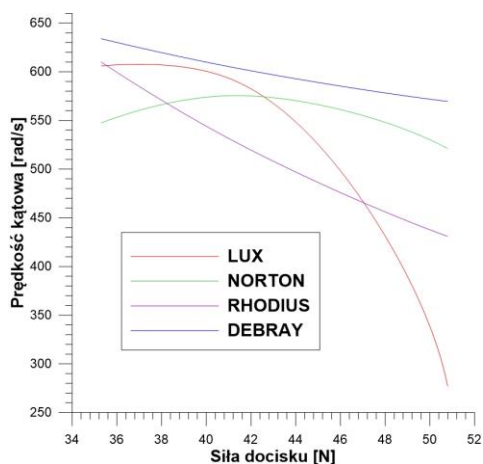
Wyznaczone w ten sposób rzeczywiste prędkości kątowe narzędzi analizowane były w dwóch położeniach tarcz ściernych. Pierwsze położenie, gdy następował kontakt narzędzia z próbką i trwał aż do stabilizowania się prędkości w materiale, natomiast drugie w środku przecinanej próbki. Pozwoliło to na obserwację spadku prędkości i umożliwiło porównanie między sobą różnych ściernic w funkcji czasu trwania procesu przy trzech różnych obciążeniach, z jakimi pracowały narzędzia.

Na rys. 4 zaprezentowano wykresy przebiegów zmian prędkości kątowych ściernic w funkcji czasu, zarejestrowanych w chwili wchodzenia ściernicy w materiał oraz podczas skrawania w pełnym materiale. Jak widać na wykresach ściernice różnych producentów podobnie zachowywały się podczas wejścia narzędzia w materiał przecinany przy obciążeniu narzędzia na poziomie 40,89N. Zwiększenie lub zmniejszenie wartości siły docisku powodowało różnice w czasie po jakim obserwowano stabilizację obrotów narzędzia w materiale. Związane jest to ze zjawiskiem poślizgu, jaki występuje podczas pracy nowej tarczy w materiale, a który zanika w momencie "naostrzenia" się ściernicy.

Do ciekawych wniosków można dojść obserwując przebiegi zmiany prędkości kątowych ściernic pracujących w częściach środkowych przecinanych próbek. W zależności od przyłożonej siły nacisku ściernice różnych producentów uzyskiwały różne wartości prędkości kątowych.



Rys. 4. Wykres prędkości kątowej: a) przy wejściu ściernicy w materiał przy obciążeniu 35,3 N; b) 40,89 N; c) 50,79 N; oraz podczas skrawania w pełnym materiale przy obciążeniu odpowiednio: d) 35,3 N; e) 40,89 N; f) 50,79 N



Rys. 5. Wykres zależności prędkości kątowej od siły docisku dla badanych ściernic

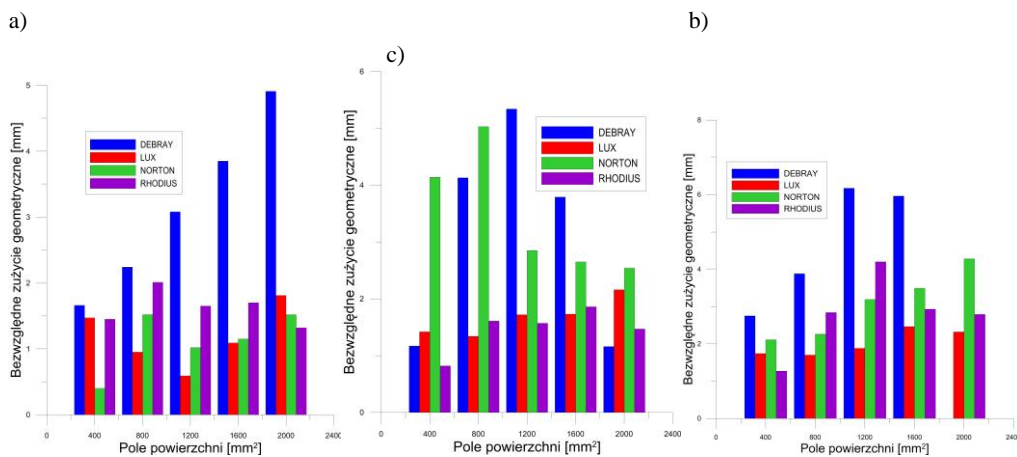
Najwyższą prędkość przy najniższej sile równej 35,3 N zarejestrowano przy tarczach DEBRAY, które osiągały średnią wartość prędkości kątowej 633,9 rad/s, a najniższą dla tarcz NORTON na poziomie 547 rad/s. Zwiększenie wartości siły docisku powodowało spadek wartości prędkości kątowej co szczególnie uwidoczniło się przy sile na poziomie 50,79 N. Obserwuje się tu dla tarcz marki LUX 45% spadek prędkości kątowej co przekłada się na prędkość skrawania z jaką tarcza pracuje w materiale. Związane jest to z najmniejszym numerem ziarna,

