

ZESZYTY NAUKOWE
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

SCIENTIFIC LETTERS
OF RZESZOW UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

NR 295

(e-ISSN 2300-5211)

MECHANIKA

Kwartalnik

tom XXXIV

zeszyt 89 (nr 4/2017)

październik-grudzień



WYDZIAŁ
BUDOWY MASZYN
I LOTNICTWA
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

Wydano za zgodą Rektora

Redaktor naczelny
Wydawnictw Politechniki Rzeszowskiej
prof. dr hab. Grzegorz OSTASZ

Rada Naukowa ZN PRz Mechanika

Sergei ALEXANDROV (Rosja), Helmut BOEM (Austria), Józef GAWLIK (Polska),
Rudolf KAWALLA (Niemcy), Yaroslav KOVAČIK (Słowacja), Krzysztof KUBIAK (Polska),
Volodymyr KUSHCH (Ukraina), Hirpa G. LEMU (Norwegia), Thomas G. MATHIA (Francja),
Tadeusz MARKOWSKI (Polska), Pavlo MARUSCHAK (Ukraina), Paweł PAWLUS (Polska),
Andrea PICCOLROAZ (Włochy), Igor SEVOSTIANOV (USA)
Jarosław SĘP (Polska), László SIKOLYA (Węgry), Emil SPISÁK (Słowacja)
Feliks STACHOWICZ (Polska), Marian SZCZEREK (Polska),
Nicolae UNGUREANU (Rumunia), Elena VILCHEVSKAYA (Rosja)

Komitet Redakcyjny
(afiliacja: Polska)

redaktor naczelny
prof. dr hab. inż. Feliks STACHOWICZ

redaktorzy tematyczni (naukowi)
dr hab. inż. Andrzej BURGHARDT, prof. PRz
dr hab. inż. Tomasz ROGALSKI, prof. PRz
prof. dr hab. inż. Jarosław SĘP

redaktor statystyczny
prof. dr hab. inż. Paweł PAWLUS

sekretarz redakcji
dr hab. inż. Tomasz TRZEPIECIŃSKI, prof. PRz

członkowie
dr hab. inż. Tadeusz BALAWENDER, prof. PRz
dr hab. inż. Piotr STRZELCZYK, prof. PRz

Redakcja językowa
Marzena TARAŁA, Natalia TRZEPIECIŃSKA

Przygotowanie matryc
Mariusz TENDERA

p-ISSN 0209-2689
e-ISSN 2300-5211

Wersja drukowana Kwartalnika jest wersją pierwotną.

Redakcja czasopisma: Politechnika Rzeszowska, Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa
al. Powstańców Warszawy 8, 35-959 Rzeszów (e-mail: tomtrz@prz.edu.pl)
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika>

Wydawca: Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej
al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów (e-mail: oficyna@prz.edu.pl)
<http://oficyna.prz.edu.pl>

Informacje dodatkowe i stopka – str. 587

SPIS TREŚCI

Przemysław J. BORKOWSKI, Józef A. BORKOWSKI, Mariusz O. JĘDRYSEK: Podstawy stosowania wysokociśnieniowej strugi wodno-lodowej do wydobywania konkrecji polimetalicznych z dna oceanu.....	423
Jan BUREK, Joanna LISOWICZ, Tomasz RYDZAK, Artur SZAJNA: Problemy kształtowania ubytkowego materiałów kompozytowych – rozwiązania oferowane przez firmy narzędziowe.....	435
Jan BUREK, Paweł SUŁKOWICZ, Robert BABIARZ, Marcin PŁODZIEN: Szlifowanie wzdłużno-kształtowe wałków ściernicą profilową typu 1F1.....	449
Bożena CIAŁKOWSKA, Magdalena WIŚNIEWSKA, Patryk ANDRZEJEWSKI: Problematyka przecinania wybranych materiałów kompozytowych struną zbrojoną trwale	457
Piotr CICHOSZ, Maciej KOWALSKI, Paweł KAROLCZAK, Marek KOŁODZIEJ, Hubert SKOWRONEK, Kamil WASZCZUK: Fazownik samoczynny z ostrzem napinanym sprężyną piórową	469
Piotr CICHOSZ, Paweł KAROLCZAK, Maciej KOWALSKI, Marek KOŁODZIEJ, Hubert SKOWRONEK, Kamil WASZCZUK: Fazownik samoczynny z ostrzem napinanym sprężyną śrubową	479
Piotr LÖSCHNER, Piotr NIESŁONY, Krzysztof JAROSZ: Wpływ przemieszczenia niszczącego na wyniki symulacji numerycznej MES	487
Marek MADAJEWSKI, Zbigniew NOWAKOWSKI, Natalia ZNOJKIEWICZ: Analiza MES wpływu zużycia powierzchni przyłożenia narzędzia na jego obciążenie w skrawaniu ortogonalnym stali 42CrMo4.....	497
Jakub MATUSZAK, Kazimierz ZALESKI: Analiza sił w procesie obróbki krawędzi szczotkami ceramicznymi	509
Stanisław NOGA, Tadeusz MARKOWSKI: Analiza drgań własnych przekładni zębatej małej mocy	517
Adrian NOSOL, Marian BARTOSZUK, Przemysław WINIARSKI: Badania energochłonności procesu toczenia	529

- Stanisław PŁONKA, Piotr ZYZAK, Paweł KOBIELA: Wpływ obciążania ściernicy na dokładność uzębienia szlifowanego metodą kształtową 537
- Piotr SZABLEWSKI, Tomasz DOBROWOLSKI, Piotr KIERUJ: Badania wpływu głębokości skrawania na chropowatość powierzchni stopu Inconel 718 podczas toczenia wykończeniowego..... 547
- Stanisław ZABORSKI, Tomasz STECHNIJ, Jan MASALSKI, Dariusz POROŚ: Właściwości fizykochemiczne powierzchni wybranych materiałów po obróbce strumieniowo-ściernej..... 555
- Kazimierz ZALESKI, Jakub MATUSZAK: Badania porównawcze wpływu parametrów technologicznych frezowania wybranych stopów tytanu na moment skrawania i chropowatość obrobionej powierzchni 563
- Natalia ZNOJKIEWICZ, Marek MADAJEWSKI: Analiza za pomocą MES wpływu zużycia ostrza na temperaturę skrawania..... 573

Przemysław J. BORKOWSKI¹

Józef A. BORKOWSKI²

Mariusz O. JĘDRYSEK³

PODSTAWY STOSOWANIA WYSOKOCIŚNIENIOWEJ STRUGI WODNO-LODOWEJ DO WYDOBYWANIA KONKREKCI POLIMETALICZNYCH Z DNA OCEANU

W pracy scharakteryzowano konkrecje polimetaliczne zalegające dno oceaniczne oraz ich zasoby i miejsca występowania, zwłaszcza w przyznanym Polsce obszarze pomiędzy uskokami dna pacyficznego o nazwie Clarion-Clipperton. Zaprezentowano koncepcję zastosowania wysokociśnieniowej strugi wodnej, wspomaganą fizycznym oddziaływaniem granulek suchego lodu CO₂, do podmorskiego urobku takich konkrecji. Wskazano na bardzo przydatną cechę zastosowanego lodu, dzięki której jego cząstki nie podlegają zbrylaniu się w środowisku wodnym. Ponadto granulki takiego lodu pod wpływem mechanicznych udarów, występujących w strefie obróbki, ulegają gwałtownej sublimacji. Objętość pęcherzyków fazy gazowej CO₂, powstających z częściowego przesublimowania granulek suchego lodu w warunkach panujących na dnie oceanicznym, jest bardzo niewielka. Największe pęcherzyki mają średnice od 1,7 do 2,1 mm. Ich ogromna mnogość sprawia jednak, że strefa robocza staje się obszarem agresywnej erozji, zbliżonej do kawitacji. W artykule tym przedstawiono także podstawy hydropneumatycznego transportu konkrecji polimetalicznych na powierzchnię, określając, na jakiej głębokości należy wtłaczać do rury sprężone powietrze w celu zapewnienia odpowiedniej wydajności tego procesu. Scharakteryzowano także struktury przepływów występujących w różnych przekrojach rury transportowej oraz określono odpowiednie zależności teoretyczne. Przedstawione zależności pozwalają na dokonywanie wyboru najważniejszych parametrów, które decydują o skuteczności opracowanej metody. Przedstawione teoretyczne podstawy odpajania i wydobywania konkrecji polimetalicznych z dna oceanicznego, oparte na wykorzystaniu erozyjnych właściwości wysokociśnieniowej strugi wodno-lodowej CO₂ oraz transportowania urobku metodą iniekcji pneumatycznej powinny w istotnym stopniu przyczynić się do zwiększenia skuteczności wydobywania tych konkrecji.

Słowa kluczowe: konkrecje polimetaliczne, wysokociśnieniowa struga wodno-lodowa, suchy lód CO₂, transport hydropneumatyczny

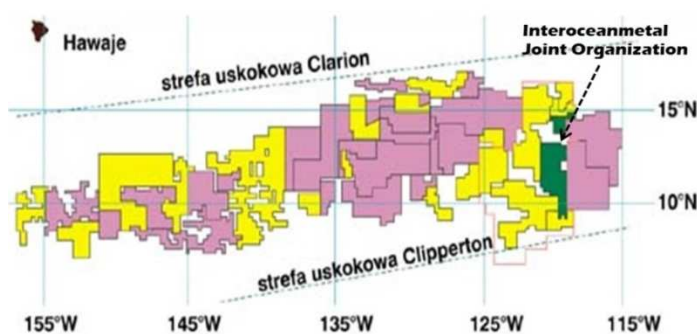
¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Przemysław J. Borkowski, Państwowy Instytut Geologiczny – PIB, ul. Rakowiecka 4, 00-975 Warszawa, tel.: 224592515, e-mail: przemyslaw.borkowski@pgi.gov.pl

² Józef A. Borkowski, Politechnika Koszalińska, e-mail: jozef-borkowski@wp.pl

³ Mariusz O. Jędrysek, Uniwersytet Wrocławski, e-mail: mariusz.jedrysek@uwr.edu.pl

1. Wprowadzenie

Naukowe analizy wykazują, że większość kopalin lądowych wystarczy zaledwie na 50-200 lat, a morza i oceany mogą dostarczyć surowców na wiele tysięcy lat funkcjonowania naszej cywilizacji. Z tego względu u schyłku XX w. wszechocean stał się obszarem intensywnych poszukiwań bogactw mineralnych występujących w postaci osadów dennych i złóż podpowierzchniowych. Olbrzymi rozwój technologii i ogromne nakłady inwestycyjne doprowadziły ostatecznie do zintensyfikowania eksploracji i eksploatacji głębin oceanów [10]. Oprócz ropy naftowej i gazu ziemnego szczególnie obiecujące są bogate złoża koncentracji polimetalicznych. Są one najczęściej quasi-kulistymi, nieco spłaszczonymi bułami o rozwiniętej powierzchni. Zwykle posiadają bardzo wysoką zawartość takich metali, jak: mangan, kobalt, miedź, żelazo i nikiel [7]. Jednym z bardziej perspektywicznych obszarów eksploatacji koncentracji jest strefa Clarion-Clipperton, znajdująca się na Pacyfiku (rys. 1).