które dla tych tarcz wynosi 24 (850/710 μm) a przez to ze zwiększeniem oporów skrawania.

Tarcze posiadające mniejszej wielkości ziarna (300/250 μm) są mniej "czułe" na wpływ sił docisku, co na wykresie zaprezentowanym na rys. 5 przekłada się na zaobserwowany niższy spadek prędkości kątowej ściernicy.

Na podstawie przeprowadzonych badań można powiedzieć, że istnieje zależność pomiędzy wielkością pojedynczego ziarna a siłą docisku, co ma wpływ na wartość rzeczywistej prędkości skrawania podczas cięcia.

Uzyskane wyniki pozwalają na ocenę związku kinematyki procesu cięcia i porównanie ich ze zużyciem wyznaczonym na podstawie pomiarów po każdorazowym przejściu narzędzia. Wyniki pomiarów zużycia zamieszczono na rys.6.



Rys. 6. Wykresy zużycia ściernic: a) przy obciążeniu 35,3 N; b) 40,89 N; c) 50,79 N

Na wykresie przedstawiono bezwzględne zużycie geometryczne ściernic poddanych przyjętym obciążeniom dla kolejnych przejść aż do momentu, w którym praca narzędziem była niemożliwa. Stąd też, jako pole powierzchni należy rozumieć sumę pól powierzchni przeciętej próbki podczas kolejnych przejść ściernicy.

Na podstawie uzyskanych wyników można stwierdzić, że najmniejszym zużyciem a tym samym największą trwałością cechowały się tarcze LUX. Dla ściernic tych zwiększenie siły docisku narzędzia na przedmiot obrabiany podczas kolejnych przejść nie powoduje tak znacznego wzrostu bezwzględnego zużycia, jakie zaobserwowano dla tarcz np. DEBRAY.

Analizując powyższe wyniki i zestawiając je z wynikami dotyczącymi prędkości kątowych ściernic możliwe jest stwierdzenie, o istnieniu zależności pomiędzy wartością siły docisku a trwałością narzędzia. Na zwiększenie trwałości ściernic w istotnym stopniu przyczynia się zmiana prędkości kątowej narzędzia, która dla tarcz

o najmniejszym zużyciu miała wartość największą.

4. PODSUMOWANIE I WNIOSKI Z PRZEPROWADZONYCH BADAŃ

Na podstawie przeprowadzonych badań procesu cięcia ściernicami płaskimi różnych producentów stali S235JR w zależności od siły docisku, z jaką jest obciążona ściernica możliwe jest stwierdzenie, że wartość siły docisku przyłożonej do narzędzia, z jaką oddziałuje ono na przedmiot obrabiany ma istotny wpływ na jego prędkość kątową a w konsekwencji na chwilową prędkość skrawania. Ustalenie odpowiedniej wartości siły docisku jest kwestią ważną nie tylko ze względu na deformacje, do jakich może dojść w materiale podczas obróbki, lecz także ze względów bezpieczeństwa pracy narzędzia. Wartość siły docisku ma wpływ na interwał czasowy, z jakim ściernica stabilizuje swoją prędkość w materiale. Dla ściernic wykonanych z tych samych gatunków ścierniwa, lecz różniących się wielkością ziaren przy zwiększeniu siły docisku na ściernice zaobserwowano większy spadek prędkości kątowej ściernicy. Zmiana prędkości kątowej narzędzia przekłada się na uzyskanie innych warunków w strefie skrawania, co może mieć wpływ na zużycie narzędzi i wzrost kosztów produkcji. Wydaje się, że wyższe prędkości kątowe ściernic mogą powodować zwiększenie temperatury w strefie skrawania, co z kolei przekładać się może na pękanie łańcuchów polimerowych w spoiwie żywicznym, wyłamywanie całych ziaren ściernych a w konsekwencji zwiększone zużycie ściernicy.

Zmiana prędkości kątowej narzędzia podczas przecinania może przekładać się również, na jakość powierzchni po cięciu. W przypadku, gdy ma to znaczenie należy dążyć do jak najszybszego ustabilizowania jej w materiale poprzez odpowiednią siłę docisku.

LITERATURA

- [1] GÓRECKI A., *Technologia ogólna: Podstawy technologii mechanicznych*, Warszawa, WSiP, 2009.
- [2] KACZMAREK J., *Podstawy obróbki wiórowej, ścierniej i erozyjnej*, Warszawa, WNT, 1970.
- [3] KOSMOL J., *Technika wytwarzania – obróbka wiórowa i ścierna*, Politechnika Śląska, Gliwice 2002.
- [4] LEGUTKO S., *Podstawy technologii maszyn i urządzeń*. Warszawa, WSiP, 2004.
- [5] ZALESKI K., *Laboratorium obróbki ubytkowej*. Politechnika Lubelska, Lublin 2001.
- [6] <http://www.visionresearch.com/Products/High-Speed-Cameras/15.05.2014>.
- [7] PN-EN525:2001 – *Narzędzia ściernie spojone* – Wymagania ogólne.
- [8] PN-EN12413:2007 – *Warunki bezpieczeństwa dla narzędzi ściernych spojonych*.
- [9] PN-EN10025:2007 – *Wyroby walcowane na gorąco ze stali konstrukcyjnych* – Ogólne warunki techniczne.

WPLYW GEOMETRII OSTRZA NA SIŁY SKRAWANIA PODCZAS FREZOWANIA STOPÓW ALUMINIUM

Kazimierz ZALESKI¹, Tomasz PAŁKA¹

1. WPROWADZENIE

Stopy aluminium są materiałem szeroko stosowanym w różnych gałęziach przemysłu. Jednym z ważnych obszarów zastosowań tych stopów jest przemysł lotniczy. W budowie statków powietrznych stosowane są części o bardzo złożonych kształtach, które wytwarzane są z półfabrykatów w postaci prostopadłościennych płyt metodami obróbki skrawaniem, a podczas tej obróbki usuwa się nawet 95% materiału półfabrykatu [4]. Efektywne usuwanie tak dużej objętości materiału umożliwia obróbkę wysoko wydajna (HPC). W produkcji części lotniczych muszą też być spełnione wysokie wymagania w zakresie dokładności oraz jakości powierzchni. Wymagania te można spełnić, stosując obróbkę z dużymi prędkościami skrawania (HSC). Stopy aluminium charakteryzują się złą szlifowalnością, zatem obróbka wykończeniowa części z tych stopów prowadzona jest zwykle metodami obróbki wiórowej. Ze względu na kształt tych części, szeroko stosowanym sposobem ich wytwarzania jest frezowanie.

Jedną z ważnych wielkości występujących w procesie obróbki są siły skrawania, które mają wpływ na dokładność wytwarzanych przedmiotów, jakość ich powierzchni, moc skrawania. Dotychczasowe badania sił skrawania podczas obróbki stopów aluminium prowadzone były głównie podczas toczenia oraz wiercenia [6]. W pracy [13] badano siły oraz moment skrawania podczas procesu rozwiercania narzędziem pokrytym PCD odlewniczych stopów aluminium. Analiza otrzymanych wyników pozwoliła na zoptymalizowanie parametrów technologicznych. W tym celu wyznaczono najmniejsze wartości składowych sił F_x i F_y oraz dokonano pomiarów

¹ Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny, Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji,
ul. Nadbystrzycka 36, 20-618 Lublin

dokładności, kształtu i wymiaru wykonywanych otworów. Stwierdzono, że wpływ siły F_z jest pomijalny.