Rys. 1. Mapa lokalizacji pionierskich inwestorów w strefie Clarion-Clipperton

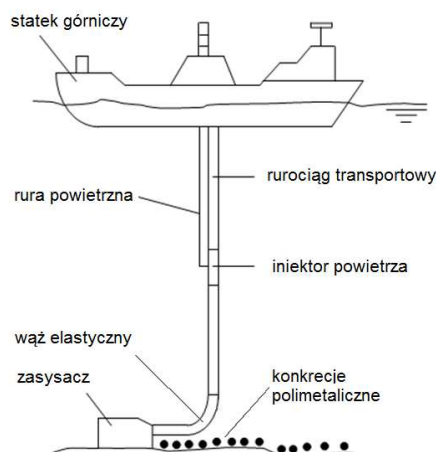
Fig. 1. A map of pioneer's investors localization in Clarion-Clipperton zone

W tej przyrównikowej strefie, obejmującej podmorski uskoc denną o głębokości od 4200 do 5200 m, zagęszczenie koncentracji polimetalicznych wynosi powyżej 10 kg/m². Od 1992 roku, w ramach organizacji InterOceanmetal Joint Organization, Polska zarządza tam działką o powierzchni 75 000 km² [8]. Szacunkowe zasoby zlokalizowane w wymienionym obszarze wynoszą prawie 450 milionów ton metali, w tym prawie 90 milionów ton manganu, 4 miliony ton niklu, 3,5 miliona ton miedzi i około 0,5 miliona ton kobaltu [6]. Po przeanalizowaniu wszystkich metod przewidzianych do stosowania przy wydobywaniu koncentracji polimetalicznych stwierdzono, że podstawowym problemem każdej z nich jest przede wszystkim transport urobku z dna oceanicznego na pokład statku. Dotyczy to zwłaszcza urabiania tych koncentracji metodami mechanicznymi, które są skomplikowane, a w głębokomorskim transporcie zawodne.

W niniejszej pracy zaprezentowano koncepcję wydobywania kongrecji polimetalicznych przy użyciu wysokociśnieniowej strugi wodnej z domieszką granulatu suchego lodu CO₂, którego cząstki nie podlegają zbrylaniu się w środowisku wodnym. Dzięki ich gwałtownej sublimacji pod wpływem mechanicznych udarów występujących w strefie urobku ułatwiają one odspajanie i pozyskiwanie takich kongrecji.

2. Hydropneumatyczny sposób transportu kongrecji

Przeprowadzona analiza stanu zagadnienia wykazała, że dla kongrecji polimetalicznych najbardziej efektywne są metody hydraulicznego transportu urobku na powierzchnię z zastosowaniem iniektora powietrza (rys. 2).



Rys. 2. Idea urabiania i hydraulicznego transportowania kongrecji z użyciem iniektora powietrza

Fig. 2. The idea of high-pressure water-jet mining and hydraulic transportation of concretions using air injector

Wprowadzenie sprężonego powietrza do rurociągu transportowego wywołuje określoną intensywność przepływu znajdującej się w nim mieszaniny. Moc niezbędna do jej przepływu zależy od ilości podawanego powietrza oraz głębokości zamocowania iniektora na rurociągu transportowym. Z uwagi na różną gęstość zewnętrznej wody morskiej względem wielofazowej mieszanki znajdującej się wewnątrz rurociągu oraz wyporu i rozszerzalności sprężonego powietrza, kongrecje polimetaliczne zasysane z dna oceanu są transportowane na jego powierzchnię.

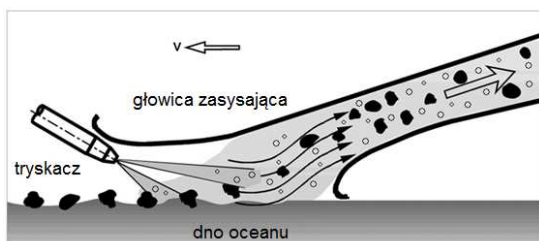
Taki rodzaj transportu hydraulicznego wykazuje wiele zalet, gdyż zapewnia dużą wydajność przy stosunkowo małym zapotrzebowaniu mocy, przez co jest skuteczniejszy i tańszy od mechanicznego. Z podanych względów obecnie poważnie rozważa się budowę statków górniczych wyposażonych w taki rodzaj transportu. Zaletą transportu hydraulicznego jest również to, że przy mokrym wzbogacaniu urobku odpada konieczność instalowania specjalnych pomp [11] w celu wytwarzania zawiesiny flotacyjnej. Ponadto układ hydraulicznego trans-

portu jest prostszy niż inne rozwiązania mechaniczne. Elastyczna budowa rurowego przewodu łączącego przydenny obszar urabiania konkrecji ze statkiem zapewnia stosunkowo małą wrażliwość na oddziaływanie fal.

Obok zalet, transport hydrauliczny ma również wady wynikające z wysokiej energochłonności wynoszenia konkrecji o większych wymiarach i ograniczonej możliwości wybierania warstwy konkrecji o niewielkiej miąższości.

3. Hydrostrumieniowy sposób urobku konkrecji

Doskonalenie metod urabiania konkrecji polimetalicznych i ich transportu hydraulicznego powinno mieć na celu nie tylko zwiększenie hydrodynamicznego oddziaływania cieczy w rurociągach na ruch transportowanych konkrecji, ale i odpowiednią modernizację wszystkich jej elementów składowych. W takich warunkach nieodzowna staje się potrzeba odpowiedniego zintensyfikowania możliwości odspajania konkrecji od podłoża przez zastosowanie odpowiednio skonstruowanego układu roboczo-zasysającego i efektywnego transportowania uzyskanego urobku na pokład statku górniczego. Dlatego też opracowano koncepcję zastosowania wysokociśnieniowej strugi wodnej wspomaganą fizycznym oddziaływaniem cząstek suchego lodu CO_2 . Uwzględniono przy tym bardzo przydatne cechy tego lodu, dzięki którym jego granulki nie podlegają zbrylaniu w środowisku wodnym. Ponadto, w strefie roboczej, przy dynamicznym udarze części ich objętości ulega sublimacji [3], wytwarzając przy tym dodatkowe spiętrzenia ciśnienia w licznych mikrostrefach. One z kolei wywołują lokalne zaburzenia o charakterze przepływów naddźwiękowych, przez co zachowanie i erozyjność takiej wodno-lodowej strugi roboczej powinna być zbliżona do strugi kawitacyjnej. Pierwszym podzespołem wspomnianego systemu jest głowica robocza umożliwiająca pozyskiwanie i zasysanie konkrecji polimetalicznych. Takie urządzenie zasysające należy, oprócz specjalnych pomp [11], wyposażyć w system odpowiednich tryskaczy (rys. 3), umożliwiający wytwarzanie wysokociśnieniowej strugi wodnej zasilanej granulatem suchego lodu CO_2 .



Rys. 3. Koncepcja nowego systemu roboczego do zasysania konkrecji polimetalicznych

Fig. 3. The conception of a new working system (aspirator head) of poly-metallic concretions sucking

Korzystne efekty z zastosowania takiej strugi wodno-lodowej potwierdzają również wcześniejsze badania [1], z których wynika, że tego rodzaju struga wysokociśnieniowa wykazuje się kilkakrotnie większą erozyjnością w porównaniu ze strugą wodną o analogicznym ciśnieniu. Wprowadzenie suchego lodu CO_2 jako

dotatku do wysokociśnieniowej strugi wodnej tworzy z niej zatem elastyczne narzędzie wydobywcze, które powinno być bardzo przydatne do stosowania, zwłaszcza w górnictwie podziemnym.

4. Intensywność sublimacji cząstek suchego lodu CO₂

Z podanych względów nieodzowne stało się zbadanie przebiegu zjawiska sublimacji granulek suchego lodu CO₂, występującego zwłaszcza podczas ich dynamicznej kolizji. Uwzględniając zatem specyficzny charakter plastycznego uderzenia cząstek suchego lodu CO₂ o powierzchnię erodowanego materiału, można przyjąć, że energia kinetyczna takiej granulki jest w całości przekształcana w energię sublimacji lodu. Dzięki temu można określić, jaka część granulki suchego lodu ulega przesublimowaniu podczas takiego uderzenia. Opisuje to następująca zależność [3]:

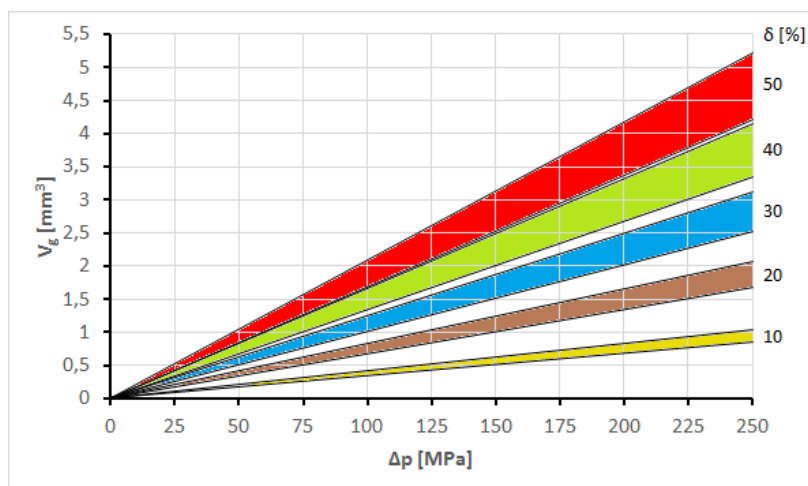
$$z = \frac{E_k}{c_s m_i} \quad (1)$$

Na podstawie szczegółowych analiz określono [3], że w zależności od ciśnienia strugi wodnej oddziałującej w takich warunkach, sublimacji podlega przeciętnie 1,4-7,3% objętości granulki suchego lodu CO₂, co świadczy o ograniczonym obszarze występowania tego zjawiska. Wykorzystując prawo Boyle'a, określono objętość fazy gazowej powstającej z przesublimowania takiej ilości lodu CO₂ w warunkach znacznego ciśnienia, wywieranego przez otaczającą wodę morską. Wspomnianą objętość gazu opisuje następująca zależność [3]:

$$V_g = \frac{V E_k p_a}{c_s m p_m} \delta \cdot w \quad (2)$$

Wyniki obliczeń dokonanych na podstawie zależności (2), określonej zasadami fizyki klasycznej, z uwzględnieniem nadciśnienia (Δp) ponad wartość ciśnienia otoczenia panującego na dnie oceanicznym, przedstawiono na rys. 4. Warunki fizyczne występujące na dnie oceanu znacznie odbiegają od normalnych, przez co rzeczywista objętość generowanego gazu CO₂ jest stosunkowo mała. Nie można jednak bez badań eksperymentalnych określić dynamicznych efektów występujących w takich warunkach. Eksperymenty te są możliwe do przeprowadzenia na dnie oceanicznym bez większych problemów technicznych, ponieważ można zastosować strugę wodno-lodową CO₂ o jej roboczym nadciśnieniu wielokrotnie wyższym niż ciśnienie otaczającej wody morskiej.