W kolejnej pracy [12] Autorzy badali siły skrawania podczas wiercenia narzędziami o zmodyfikowanej geometrii. W przypadku zoptymalizowanego wiertła, przeznaczonego do obróbki stopów aluminium, uzyskano zmniejszenie sił skrawania o 21%. Autorzy kilku prac badali wpływ parametrów skrawania na siły skrawania, zmieniając przy tym narzędzia, co było równoznaczne ze zmianą geometrii ostrza. Stwierdzono, że największy wpływ na siły skrawania ma posuw [3, 9, 10]. W kolejnej pracy badano wpływ prędkości skrawania, w zakresie wysokich wartości (HSC), podczas frezowania stopu aluminium 7075. Badano siły podczas frezowania a następnie porównywano je do założonego modelu teoretycznego. Badania prowadzono przy użyciu frezów palcowych z węglików spiekanych [1]. W kolejnej pracy Autorzy badali siłę bierną oraz moment skrawania podczas frezowania dwóch stopów aluminium AlSi21CuNi i 7075 oraz kompozytu polimerowego. Badania wykazały, że największe wartości sił występują dla stopu o zwiększonej zawartości krzemu [5].

W kolejnych pracach można znaleźć szereg zaleceń dotyczących geometrii narzędzi. Według Autora [4] kąt natarcia γ ma największy wpływ na proces formowania wióra. Zmniejszanie kąta natarcia powoduje zwiększenie współczynnika spęczenia wióra, a nadmierne zwiększanie kąta γ powoduje osłabienie ostrza. Dotychczasowe badania wykazały, że optymalny kąt natarcia do obróbki stopów aluminium to 12–18° [3, 4]. Mniejsze kąty prowadzą do nadmiernego wzrostu sił skrawania, powstawania wiórów o niekorzystnym kształcie oraz powstawania narostu [1, 7]. Mniejsze kąty przyłożenia α powodują zwiększenie styku powierzchni przyłożenia z powierzchnią przedmiotu obrabianego, a tym samym zwiększenie siły tarcia. Badania pokazują, że optymalne są wartości w przedziale 7–10° [3, 4]. W przypadku kątów większych następuje zwiększenie zużycia powierzchni przyłożenia oraz powstawanie narostu [2, 8]. Zmiana kąta pochylenia linii śrubowej λ wpływa na wartości sił skrawania. W zależności od kąta λ następuje okresowe zmniejszanie i zwiększanie przekroju warstwy skrawanej. W obróbce stopów aluminium najkorzystniejszy zakres kątów pochylenia linii śrubowej mieści się w zakresie 25°–30° [3, 4, 8]. Kąt λ wpływa też na kierunek odprowadzania wiórów. Przy dużych kątach rośnie wartość siły osiowej, co może mieć wpływ na trwałość wrzeciona [6, 7].

Analiza literatury pokazała, że brakuje usystematyzowanej wiedzy na temat powiązania geometrii ostrza frezów dedykowanych do obróbki stopów aluminium z właściwościami tych stopów. Również analiza rozwiązań przemysłowych nie daje takiej odpowiedzi. Przeglądając geometrie zalecane przez producentów narzędzi nie znajduje się rozróżnienia narzędzi ze względu na właściwości stopów aluminium. Stąd też uznano za celowe przeprowadzenie badań wpływu wybranych aspektów geometrii ostrza frezów na siły skrawania podczas obróbki stopów aluminium o różnych właściwościach.

2. METODYKA BADAŃ

Badania przeprowadzono dla trzech stopów aluminium AW6068, AW7075 oraz AlSi10Mg o składzie chemicznym podanym w tabeli 1. Wybrane stopy reprezentują grupy o różnej skrawalności wynikającej z ich właściwości, które są związane z ich składem chemicznym. Stop AW6068 jest materiałem bardzo plastycznym, charakteryzującym się dużą skłonnością do tworzenia narostu podczas obróbki skrawaniem, stop AW7075 jest dobrze skrawalnym stopem do obróbki plastycznej o dobrych właściwościach wytrzymałościowych, a stop AlSi10Mg jest typowym stopem odlewniczym, o gorszej skrawalności z powodu większej zawartości krzemu.

Tabela 1. Skład chemiczny badanych stopów aluminium [15]

Znak		Znak		Znak		Cecha			
wg. PN-EN 573-3		wg. ASTM		wg. PN-76/88026					
EN AW-AlMg0,7Si		6068		AlMgSi0,5		PA38			
Stężenie pierwiastków, %									
Si	Fe	Mg	Cu	Mn	Zn	Ti	Cr	inne	Al
0,2-0,6	≤0,35	0,45-0,9	≤0,1	≤0,1	≤0,1	≤0,1	≤0,1	Max 0,15	reszta
Znak		Znak		Znak		Cecha			
wg. PN-EN 573-3		wg. ASTM		wg. PN-76/88026					
EN AW-AlZn5,5MgCu		7075		AlZn6Mg2Cu		PA9			
Stężenie pierwiastków, %									
Si	Fe	Mg	Cu	Mn	Zn	Ti	Cr	inne	Al
≤0,4	≤0,5	2,5	1,6	≤0,3	5,6	≤0,2	0,23	Zr+Ti	reszta
Znak		Znak		Znak		Cecha			
wg. PN-EN 573-3		wg. ASTM		wg. PN-76/88026					
EN AW-AlSi9Mg		AlSi10Mg		AlSi9Mg		-			
Stężenie pierwiastków, %									
Si	Fe	Mg	Cu	Mn	Zn	Ti	Pb	inne	Al
9-11	≤0,55	0,2-0,45	≤0,05	≤0,45	≤0,1	≤0,15	≤0,05	Sn+Ni	reszta

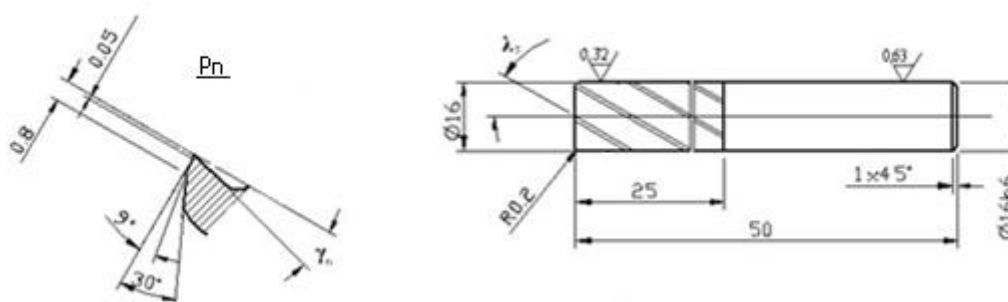
W celu oceny wpływu geometrii narzędzia na siły skrawania badano wpływ kąta natarcia γ_n i kąta pochylenia linii śrubowej λ_s . W tym celu wykonano na wieloosiowym centrum szlifierskim specjalne zestawy frezów trzpieniowych o geometrii przedstawionej na rys.1 i w tabeli 2. Przyjęto średnicę frezów $D=16$ mm, długość części roboczej $l=20$ mm, liczbę ostrzy $z=3$. Frezy wykonano z niepokrywanego węgla wolframu K10.

Badania prowadzono na pionowym centrum frezarskim CNC AVIA800HS o maksymalnej prędkości obrotowej elektrowrzeciona 24000 obr/min i mocy 24 kW. Pomiary sił wykonano przy pomocy siłomierza Kistler 9125A. Parametry skrawania

Tabela 2. Geometria frezów wykorzystanych w doświadczeniu

Kąt	Frez 1	Frez 2	Frez 3	Frez 4	Frez 5	Frez 6	Frez 7
γ_n	5°	15°	25°	35°	15°		
λ_s	15°				20°	35°	50°

ustalono doświadczalnie na podstawie wcześniej prowadzonych doświadczeń i prób własnych: $v_c=1000$ m/min, $f_z=0,3$ mm/ostrze, $a_p=6$ mm, $a_e=16$ mm. Próby powtórzono pięciokrotnie dla każdego z trzech wybranych stopów i siedmiu geometrii ostrza narzędzi.