Z przytoczonych danych wynika jednoznacznie, że objętość pęcherzyków fazy gazowej CO₂, wysublimowanej z granulek suchego lodu w warunkach panujących na dnie oceanicznym (odpowiadającym strefie Clarion-Clipperton), nawet przy zastosowaniu strugi wodno-lodowej CO₂ o najwyższych wartościach ciśnie-



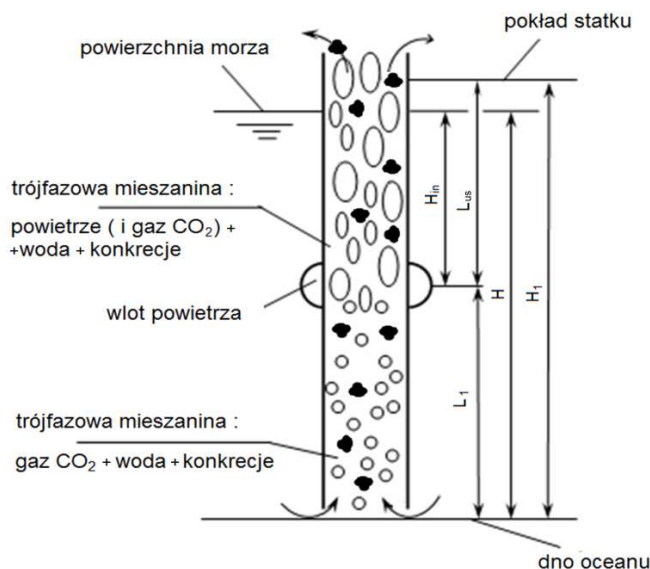
Rys. 4. Zależność objętości gazu CO₂ powstałego z sublimacji granulki suchego lodu od nadciśnienia Δp strugi wodnej względem ciśnienia otaczającego i efektywności sublimacji lodu

Fig. 4. CO₂ gas volume of sublimated dry ice pellet vs. water jet overpressure Δp in relation to ambient pressure and effectiveness of ice sublimation

nia jest bardzo niewielka. W takich warunkach ciśnienia wody morskiej nawet te największe kuliste pęcherzyki mają średnice zawierające się w zakresie od 1,7 do 2,1 mm. Oddziaływanie każdego takiego indywidualnego pęcherzyka należy zatem rozpatrywać wyłącznie jako lokalne i ograniczone, jednak ze względu na ich ogromną mnogość strefa robocza staje się obszarem agresywnej erozji, odpowiadającej erozyjności strugi kawitacyjnej.

5. Teoretyczne podstawy wydobywania konkrecji

Dzięki efektowi sublimacji częściowej objętości granulek suchego lodu powstaje w rurociągu znikoma ilość fazy gazowej CO₂, stanowiąca wręcz niezauważalną część trójfazowej mieszaniny: gaz CO₂ + woda + konkrecje polimetaliczne. Powstająca w głowicy zasysającej nieznaczna ilość fazy gazowej CO₂ nie ma właściwie wpływu na podnoszenie wspomnianej mieszaniny [2]. W celu zapewnienia efektywnego transportu konkrecji na powierzchnię należy zatem wprowadzić do wnętrza rurociągu transportowego odpowiednią ilość sprężonego powietrza. Wymaga to zainstalowania na rurociągu iniektora powietrza o odpowiedniej wydajności, usytuowanego na określonej głębokości. Model takiej metody wydobywczej, uproszczony do celów teoretycznych, przedstawiono na rys. 5.



Rys. 5. Hydropneumatyczny (z gazem CO₂) model transportu konkrecji polimetalicznych

Fig. 5. Hydro-pneumatic CO₂-based model of transportation of poly-metallic concretions

Wydajność zmodyfikowanego transportu hydropneumatycznego zależy głównie od wydatku podawanego powietrza oraz głębokości zamocowania iniektora na rurociągu transportowym. W celu świadomego sterowania efektywnością takiego transportu należy dokonywać odpowiedniego wyboru analizowanych tutaj najważniejszych parametrów. W rzeczywistości trójfazowy przepływ gaz–ciecz–ciało stałe pod względem fizycznym można rozpatrywać jako przepływ dwufazowych ośrodków ciągłych (powietrza i wody morskiej) z wtrąceniami ciał stałych, tj. konkrecji polimetalicznych. Zwykle też model takiego przepływu dwufazowego (gazowo-cieczowego) charakteryzuje się strukturą pęcherzyków rozproszonych w wodzie. Taki model zastosowano również do analizy transportu buł metalicznych. Istotną cechą fizyczną konkrecji polimetalicznej, jaką jest swobodna prędkość osiadania (v_{so}) w wodzie, można określić drogą eksperymentalną. Prędkość taką wyraża następujące równanie empiryczne [9]:

$$v_{so} = 2,754 \cdot \sqrt{gd_s \left(\frac{\rho_s}{\rho_l} - 1 \right)} \quad (3)$$

Do zainicjowania transportu konkrecji wymagane jest dynamiczne jej podebranie, dlatego średnia prędkość przepływu wody w rurociągu musi być przynajmniej dwukrotnie większa niż prędkość swobodnego osiadania konkrecji. Im

większa jednak jest ta prędkość, tym wskutek zwiększonego tarcia występuje większy spadek ciśnienia. Zazwyczaj przyjmuje się wartość dwukrotnie większą od v_{so} [5]. Jest to słuszne zarówno dla przepływu dwufazowego, jak i trójfazowego, przy czym dla rozpatrywanego układu dwufazowego musi być spełniony następujący warunek [12]:

$$v_{l2} = v_{m2} + c_{sp} v_{so} \quad (4)$$

Występująca tu prędkość przepływu mieszaniny dwufazowej (v_{m2}) może być określona według następującego równania empirycznego:

$$v_{m2} = 1471,65 \frac{P}{c_i \rho_s D^2 T} \quad (5)$$

W rurowym układzie transportu hydropneumatycznego całkowity spadek ciśnienia w przepływie mieszaniny trójfazowej jest spowodowany stratami: grawitacyjnymi, tarciami i koniecznością przyspieszania przepływu takiego urobku [4]. Uwzględniając takie straty, określono następującą empiryczną zależność, opisującą prędkość przepływu pęcherzy powietrznych (v_{b3}) [12]:

$$v_{b3} = \frac{1,2 \cdot (Q_s + Q_l + Q_{go})}{A} + 0,35 \sqrt{gD} \quad (6)$$

Wydajność pionowego przemieszczania kongrecji polimetalicznych zależy od ilości sprężonego powietrza włączanego do rury transportowej na określonej głębokości. Minimalną głębokość zainstalowania odpowiedniego iniektora, umożliwiającego efektywne włączanie powietrza do tego rurowości, można określić według następującej zależności empirycznej [12]:

$$H_{in} = H \left(1 - \frac{\rho_l}{\rho_{m2}} \frac{2gD}{2gD + \lambda_m v_{l2}^2} \right) + \frac{D v_{l2}^2}{\rho_{m2} g (2gD + \lambda_m v_{l2}^2)} \quad (7)$$

Zapotrzebowanie energii, zużywanej do zapewnienia ciągłości hydropneumatycznego transportu wydobywanych kongrecji polimetalicznych opisuje następujące równanie [12]:

$$N_1 = Q_s (\rho_s - \rho_l) g (H_s + L_s) + \rho_s g (L - H_s) \quad (8)$$

Z kolei zużycie energii na wytworzenie sprężonego powietrza:

$$N_2 = p_a Q_{go} \ln \frac{P_t}{p_a} \quad (9)$$

Sprawność hydropneumatycznego transportu konkrecji jest zatem równa:

$$\eta = \frac{N_1}{N_2} = \frac{Q_s(\rho_s - \rho_l)g(H_s + L_s) + \rho_s g(L - H_s)}{p_a Q_{go} \ln \frac{p_t}{p_a}} \quad (10)$$

Powyższe, jedynie skrótowo zasygnalizowane analizy wybranych zagadnień wykazały, że hydropneumatyczna metoda transportu zapewni skuteczne wydobywanie konkrecji polimetalicznych z dna oceanicznego o głębokości i warunkach występujących w strefie Clarion-Clipperton.

6. Podsumowanie

Przeprowadzone analizy procesowe umożliwiły opracowanie oryginalnej metody wydobywania konkrecji polimetalicznych, wykorzystującej wysokociśnieniową strugę wodno-lodową CO₂. W wyniku zastosowanej analityki systemowej, uwzględniającej głównie struktury przepływów występujących w różnych przekrojach rury transportującej urobek, opracowano podstawy transportu metodą hydropneumatyczną. Wszystkie istotne zagadnienia zostały opisane odpowiednimi równaniami i wzorami empirycznymi, umożliwiającymi określenie najważniejszych parametrów decydujących o skuteczności opracowanej metody. Ich analiza wykazała, że wydajność takiej metody urobku konkrecji polimetalicznych silnie zależy od wydatku zastosowanej strugi wodno-lodowej, natomiast zintensyfikowanie ich pionowego transportu jest uwarunkowane przede wszystkim wydatkiem sprężonego powietrza, wtryskiwanego do rury transportowej na ściśle określonej głębokości.

Oznaczenia

- c_s – ciepło właściwe i sublimacji lodu CO₂ [J/g],
- c_{sp} – przestrzenna koncentracja konkrecji,
- c_t – koncentracja konkrecji przeznaczonych do transportu,
- d_s – przeciętna średnica konkrecji obliczana na podstawie jej masy [m],
- g – przyspieszenie ziemskie [m/s²],
- m – masa granulki lodu CO₂ [g],
- p_a – ciśnienie atmosferyczne [Pa],
- p_m – ciśnienie otoczenia na dnie oceanu [Pa],
- p_t – ciśnienie wytworzone sprężonego powietrza [Pa],
- Δp – nadciśnienie strugi wodnej względem ciśnienia wody otaczającej na dnie oceanu [Pa],
- v_{b3} – prędkość przepływu pęcherzyków powietrza w mieszaninie trójfazowej [m/s],
- v_{l2} – prędkość przepływu wody i unoszenia urobku w dolnej części rury transportowej [m/s],
- v_{m2} – prędkość przepływu dwufazowej mieszaniny w rurze transportowej [m/s],
- v_{so} – prędkość osiadania konkrecji w wodzie [m/s],

- w – współczynnik zwiększenia objętości fazy gazowej CO₂,
 z – przesublimowana część objętości granulki suchego lodu CO₂,
 δ – efektywność sublimacji lodu CO₂,
 ρ_l – gęstość wody morskiej [kg/m³],
 ρ_{m2} – gęstość urobku przepływającego w dolnej części rury transportowej [kg/m³],
 ρ_s – gęstość konkrecji [kg/m³],
 λ_m – współczynnik tarcia urobku przepływającego w rurze transportowej,
 D – wewnętrzna średnica rury transportowej [m],
 E_k – energia kinetyczna cząstek suchego lodu CO₂ [J],
 H – głębokość dna morskiego w miejscu pozyskiwania konkrecji [m],
 H_{in} – głębokość zamontowania wtryskiwacza powietrza [m],
 L – długość przewodu transportowego [m],
 L_s – długość sztywnego przewodu transportowego [m],
 N_1 – zapotrzebowanie energii do transportu hydropneumatycznego [W],
 N_2 – zapotrzebowanie energii na wytworzenie sprężonego powietrza [W],
 P – roczna produkcja konkrecji [t],
 Q_{go} – objętościowy wydatek powietrza przepływającego przez rurociąg transportowy [m³/s],
 Q_l – objętościowy wydatek wody przepływającej przez rurociąg transportowy [m³/s],
 Q_s – objętościowy wydatek konkrecji przepływających przez rurociąg transportowy [m³/s],
 T – roczna liczba dni roboczych,
 V_g – objętość gazu CO₂ procesu sublimacji [mm³],
 V – objętość cząstek suchego lodu CO₂ [mm³].