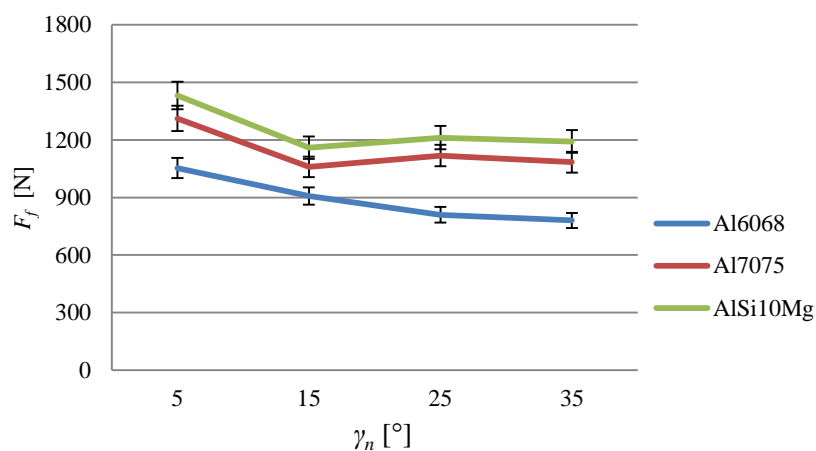


Rys. 1. Geometria ostrza frezów wykorzystanych w badaniach

3. WYNIKI BADAŃ

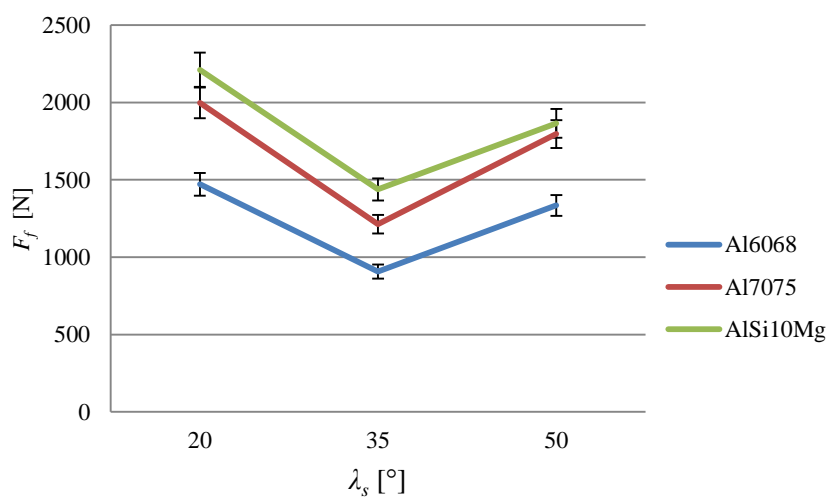
Na rys. 2. przedstawiono wpływ kąta natarcia γ_n na siłę posuwową F_f . Największą wartość siły zaobserwowano dla kąta $\gamma_n=5^\circ$. Dla badanych kolejno kątów natarcia można zaobserwować zmniejszenie siły skrawania, co związane jest ze zwiększeniem kąta poślizgu i skróceniem płaszczyzny ścinania. W zakresie $\gamma_n=(5-15)^\circ$ wartości sił zmieniają się w sposób istotny dla wszystkich badanych materiałów.

Na rys. 3. pokazano wpływ kąta pochylenia linii śrubowej λ_s na siłę posuwową F_f . Dla $\lambda_s=(20-35)^\circ$ widoczne jest zmniejszenie wartości siły posuwowej. Dla kątów λ_s większych od 35° można zauważyć niewielki wzrost wartości siły F_f . Ze wzrostem



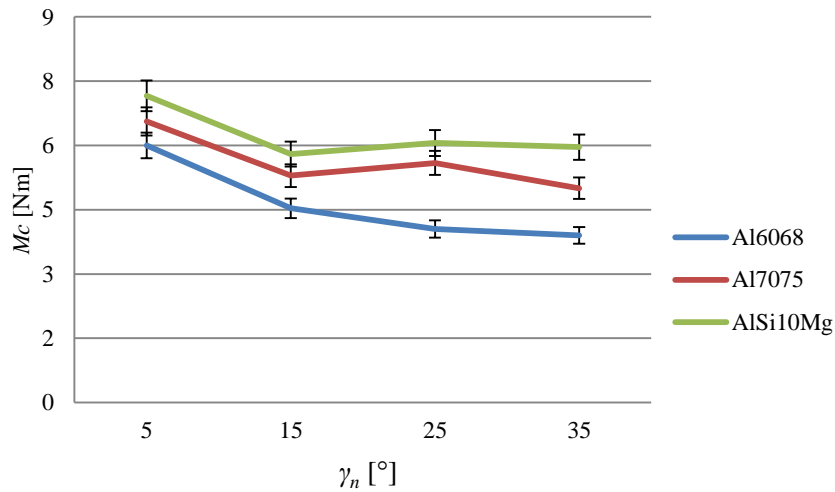
Rys. 2. Wpływ kąta natarcia na siłę posuwową

kąta pochylenia linii śrubowej następuje ułatwienie spływu wiórów, co sprzyja zmniejszaniu siły, a jednocześnie następuje wydłużenie czynnej krawędzi skrawającej, co jest czynnikiem powodującym zwiększenie sił skrawania.



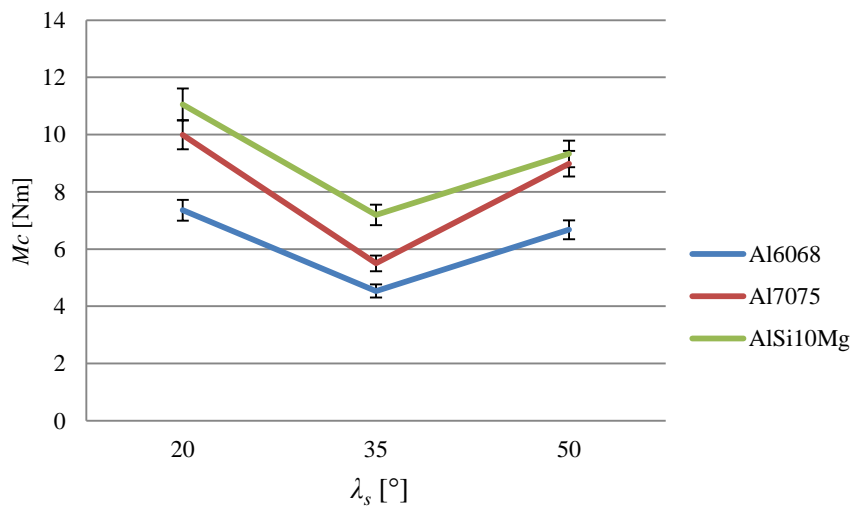
Rys. 3. Wpływ kąta pochylenia linii śrubowej na siłę posuwową

Na rys. 4 pokazano wpływ kąta natarcia na moment skrawania M_c . W zakresie $\gamma_n=(5-15)^\circ$ moment skrawania maleje dla wszystkich stopów, a w zakresie $\gamma_n=(15-35)^\circ$ zmniejszenie momentu jest widoczne tylko dla stopu AW6068.



Rys. 4. Wpływ kąta natarcia na moment skrawania

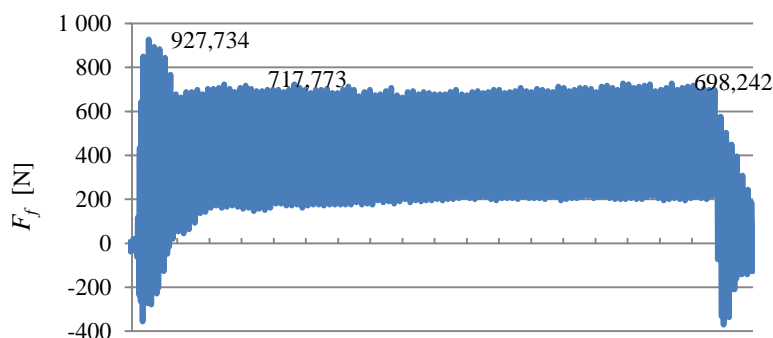
Wykresy obrazujące wpływ kąta pochylenia linii śrubowej λ_s na moment skrawania (rys. 5) mają podobny przebieg jak wykresy wpływu tego kąta na siłę posuwową.



Rys. 5. Wpływ kąta pochylenia linii śrubowej na moment skrawania

Na rys. 6 przedstawiono przykładowy przebieg siły posuwowej w czasie. Na wykresie widać poszczególne fazy pracy frezu. Wejście narzędzia w pierwszej fazie powoduje powstanie największych wartości i amplitud siły. Środkowa część przebiegu przedstawia pracę wszystkich ostrzy materiału obrabianym. Widoczna jest okresowość pracy poszczególnych ostrzy. Dla założonych warunków technologicznych liczba

ostrzy znajdujących się w materiale zmienia się od jednego do dwóch. Trzecia strefa przedstawia wyjście frezu z materiału.