Literatura

- [1] Borkowski P.: Basis of highpressure water-ice jet creation and application for surface treatment, Surface Treatment VI, WIT Press, Southempton, Boston 2003, pp. 85-95.
- [2] Borkowski P., Borkowski J.: Basis of high-pressure water jet implementation for poly-metallic concretions output from the ocean's bottom, Annual Set Environment Protection, 13 (2011) 65-82.
- [3] Borkowski P., Borkowski J.: Unconventional method of poly-metallic concretions output from ocean's bottom. Unconventional and HydroJetting Technologies (ISSN 0239-7129), Koszalin 2009, pp. 31-42.
- [4] Engelman H.E.: Vertical hydraulic lifting of large-size particles – A contribution to marine mining, The 10th Annual Offshore Technology Conf. 1978. OTC 3173.
- [5] Govier G.W. et al.: The flow of complex mixtures in pipes, Van Nastrand Reinhold Co., New York 1972.
- [6] Jędrysek M.O.: Deep-ocean exploration of metals ore deposits controlled by the international seabed authority: Selected aspects of the present state and possible mining, [in:] 21st WMC & Expo 2008, Sobczyk & Kicki (eds.), 2008 Taylor & Francis Group, London 2008, ISBN 978-0-415-48667, pp. 325-328.
- [7] Jędrysek M.O.: Polska w działalności Międzynarodowej Organizacji Dna Morskiego ONZ (interview), Przegląd Geologiczny, 55 (2007) 619-622.

- [8] Kotliński R.: Wyniki badań geologiczno-poszukiwawczych złóż konkrecji polimetalicznych w strefie Klarion-Klipperton na Oceanie Spokojnym, *Przegląd Geologiczny*, 40 (1992) 253-260.
- [9] Oedjoe D. et al.: The pressure drop in the hydraulic lifting of dense slurries of large solid with wide size distribution, *Trans. Institute of Chemical Eng.*, 1966, vol. 44.
- [10] Proceedings of the Fourth Isopce Ocean Mining Symposium, Szczecin 2001.
- [11] Saito T. et al.: Dimensionless flow characteristics on air lift pump, 3 (1991) 27-36.
- [12] Tindcheng L., Jiling M., Sheng L., Chengliang X.: Simulative analysis for deep seabed mining lifting systems. *Int. Symp. New Applications of Water Jet Technology*, Jsinomaki 1999, Paper No. H-3, pp. 245-254.

BASIS OF HIGH-PRESSURE WATER-ICE JET IMPLEMENTATION FOR POLYMETALLIC CONCRETIONS OUTPUT FROM THE OCEAN'S BOTTOM

S u m m a r y

The paper presents characteristics of polymetallic concretions deposited on the bottom of the ocean and their resources as well as areas of deposition, especially in the Clarion-Clipperton area, the Pacific zone of Polish concession. The concept of high-pressure waterjet implementation, supported with physical influence of CO₂ dry ice pellets for concretions' output is presented. A very useful feature of ice used in the process that causes relatively neglected effect of clumping in the water environment is pointed out. Moreover, CO₂ pellets, undergoing mechanical impact occurred in the machining zone, sublimate violently. The volume of CO₂ gas bubbles at the bottom of the ocean is very small. The largest ones are 1.7 up to 2.1 mm in diameter. However, the huge number of those bubbles causes that the work area undergoes aggressive erosion similar to cavitation effect. The basis of concretions' hydro-pneumatic transportation from the ocean bottom is given too, pointing out the issue of air pressure inlet depth to the main transportation tube, in order to achieve proper efficiency. The flow structures in respective cross-sections of the tube, as well as theoretical analysis of the problem are also characterized in this paper.

Presented relations allow to choose important parameters, deciding about a quality of the developed method. Finally, the theoretical basis presented in this paper, based on erosive properties of high-pressure water-ice (CO₂) jet technique of exploitation should essentially contribute to an increase in the efficiency of poly-metallic concretions output.

Keywords: polymetallic concretions, high-pressure water-ice jet, CO₂ dry ice, hydro-pneumatic transportation

DOI: 10.7862/rm.2017.39

Przesłano do redakcji: 14.08.2017

Przyjęto do druku: 18.10.2017

Jan BUREK¹
Joanna LISOWICZ²
Tomasz RYDZAK³
Artur SZAJNA⁴

PROBLEMY KSZTAŁTOWANIA UBYTKOWEGO MATERIAŁÓW KOMPOZYTOWYCH – ROZWIĄZANIA OFEROWANE PRZEZ FIRMY NARZĘDZIOWE

Charakterystyczne właściwości materiałów kompozytowych, takie jak wysoka wytrzymałość i sztywność, przy jednoczesnym zmniejszeniu masy sprawiają, że zyskują coraz większe znaczenie jako materiały konstrukcyjne. Elementy kompozytowe często wymagają wykonania wykańczających operacji z zastosowaniem obróbki ubytkowej, takiej jak frezowanie lub wiercenie. Okazuje się jednak, że kształtowanie ubytkowe kompozytów – materiałów niejednorodnych i anizotropowych przysparza sporo trudności. Najczęściej napotykanym problemem jest zjawisko delaminacji, czyli rozdzielenia sąsiadujących warstw osnowy. Producenci narzędzi skrawających proponują coraz większy wybór narzędzi do obróbki kompozytów, które pozwolą na uniknięcie lub minimalizację niekorzystnych zjawisk towarzyszących obróbce materiałów kompozytowych.

Słowa kluczowe: kompozyty, problemy obróbki kompozytów, delaminacja, narzędzia do obróbki kompozytów

1. Wprowadzenie

Dynamiczny rozwój wielu branż związanych z budową maszyn i urządzeń, a także dążenie do zmniejszania kosztów zarówno produkcji, jak i eksploatacji skłaniają do poszukiwania nowych rozwiązań z zakresu stosowanych materiałów. Odpowiedzią na takie zapotrzebowanie jest zastosowanie materiałów kompozytowych.

Materiały te są coraz szerzej stosowane, o czym mogą świadczyć chociażby dane firm lotniczych. Airbus jako pierwszy zastosował materiały kompozytowe

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Jan Burek, Politechnika Rzeszowska, ul. Wincentego Pola 2, 35-959 Rzeszów, tel.: 178651499, e-mail: jburek@prz.edu.pl

² Joanna Lisowicz, Politechnika Rzeszowska, e-mail: j.lisowicz@prz.edu.pl

³ Tomasz Rydzak, Politechnika Rzeszowska, e-mail: t.rydzak@prz.edu.pl

⁴ Artur Szajna, Politechnika Rzeszowska, e-mail: a.szajna@prz.edu.pl

do budowy samolotów. Podczas produkcji samolotu Airbus A300 w latach 80. XX w. kompozyty stanowiły zaledwie 5% masy całkowitej, natomiast przy produkcji samolotu Boeing 787 kompozyty stanowią już 50% całkowitej masy samolotu [12, 13].

Zwiększanie udziału procentowego kompozytów w całkowitej masie maszyn i urządzeń wynika z wielu właściwości kompozytów. Kompozyty to materiały składające się z dwóch komponentów cechujących się różnymi właściwościami mechanicznymi, połączonymi na stałe z zachowaniem wyraźnej granicy rozdziału [10]. Kompozyty są więc połączeniem osnowy, której zadaniem jest nadanie kształtu strukturze oraz materiału wzmacniającego (włókien), który zapewnia odpowiednią wytrzymałość i sztywność. Tak otrzymany materiał posiada znacznie lepszy stosunek wytrzymałości do masy [5].

W kompozytach włóknistych zastosowanie znajdują osnowy: polimerowe, metalowe i ceramiczne. Z kolei jako materiał wzmacniający wykorzystuje się włókna węglowe, szklane i aramidowe oraz rzadziej ceramiczne, borowe, grafitowe i inne [6]. Kompozyty mogą się cechować różnymi właściwościami, w zależności od materiałów stanowiących osnowę oraz materiał wzmacniający. Pewne właściwości są jednak wspólne dla większości kompozytów, na przykład zmniejszenie masy oraz zwiększenie wytrzymałości i sztywności w stosunku do materiałów składowych, a także anizotropia wynikająca z orientacji włókien, która pozwala na dostosowanie projektu i procesu wytwarzania do uzyskania pożądaných właściwości wyrobu końcowego. Najczęściej są stosowane kompozyty z osnową polimerową – PMC (Polymer Matrix Composites). Wśród nich można wyróżnić [5, 7]:

- kompozyty wzmacniane włóknami węglowymi CFRP (Carbon Fibre Reinforced Plastics),
- kompozyty wzmacniane włóknami szklanymi GFRP (Glass Fibre Reinforced Plastics),
- kompozyty wzmacniane włóknami aramidowymi AFRP (Aramid Fibre Reinforced Plastics).

Kompozyt GFRP jest materiałem o stosunkowo dobrych właściwościach mechanicznych i niskiej cenie. Kompozyty AFRP i CFRP charakteryzują się wyższą wytrzymałością i sztywnością, przy czym wykazują mniejszą masę właściwą (gęstość). Są one jednak droższe, wobec tego znajdują zastosowanie w konstrukcjach, gdzie wyznacznikiem nie jest cena, ale prezentowane właściwości. Maksymalna temperatura pracy dla kompozytów włóknistych z osnową polimerową jest niezbyt wysoka, ponieważ polimery wykazują zdolność do zmiękczenia oraz chemicznego rozkładu lub degradacji w podwyższonej temperaturze. Kompozyty z osnową metalową pracują w wyższych temperaturach niż dopuszczalne w przypadku kompozytów z osnową polimerową. Charakteryzują się największą sztywnością i wytrzymałością. Kompozyty z osnową ceramiczną charakteryzują się większą odpornością na kruche pękanie niż niewzmacniane materiały cera-

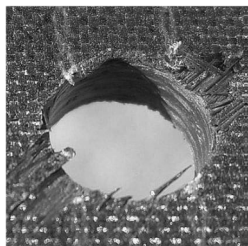
miczne. Ponadto wykazują większy moduł sprężystości i wyższe właściwości mechaniczne w wysokich temperaturach niż odpowiednie materiały metalowe [6].

2. Obróbka ubytkowa kompozytów

Mimo że kompozyty ze względu na swoje właściwości stanowią bardzo atrakcyjną grupę materiałową, ich obróbka wciąż wymaga spełnienia wielu wymagań, dotyczących zarówno procesu obróbki, jak i zastosowanych narzędzi. Kształtowanie ubytkowe kompozytów stwarza znacznie więcej problemów niż obróbka materiałów metalowych. Podstawowe trudności to zła jakość powierzchni po obróbce oraz duże zużycie narzędzia. Kompozyty są wykonywane w kształcie zbliżonym do ostatecznego, z tego względu główne operacje obróbkowe, którym są poddawane materiały kompozytowe to: frezowanie, mające na celu głównie wyrównanie krawędzi elementu oraz wiercenie, wraz z pogłębianiem, służące wykonaniu otworów montażowych (pod mocowanie śrubami, nitami itp.). Ponieważ kompozyty są grupą materiałów niejednorodnych i anizotropowych, wiercenie stwarza szczególne trudności podczas obróbki, która może skutkować obniżeniem wytrzymałości, w szczególności wytrzymałości zmęczeniowej. Typowe uszkodzenia, które mogą się pojawić podczas wiercenia to delaminacja, odrywanie materiału przy wejściu/wyjściu narzędzia, pękanie międzywarstwowe, zerwanie włókien/osnowy i uszkodzenia termiczne. Ze względu na dużą odporność na ścieranie, wiercenie kompozytów powoduje duże zużycie narzędzi, co skutkuje potrzebą ich częstej wymiany, a to z kolei znacząco wpływa na cykl produkcyjny. Ponadto różne wartości współczynnika rozszerzalności cieplnej włókien i osnowy sprawiają, że utrzymanie dokładności wymiarowej wykonywanych otworów jest znacznie utrudnione [3, 9].

Delaminacją, inaczej rozwarstwieniem, nazywa się proces, który w skali makroskopowej uwidacznia się jako rozdzielenie sąsiadujących warstw osnowy, co oznacza brak zdolności do przenoszenia między nimi normalnych naprężeń rozciągających oraz międzywarstwowych naprężeń ścinających. Skutkiem delaminacji jest zmniejszona nośność oraz zmniejszona integralność struktury, negatywnie wpływające na trwałość kompozytu [1, 9]. Rozwarstwienie może występować zarówno na wierzchnich warstwach materiału podczas wchodzenia wiertła (rys. 1), jak i w warstwach dolnych podczas opuszczania materiału przez narzędzie. Zjawisko to występuje, gdy obciążenia pochodzące od narzędzia skrawającego przekraczają wartość wiązania międzylaminarnego [4].

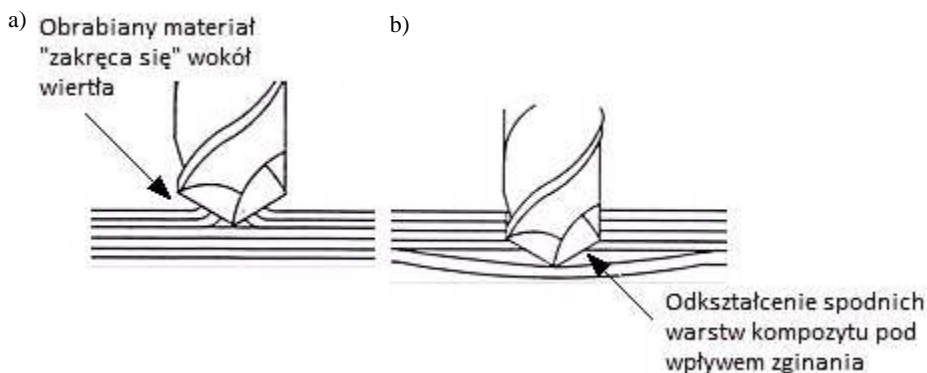
Zerwanie włókien podczas wejścia narzędzia (rys. 2a) wynika z dociskania przez siłę skrawania materiału ścieranego i ciętego do powierzchni narzędzia. Początkowo ostrze wiertła ściera kompozyt. Wraz z posuwem wiertła występuje tendencja do przesuwania ścieranego materiału i „zakręcania się” zanim zostanie on skutecznie ścięty. Działanie to powoduje powstanie siły odrywania, która odziera górne warstwy kompozytu. Siła ta jest funkcją geometrii narzędzia i tarcia pomiędzy narzędziem a przedmiotem obrabianym [2].



Rys. 1. Rozwarstwienie i uszkodzenia wierzchniej warstwy CFRP mogące wystąpić podczas wiercenia otworu

Fig. 1. Delamination and damage of the top layer of CFRP occurring during hole drilling

Gdy wiertło zbliża się do ostatnich warstw materiału, grubość pozostałych warstw pod narzędziem maleje, co prowadzi do osłabienia sztywności warstw nieobrobionych. Skutkuje to odkształceniem spodnich warstw pod wpływem zginania, a w rezultacie do rozprzestrzeniania się pęknięć w osnowie, czego wynikiem jest delaminacja (rys. 2b). Delaminacja pojawiająca się podczas wychodzenia narzędzia to najczęściej spotykany defekt podczas obróbki kompozytów [8]. Zużycie narzędzia jest wynikiem odporności na ścieranie kompozytów i ich małej przewodności cieplnej. Powoduje to znaczne nagrzewanie narzędzia. Podczas wiercenia CFRP 50% energii jest pochłaniane przez narzędzie, natomiast w przypadku wiercenia metali tylko 18% energii pochłania wiertło [2].



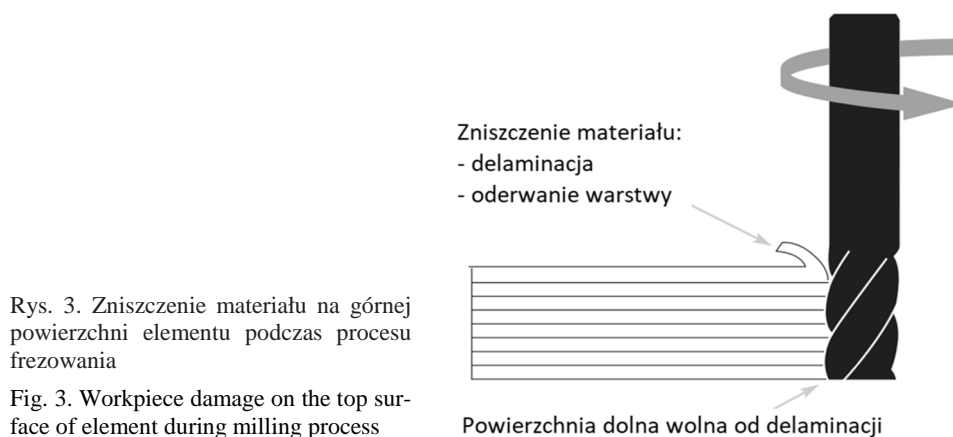
Rys. 2. Zjawisko delaminacji: a) podczas wchodzenia narzędzia w materiał, b) podczas wychodzenia narzędzia z materiału

Fig. 2. Delamination phenomenon: a) peel-up delamination at entrance, b) push-out delamination at exit

Kompozyty są zazwyczaj wykonywane w kształcie zbliżonym do ostatecznego, wobec tego frezowanie ma na celu tylko wyrównanie krawędzi. Jest to zatem obróbka wykańczająca z małymi naddatkami obróbkowymi. Podczas frezowania często zdarza się, że w tym samym momencie kilka krawędzi skrawających bierze udział w obróbce. Należy także uwzględnić fakt, że orientacja włókien, rozmiar wiórów i siły skrawania zmieniają swoje wartości wraz z obrotem narzędzia. Podstawowe problemy pojawiające się podczas frezowania kompozy-

tów to: zużycie narzędzia, delaminacja i chropowatość powierzchni. Zużycie narzędzia podczas frezowania wynika głównie z uderowego charakteru pracy i wysokiej odporności kompozytu na ścieranie. Ponadto znaczna część ciepła wytwarzanego podczas obróbki jest odprowadzana przez narzędzie.

Delaminacja materiału podczas frezowania wynika głównie z działania siły osiowej, która jest skierowana w kierunku normalnym do płaszczyzny kompozytu, wobec czego jej działanie może powodować odrywanie poszczególnych warstw (rys. 3). Efekt ten jest najbardziej widoczny na górnych i dolnych powierzchniach obrabianej krawędzi materiału [15].



Rys. 3. Zniszczenie materiału na górnej powierzchni elementu podczas procesu frezowania

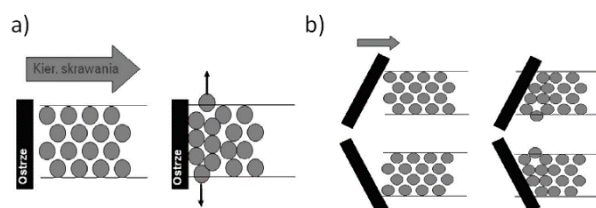
Fig. 3. Workpiece damage on the top surface of element during milling process

Obróbkę skrawaniem włóknistych polimerowych materiałów kompozytowych prowadzi się specjalnie skonstruowanymi narzędziami. W zależności od sposobu wykorzystania i przeznaczenia narzędzi (np. obróbka zgrubna lub wykańczająca) materiały, z których są wykonane, mogą się znacznie różnić. Podstawowym materiałem narzędziowym są węgliki spiekane, najczęściej z nałożonymi odpowiednimi powłokami. Do powłok stosowanych na narzędzia przeznaczone do obróbki kompozytów zalicza się:

- powłokę diamentową nanoszoną metodą CVD,
- powłokę diamentopodobną (DLC),
- powłokę filmu diamentowego (DFC),
- powłokę z azotku cyrkonu (ZNC),
- powłokę z krystalicznego diamentu (CDC).

Powłoki diamentowe są stosowane do obróbki kompozytów ze względu na korzystne właściwości: dobre przewodnictwo cieplne, chemiczną bierność w stosunku do żywic w wysokich temperaturach, mały współczynnik tarcia. Powłoki diamentowe zapewniają także narzędziom nawet 10-krotnie wyższą trwałość.

Geometria narzędzi jest jeszcze bardziej zróżnicowana niż wybór powłok. Ze względu na specyficzne właściwości kompozytów narzędzia muszą posiadać odpowiednią geometrię. Liczba i kształt rowków wiórowych oraz kąt pochylenia linii śrubowej wpływają na zdolność odprowadzania wiórów ze strefy obróbki, a zatem także na temperaturę w strefie obróbki i jakość powierzchni. Kąt wierzchołkowy i sposób ukształtowania powierzchni natarcia wpływają natomiast na prawdopodobieństwo wystąpienia zjawiska delaminacji. W przypadku frezowania produkowane są frezy z przeciwstawnymi ostrzami, tzw. frezy kompresyjne, które mają przeciwbieżne rowki wiórowe i na zasadzie nożyc „ściskają” kompozyt od góry i od dołu, zapobiegając w ten sposób zjawisku rozwarstwiania (rys. 4). Podczas wiercenia materiałów kompozytowych ogromne znaczenie ma kąt wierzchołkowy narzędzia. Ponadto wiertła do obróbki materiałów PMC są często wykonywane ze zmiennymi średnicami w sposób ciągły lub stopniowy (rys. 5). Zasada działania takich wiertel polega na rozpoczęciu wykonywania otworu od małej średnicy, stopniowo zwiększając jej wielkość, aż do osiągnięcia założonej wartości [7].