Rys. 6. Przebieg siły posuwowej w czasie

4. PODSUMOWANIE

Analiza wyników przeprowadzonych badań doświadczalnych pozwoliła na sformułowanie następujących wniosków:

- podczas frezowania stopów wysokokrzemowych (AlSi10Mg) występowały największe wartości zarówno siły posuwowej jak i momentu skrawania dla wszystkich badanych frezów o różnej geometrii ostrza, natomiast najmniejsze wartości siły i momentu występowały podczas frezowania stopu AW6068,
- dla stopów AlSi10Mg i AW7075 największe zmiany siły posuwowej oraz momentu skrawania wystąpiły dla zakresu kąta natarcia $\gamma_n=(5-15)^\circ$, dalsze zmniejszanie kąta γ_n nie powodowało znaczącej zmiany wartości siły i momentu, dla stopu Al6068 siła i moment malały w całym badanym zakresie zmian kąta γ_n ,
- zmiana kąta pochylenia linii śrubowej w zakresie $(20-35)^\circ$ wpływała na zmniejszanie siły posuwowej i momentu skrawania, natomiast dalszy wzrost wartości tego kąta wpływał na zwiększanie wartości zarówno siły jak i momentu,
- wartości siły posuwowej oraz momentu skrawania podczas frezowania różnych stopów aluminium (tym samym frezem) różnią się o $(25-35)\%$.

Kąty natarcia oraz linii śrubowej (pochylenia krawędzi skrawającej) frezów walcowo – czołowych w sposób istotny wpływają na przebieg i wyniki obróbki. Wydaje się, iż w dalszych badaniach należałoby ocenić wpływ tych kątów na chropowatość obrobionej powierzchni, trwałość ostrza oraz kształt wiórów i prawidłowość ich spływu rowkami wiórowymi.

LITERATURA

- [1] AGUSTINA B., RUBIO, E. M., *Analysis of cutting forces during dry turning processes of UNS A92024-T3 aluminium bars*. AIP Conference Proceedings. 4/30/2012, Vol. 1431 Issue 1, 360-365.
- [2] ALTINTAS Y., *Analytical Prediction of Three Dimensional Chatter Stability in Milling*. JSME International Journal 44 (2001), 717 ÷ 723.
- [3] ANDRAE P., *High-Efficiency Machining*. Manufacturing Engineering 125 (2000) 4, 82 ÷ 96.
- [4] BUREK J., PŁODZIEN M., *Wysokowydajna obróbka części ze stopów aluminium o złożonych kształtach*. Mechanik Nr 7/2012, s. 542-549.
- [5] CIECIELAŁ K., ZALESKI K., *Comparative study in the passive force and cutting torque in the milling process of polymer matrix composites and aluminium alloys*. Advances in Science & Technology-Research Journal, Jun2013, Vol.7 Issue 18, 6-12,
- [6] FELD M., *Obróbka skrawaniem stopów aluminium*, WNT Warszawa 1984.
- [7] FENG L., *Experimental and numerical study of cutting forces and temperature fields when dry turning aluminum alloy*. Key Engineering Materials, 2009, 407-408:465-468.
- [8] GRZESIK W., *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych*. WNT 2010.
- [9] GSANGER D., *Chancen und Grenzen des High Performance Cutting*. Werkzeug Technik 72 (2002), 35 ÷ 37.
- [10] KUNXIAN Q., SHENG Q., CHUNXIN G., MING Ch., *A Study of High-performance Drills in The Drilling of Aluminum Alloy and Titanium Alloy*. Key Engineering Materials , 2014, Vol. 589/590, 163-167.
- [11] SALGUERO J., BBATISTA M., CALAMAZ M., GIROT F.; MARCOS M., *Cutting Forces Parametric Model for the Dry High Speed Contour Milling of Aerospace Aluminium Alloys*. Procedia Engineering , Sep2013, Vol. 63, 735-742,
- [12] QIU J., MA X., LIN J., Tong, J., Li X., ZHONGGUO JG., *Experimental study of cutting forces on high speed milling aluminum alloy using carbide end mill*. China Mechanical Engineering, 10 July 2012, 23(13):1555-1560.
- [13] WANG Y., CUI X., XU H., JIANG K., *Cutting force analysis in reaming of ZL102 aluminium cast alloys by PCD reamer*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Jul2013, Vol. 67 Issue 5-8, p1509-1516. 8p.
- [14] YOUSEFI R., ICHIDA Y., *A study on ultra-high-speed cutting of aluminum alloy; Formation of welded metal on the secondary cutting edge of the tool and its effects on the quality of finished surface*. Precision Engineering 24 (2000), 371 ÷ 376.
- [15] PN-EN 573-3 Aluminium i stopy aluminium.

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.