Rys. 4. Frezowanie kompozytów: a) frezem klasycznym, b) frezem kompresyjnym

Fig. 4. Composites milling using: a) standard end mill, b) compression-style router

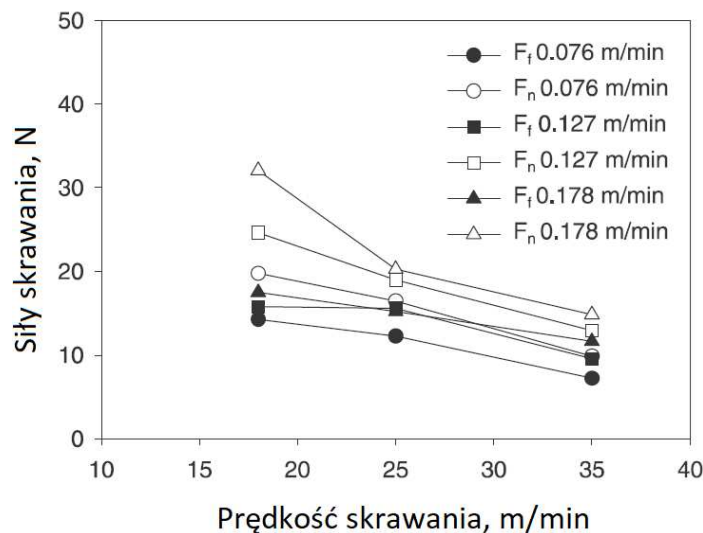


Rys. 5. Wiertła firmy Amanco charakteryzujące się w części czołowej ciągłym wzrostem średnicy narzędzia, aż do osiągnięcia wymaganej średnicy otworu

Fig. 5. Amanco drills characterized by a continuous tool diameter increase in the front face until obtaining the required hole diameter

Wybór parametrów obróbki, takich jak: prędkość obrotowa, prędkość posuwu oraz głębokość skrawania, ma wpływ na siły skrawania pojawiające się podczas obróbki, czyli także na jakość powierzchni, wielkość delaminacji i prędkość

zużycia narzędzia. Rysunek 6 przedstawia wykres siły skrawania w funkcji wartości prędkości obrotowej i prędkości posuwu narzędzia podczas frezowania krawędzi panelu wykonanego z CFRP czteropiórowym frezem spiralnym do obróbki wykańczającej. Jak wynika z wykresu, wraz ze wzrostem prędkości obrotowej obie składowe siły skrawania maleją, natomiast wraz ze wzrostem prędkości posuwu obie składowe rosną.

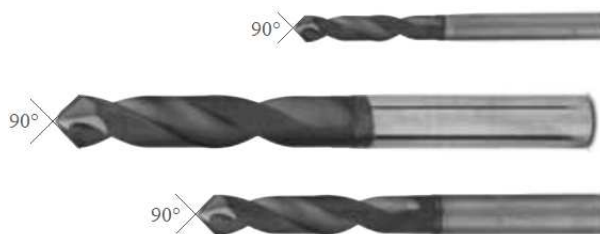


Rys. 6. Zależność siły normalnej F_n i siły stycznej F_t w funkcji prędkości obrotowej i prędkości posuwu podczas frezowania kompozytu CFRP

Fig. 6. Variation of normal force F_n , and tangential force F_t , as a function of a cutting speed and feed rate in milling of CFRP composite

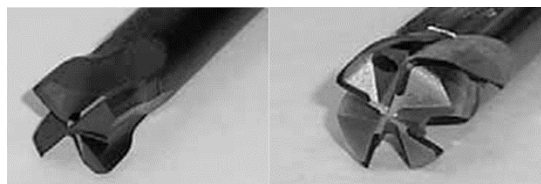
3. Rozwiązania stosowane przez firmy narzędziowe

W związku z coraz szerszym zastosowaniem kompozytów przedsiębiorstwa zajmujące się produkcją narzędzi poszukują coraz to nowych rozwiązań likwidujących lub co najmniej zmniejszających skalę problemów związanych z ich obróbką. Firma Kennametal do wiercenia otworów w kompozytach proponuje wykorzystanie wiertel pełnowęglkowych z wielowarstwową powłoką diamentową, zapewniającą znacznie dłuższą trwałość narzędzia (rys. 7). Geometria została zaprojektowana tak, aby kąt wierzchołkowy 90° zwiększał możliwość centrowania narzędzia, jednocześnie zmniejszając nacisk. Wynikiem tego jest znacznie lepsza jakość powierzchni otworu. Ponadto firma Kennametal proponuje obróbkę otworów narzędziami do orbitalnego wiercenia (rys. 8). Narzędzia są pokryte powłoką diamentową KCN05.



Rys. 7. Wiertła do obróbki CFRP firmy Kennametal

Fig. 7. Kennametal drills for CFRP machining

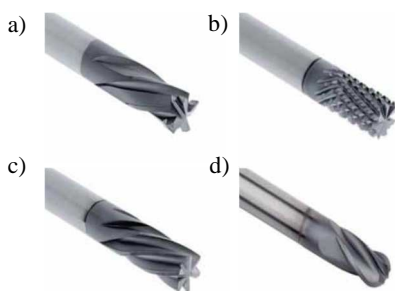


Rys. 8. Narzędzia firmy Kennametal do wiercenia orbitalnego materiałów CFRP

Fig. 8. Kennametal tools for CFRP orbital drilling

W przypadku frezowania firma Kennametal proponuje wykorzystanie czterech rodzajów frezów [14]:

- Compression-Style Router (rys. 9a) – o kącie nachylenia linii śrubowej 25° , zaprojektowanych do obróbki z dużymi prędkościami posuwu, pozostawiających doskonałą jakość powierzchni po obu stronach materiału,
- Burr-Style Routers (rys. 9b) – o kącie nachylenia linii śrubowej 15° , pozwalających na doskonałą kontrolę temperatury, jednocześnie pozostawiających powierzchnię dobrej jakości,
- Down-Cut-Style Router (rys. 9c) – o kącie nachylenia linii śrubowej 25° , idealnie nadających się do obróbki kieszeni, o geometrii zaprojektowanej tak, aby eliminować zjawisko delaminacji,
- Ball-End-Style Routers (rys. 9d) – o kącie nachylenia linii śrubowej 30° , przystosowanych do obróbki rowków i profili przy jednoczesnym małym zużyciu narzędzia.



Rys. 9. Frezy do obróbki kompozytów CFRP: a) Compression-Style Router, b) Burr-Style Router, c) Down-Cut-Style Router, d) Ball-End-Style Router

Fig. 9. Milling cutters for CFRP machining: a) Compression-Style Router, b) Burr-Style Router, c) Down-Cut-Style Router, d) Ball-End-Style Router

Firma Sandvik jako rozwiązanie do obróbki otworów w kompozytach proponuje wiertło CoroDrill Delta-C R854 (rys. 10). Jest ono pokryte odporną na ścieranie powłoką diamentową N30C, która ma zapewnić redukcję przestojów, dzięki dłuższemu cyklowi pracy. Ponadto drobnoziarnista struktura wiertła zapewnia większe bezpieczeństwo obróbki, natomiast geometria (mały kąt wierzchołkowy i duży kąt natarcia) narzędzia gwarantuje lepszą jakość i dokładność wykonania otworów oraz zmniejsza prawdopodobieństwo zginania cienkich elementów dzięki zmniejszeniu siły nacisku oraz wartości momentu obrotowego.

Rys. 10. Wiertło CoroDrill Delta-C R854 firmy Sandvik do obróbki kompozytów

Fig. 10. Sandvik drill CoroDrill Delta-C R854 for composite materials machining



W przypadku frezowania materiałów kompozytowych wzmocnionych włóknem węglowym (CFRP) firma Sandvik proponuje zastosowanie następujących frezów trzpieniowych:

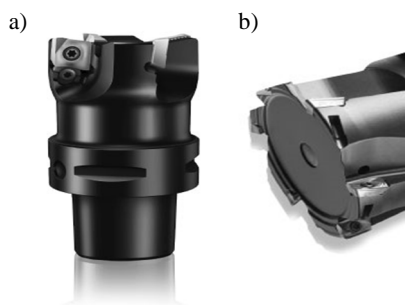
- CoroMill Plura z przeciwstawnymi ostrzami (rys. 11a) – frezy trzpieniowe z dwoma liniami śrubowymi najlepiej sprawdzają się w warstwach z włókien szklanych po obu stronach obrabianego przedmiotu; dwa nakładające się przeciwstawne rowki umożliwiają obróbkę cieńszych materiałów ograniczając ich drgania; zoptymalizowany kształt rowka wiórowego najlepiej sprawdza się podczas obróbki płaskich przedmiotów, podczas której nie można poruszać narzędziem na boki,
- CoroMill Plura z małym kątem pochylenia linii śrubowej (rys. 11b) – pozwala na uzyskanie gładkiej powierzchni podczas obróbki wykończeniowej; zaprojektowany do pracy z dużymi prędkościami,
- CoroMill Plura ząbkowany (rys. 11c) – zapewnia wysoką wydajność skrawania; geometria zapewniająca lepszy podział wióra pozwala ograniczyć rozwarstwienia i drgania; geometrię zoptymalizowano pod kątem obróbki w jednym przejściu.



Rys. 11. Narzędzia do frezowania kompozytów firmy Sandvik: a) CoroMill Plura z przeciwstawnymi ostrzami, b) CoroMill Plura z małym kątem pochylenia linii śrubowej, c) CoroMill Plura ząbkowany

Fig. 11. Sandvik tools for composite milling: a) CoroMill Plura compression router, b) CoroMill Plura low helix routers, c) CoroMill Plura serrated routers

Ponadto firma Sandvik do obróbki kompozytów proponuje narzędzia składowane, np. CoroMill 590 – do frezowania powierzchni z CFRP (rys.12a), z wymiennymi płytkami z pokryciem PCD i bardzo precyzyjnym osadzeniem w gnieździe, zapewniającym dużą dokładność, CoroMill 390 (rys. 12b) – do powierzchni rzeźbionych metodą Sturtza (do profilowania włókna węglowego narzędziem nachylonym pod kątem 2-10°, poruszającego się z dużym posuwem – rozwiązanie to nadaje się do detali 2D i 3D, jest wykorzystywane do frezowania podzespołów skrzydeł i kadłubów samolotów) [17].



Rys. 12. Wiertła do obróbki kompozytów firmy Sandvik: a) CoroMill 590, b) CoroMill 390

Fig. 12. Sandvik drills for composites machining: a) CoroMill 590, b) CoroMill 390

Rozwiązania oferowane przez firmę Onsrud są następujące:

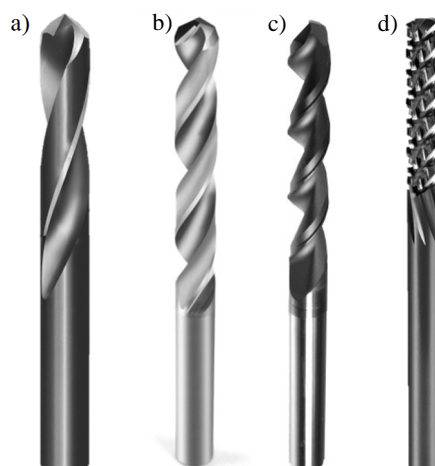
- Solid Carbide 8-Facet Drill (rys. 13a) – dwa kąty wierzchołkowe: 90° i 118° z dwiema powierzchniami natarcia przy każdym kącie tworzą geometrię, której zadaniem jest eliminacja zjawiska delaminacji,
- PCD 8-Facet Point Drill (rys. 13b) – geometria została zaprojektowana w taki sposób, aby zwiększyć dokładność wykonania otworu, dzięki wykorzystaniu drugiego kąta wierzchołkowego, który zapewnia działanie rozwiercające, przeciwstawiające się naciskom bocznym. Geometria ta umożliwia także dobre łamanie wiórów, ponieważ pierwsza i druga krawędź skrawająca zapewniają tworzenie kątowej wstęgi, która łamie się łatwiej i zapobiega uszkodzeniu ścianki otworu wykonanego w materiale CFRP,
- Nano-Crystalline Thin Film Diamond Drill (rys. 13c) – tańsza alternatywa dla wiertła PCD. Parabolek kształt rowków został zaprojektowany tak, aby umożliwić pomieszczenie większej objętości wiórów,
- Solid Carbide Carbon Graphite Cutter (rys. 13d) – większa liczba krawędzi skrawających oraz łamacz wiórów i krawędzie wykańczające zapewniające redukcję sił skrawania pozwalają na prowadzenie narzędzia z większymi wartościami prędkości posuwowych. Liczne rowki wiórowe pozwalają na lepszy przepływ i ewakuację wiórów [16].

Rozwiązania proponowane przez firmę Gühring to przede wszystkim frezy do frezowania kompresyjnego:

- monolityczne frezy węglikowe o lewo-prawoskrętnych ostrzach skrawających (rys. 14a),

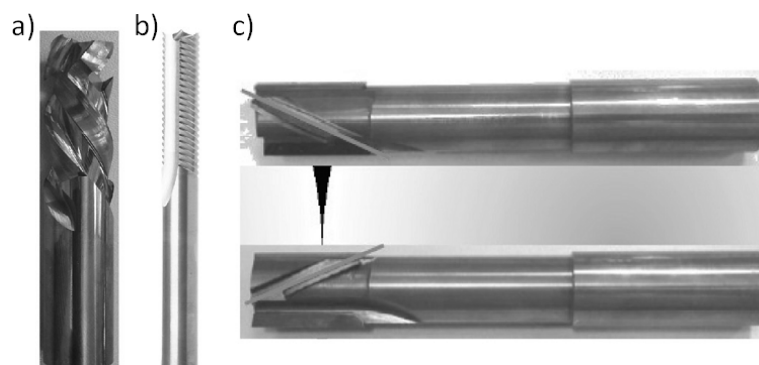
- frezy kompresyjne o dużym skrócie ostrzy, opracowane dla materiałów cienkich i typu plaster miodu (rys. 14b),
- frezy kompresyjne z ostrzami PKD (jedno ostrze lewo-, drugie prawoskrętne) (rys. 14c).

Firma Gühring opracowała także narzędzia z wewnętrznym chłodzeniem, z wylotem skierowanym wstecz oraz przykrycie strefy skrawania dodatkową przestrzenią z wyciągiem pyłów (rys. 15). Rozwiązanie takie wydłuża trwałość narzędzia oraz umożliwia prowadzenie czystego, bezpiecznego procesu obróbki [11].



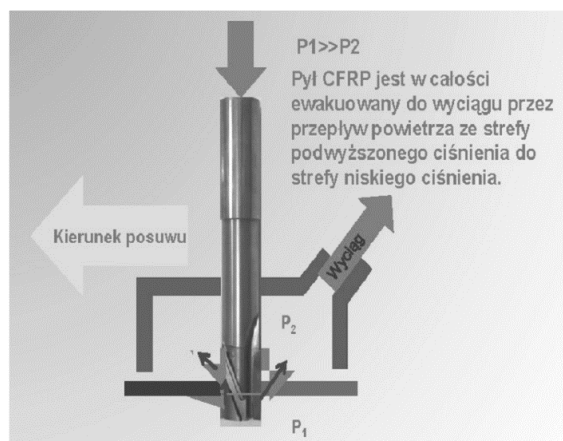
Rys. 13. Narzędzia do obróbki kompozytów produkowane przez firmę Onsrud: a) Solid Carbide 8-Facet Drill, b) PCD 8-Facet Point Drill, c) Nano-Crystalline Thin Film Diamond Drill, d) Solid Carbide Carbon Graphite Cutter

Fig. 13. Tools for composite materials machining produced by Onsrud company: a) Solid Carbide 8-Facet Drill, b) PCD 8-Facet Point Drill, c) Nano-Crystalline Thin Film Diamond Drill, d) Solid Carbide Carbon Graphite Cutter



Rys. 14. Przykłady frezów firmy Gühring do frezowania kompresyjnego: a) frez węglkowy o lewo-prawoskrętnych ostrzach skrawających, b) frez kompresyjny o dużym skrócie ostrzy opracowany dla materiałów cienkich i typu plaster miodu, c) frez kompresyjny z ostrzami PKD

Fig. 14. Examples of Gühring compression-style routers: a) carbide cutter with left-right cutting blades, b) compression cutter with high blade twist developed to cut thin and honeycomb materials, c) compression cutter with PKD blades



Rys. 15. Wsteczne odprowadzenie chłodziwa

Fig. 15. Reverse coolant evacuation

4. Podsumowanie

Coraz szersze stosowanie kompozytów w różnych gałęziach przemysłu oraz ich specyficzne właściwości wymuszają poszukiwanie coraz to nowych rozwiązań konstrukcyjnych narzędzi, które umożliwią prawidłową obróbkę detalu i pozwolą na uzyskanie dobrej jakościowo powierzchni, pozbawionej na przykład zjawiska delaminacji. Rozwiązania oferowane przez poszczególne firmy wydają się być podobne, jednak często nawet niewielka zmiana konstrukcyjna (np. zmiana o kilka stopni kąta nachylenia linii śrubowej lub wprowadzenie przeciwstawnych ostrzy) może znacząco wpłynąć na efekt końcowy obróbki. Ponadto dużą rolę odgrywa stosowanie odpowiedniego rodzaju powłok, które mogą znacznie wydłużyć czas pracy narzędzia. Oprócz badań rozwiązań konstrukcyjnych powinny być również prowadzone badania w kierunku optymalnego doboru parametrów obróbki względem danego rodzaju kompozytu. Optymalizacja ta pozwoliłaby na łatwiejszy dobór narzędzi, jak również skrócenie czasu i zmniejszenie kosztów produkcji oraz uzyskanie żądanej jakości powierzchni.

Literatura

- [1] Czarnocki P.: Metodyka wyznaczania odporności na rozwarstwienia laminatów polimerowych, [w:] Polimery i kompozyty konstrukcyjne, ed. G. Wróbel, Warszawa 2010, ss. 77-99.
- [2] Durão L.M.P.: Machining of hybrid composites, PhD. Thesis, Porto 2005, pp. 37-39.
- [3] Leppert T., Paczkowski T., Polasik R., Serwacki D.: Delaminacja materiału kompozytowego włóknistego podczas wykonywania otworów, *Mechanik*, 89 (2016) 1422-1423.
- [4] Mohan N.S., Kulkarni S.M., Ramachandra A.: Delamination analysis in drilling process of glass fiber reinforced plastic (GFRP) composite materials, *J. Mat. Proc. Technol.*, 186 (2007) 265-271.

- [5] Mrazova M.: Advanced composite materials of the future in aerospace industry, INCAS Bulletin, 5 (2013) 138-150.
- [6] Oczóś K.: Kompozyty włókniste – właściwości, zastosowanie, obróbka ubytkowa, Mechanik, 81 (2008) 579-592.
- [7] Oczóś K.: Problemy kształtowania ubytkowego kompozytów włóknistych z osnową polimerową i ceramiczną, Mechanik, 84 (2011) 5-10.
- [8] Rahmé P., Landon Y., Lachaud F., Piquet R., Lagarrigue P.: Analytical models of composite material drilling, Int. J. Adv. Manuf. Technol., 52 (2011) 609-617.
- [9] Sheikh-Ahmad J.: Machining of Polymer Composites, Springer, 2009, pp. 160-210.
- [10] Stadnicki J., Marszałek J.: Doświadczalne badanie delaminacji kompozytu warstwowego według I i II schematu pęknięcia, Mechanik, 89 (2016) 818-819.
- [11] Subbotko R.: Obróbka materiałów dla przemysłu lotniczego, Mechanik, 86 (2013) 670-672.
- [12] <http://www.airbus.com/innovation/proven-concepts/in-manufacturing/> (dostęp: 25.05.2017 r.).
- [13] http://www.boeing.com/commercial/aeromagazine/articles/qtr_4_06/article_04_2.html (dostęp: 25.05.2017 r.).
- [14] https://www.kennametal.com/content/dam/kennametal/kennametal/common/Resources/Catalogs-Literature/Industry%20Solutions/Composite_material_machining_guide_Aerospace.pdf (dostęp: 25.05.2017 r.).
- [15] <https://www.kennametal.com/en/products/20478624/556249/3924453/7824532/100001314.html> (dostęp: 25.05.2017 r.).
- [16] <http://www.mmsonline.com/articles/tool-selection-for-composites> (dostęp: 25.05.2017 r.).
- [17] <http://www.sandvik.coromant.com/pl-pl/products/composite-solutions/pages/edge-milling.aspx> (dostęp: 25.05.2017 r.).

PROBLEMS OF MACHINING OF COMPOSITE MATERIALS – SOLUTIONS OFFERED BY TOOL COMPANIES

Summary

The characteristic properties of composite materials, such as high strength and stiffness while reducing weight, make them increasingly important as construction materials. Composite components often require finishing operations, such as milling and drilling. However, the loss shaping of composites – nonhomogeneous and anisotropic materials – turns out to be problematic and difficult. The most common problem is the phenomenon of delamination – the separation of adjacent warp plies. Cutting tool manufacturers offer an increasing choice of composite processing tools to avoid or minimize the disadvantageous effects associated with composite materials processing.

Keywords: composites, problems with composites machining, delamination, tools for composites machining

DOI: 10.7862/rm.2017.40

Przesłano do redakcji: 11.08.2017

Przyjęto do druku: 10.10.2017

Jan BUREK¹
Paweł SUŁKOWICZ²
Robert BABIARZ³
Marcin PŁODZIEN⁴

SZLIFOWANIE WZDŁUŻNO-KSZTAŁTOWE WAŁKÓW ŚCIERNICĄ PROFILOWĄ TYPU 1F1

Obróbka wykończeniowa części walcowych może być prowadzona na wiele sposobów. W zależności od typu obrabianego przedmiotu najczęściej są stosowane procesy szlifowania wzdłużnego, wgłębnego oraz kształtowego. W pracy zaprezentowano metodę szlifowania wzdłużno-kształtowego, która polega na obróbce przedmiotów z zastosowaniem wąskiej ściernicy walcowej bądź profilowej, która porusza się po zaprogramowanym torze w układzie CNC. Metoda ta jest szczególnie przydatna w obróbce elementów o skomplikowanej geometrii. Przeprowadzono badania szlifowania wzdłużno-kształtowego wałka zawierającego powierzchnie walcowe, stożkowe oraz wklęsłe i wypukłe promienie zaokrąglenia, z użyciem ściernicy profilowej typu 1F1 z różnymi parametrami szlifowania. Przedstawiono przebiegi składowych siły szlifowania oraz emisji akustycznej. Przeanalizowano dokładność szlifowania części, w szczególności wartość odchyłki kształtu i chropowatość powierzchni.

Słowa kluczowe: szlifowanie wzdłużno-kształtowe, szlifowanie CPCG, ściernica profilowa, szlifowanie wałków

1. Wprowadzenie

Obróbka wykończeniowa walcowych powierzchni kształtowych realizowana jest tradycyjnie w procesie szlifowania kształtowego. Proces ten polega na odwzorowaniu kształtu ściernicy na powierzchni przedmiotu obrabianego. Ściernica jest wprowadzona w ruch obrotowy z prędkością v_s i wykonuje posuw wgłębny w kierunku materiału obrabianego. Dążenie do zwiększenia elastyczności tego procesu przez wyeliminowanie konieczności stosowania specjalnie zaprofilowanych ściernic do każdego rodzaju kształtu przedmiotu obrabianego powoduje, że stale poszukuje się nowych rozwiązań [6].

¹ Jan Burek, Politechnika Rzeszowska, e-mail: jburek@prz.edu.pl

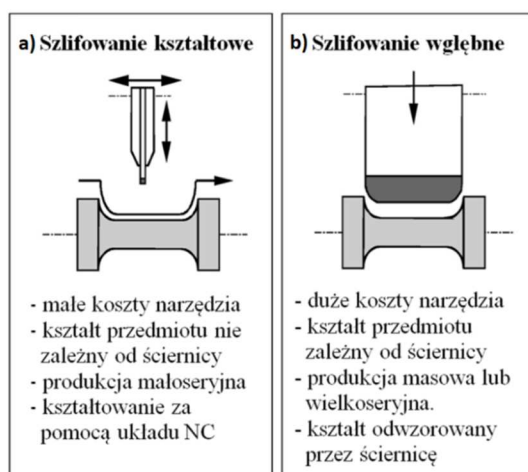
² Autor do korespondencji/corresponding author: Paweł Sułkowicz, Politechnika Rzeszowska, al. Powstańców Warszawy 8, 35-959 Rzeszów, tel.: 178651207, e-mail: sulkowicz@prz.edu.pl

³ Robert Babiarez, Politechnika Rzeszowska, e-mail: robertb@prz.edu.pl

⁴ Marcin Płodzień, Politechnika Rzeszowska, e-mail: plodzien@prz.edu.pl

Jeden z najnowszych trendów rozwojowych obróbki ściernej stanowią procesy szlifowania jednoprzęściowego. Polegają one na usuwaniu całego naddatku obróbkowego w trakcie jednego przejścia narzędzia ściernego, z zachowaniem odpowiedniej jakości powierzchni oraz dokładności wymiarowo-kształtowej przedmiotu obrabianego. Do najczęściej stosowanych procesów szlifowania jednoprzęściowego należy zaliczyć szlifowanie głębokie z posuwem pełzającym (*Creep Feed Grinding – CFG*) oraz szlifowanie wzdłużno-kształtowe [1, 7, 8].

Szlifowanie wzdłużno-kształtowe powierzchni walcowych, określane również jako szlifowanie z ciągłym sterowaniem torem ściernicy (*Continuous Path Controlled Grinding – CPCG*), jest alternatywą szlifowania kształtowego metodą obróbki ściernej. Zamiast obwodowego szlifowania wgłębnego ściernicą profilową, kontur przedmiotu powstaje w wyniku obróbki wąską ściernicą elektrokorundową lub z materiałów supertwardych, która porusza się po zaprogramowanym w układzie sterowania obrabiarki CNC torze [4, 5]. Porównanie metody szlifowania kształtowego wgłębnego oraz wzdłużno-kształtowego przedstawiono na rys. 1.



Rys. 1. Metody szlifowania kształtowego wałków: a) szlifowanie kształtowe, b) szlifowanie wgłębne

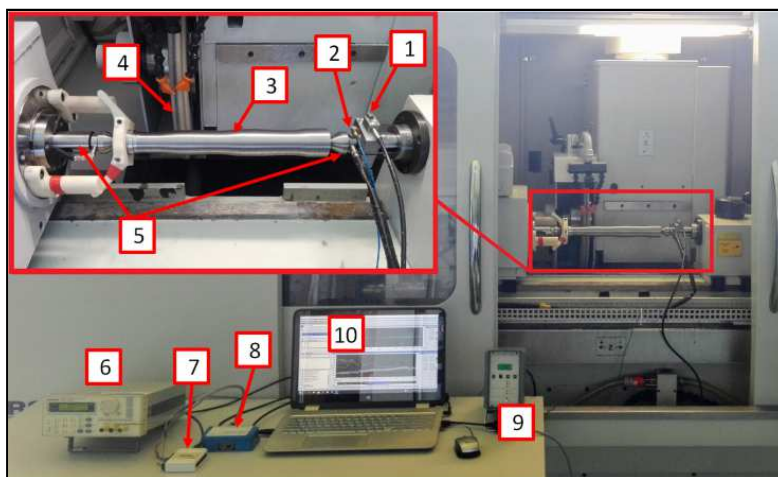
Fig. 1. Cylindrical parts grinding methods: a) contour grinding, b) plunge grinding

Metodę szlifowania wzdłużno-kształtowego można porównać do toczenia na twardo, z tym że zamiast jednopunktowego narzędzia tokarskiego jest stosowana ściernica, którą można obrabiać np. wał wielostopniowy, powierzchniami stożkowymi czy zaokrągleniami. Zaletą tego procesu, poza zwiększeniem elastyczności produkcji, jest zmniejszenie siły szlifowania oraz obciążenia cieplnego przez ograniczenie powierzchni styku ściernicy z przedmiotem obrabianym. Obróbka wzdłużno-kształtowa może być stosowana nie tylko w wielu przejściach, ale również jako proces jednoprzęściowy, określane nazwą szlif złuszczający. Podczas szlifowania wzdłużno-kształtowego są zwykle stosowane ściernice walcowe lub walcowo-stożkowe. Dalszą redukcję obszaru styku ściernicy można uzyskać przez pochycenie jej osi w stosunku do osi obrabianego przed-

miotu o kilka stopni. Proces szlifowania wzdłużno-kształtowego pozwala na szlifowanie wałów stopniowanych oraz powierzchni stożkowych. Metodę szlifowania wzdłużno-kształtowego można wykorzystać w obróbce wielu elementów, np. wałków przekładni, wirników i silników, okrągłych stempli, zaworów, części chwytowych narzędzi, czopów osi [2, 3].

2. Stanowisko badawcze i warunki badań

Badania doświadczalne zrealizowano na stanowisku badawczym, którego podstawę stanowiła 3-osiowa szlifierka do wałków RS 600 C firmy Geibel & Hotz (rys. 2).

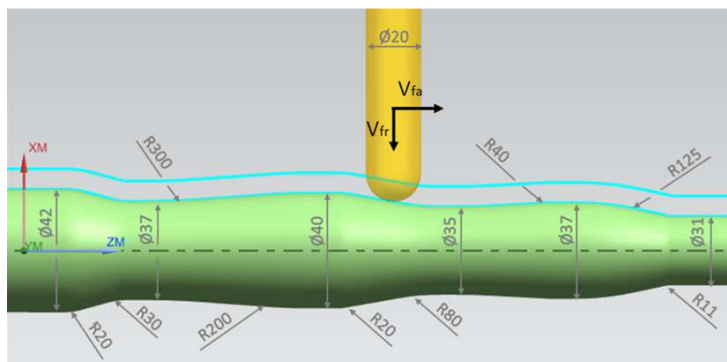


Rys. 2. Stanowisko badawcze: 1 – czujnik AE, 2 – czujnik drgań, 3 – przedmiot testowy, 4 – ściernica, 5 – siłomierz, 6 – zasilacz, 7 – przetwornik A/C, 8, 9 – wzmacniacz, 10 – komputer

Fig. 2. Test stand: 1 – AE sensor, 2 – vibration sensor, 3 – workpiece, 4 – grinding wheel, 5 – dynamometer, 6 – power supply, 7 – A/D converter, 8, 9 – amplifier, 10 – computer

Celem przeprowadzonych badań było sprawdzenie możliwości zastosowania ściernicy o zarysie promieniowym do szlifowania wzdłużno-kształtowego części walcowych, w których występują powierzchnie stożkowe oraz powierzchnie zaokrąglone o różnych wartościach promieni (zarówno wklęsłych, jak i wypukłych). Przedmiot testowy ze stali C45 wykonano wstępnie na tokarce CNC NEF400 firmy DMG Mori. Następnie został on zamocowany na szlifierce w kłach siłomierza firmy Kistler typu 9601A, umożliwiającego pomiar składowych siły szlifowania. Pomiar emisji akustycznej (AE) realizowano za pomocą czujnika typu 8152C firmy Kistler, natomiast drgania mierzono z wykorzystaniem akcelerometru typu 621B40 firmy PCB Piezotronics. Przebiegi mierzonych

sygnałów rejestrowano w programie LabVIEW SignalExpress. Badania doświadczalne zrealizowano, szlifując wzdłużnie-kształtowo przedmiot testowy ściernicą o spoiwie ceramicznym typu 1F1 99A60K7VE01, o ziarnach ściernych z elektrokorundu 99A. Średnica ściernicy $d_s = 400$ mm, jej szerokość $b_s = 20$ mm, a promień zaokrąglenia $r = 10$ mm. Prędkość obwodowa ściernicy $v_c = 25$ m/s, natomiast przedmiotu obrabianego $v_w = 0,6$ m/s. Przyjęto dwie wartości dosuwu ściernicy: $a_e = 0,1$ mm oraz $a_e = 0,03$ mm. Prędkość posuwu wyniosła odpowiednio $v_f = 15; 30; 50; 75$ mm/min. Przedmiot testowy przedstawiono na rys. 3.



Rys. 3. Przedmiot testowy

Fig. 3. Test workpiece

W przeciwieństwie do szlifowania kształtowego, gdzie ściernica wykonuje tylko posuw wgłębny, w szlifowaniu wzdłużno-kształtowym przedstawionego przedmiotu testowego konieczne jest stworzenie programu obróbkowego, w którym narzędzie będzie się poruszać po odpowiednim do szlifowanego profilu torze, z uwzględnieniem zmieniającego się punktu styku ściernicy w zależności od szlifowanego promienia. Do tego celu wykorzystano oprogramowanie NX CAM firmy Siemens.

3. Wyniki badań

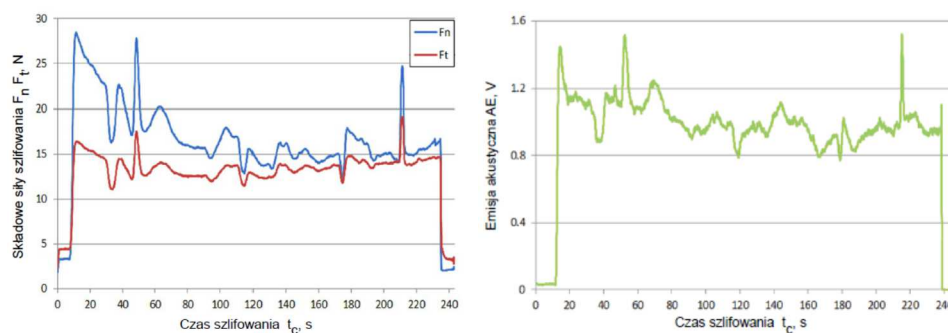
Zarejestrowane podczas obróbki przebiegi sygnałów składowych siły szlifowania, emisji akustycznej oraz amplitudy drgań zostały poddane analizie. Na rysunku 4 przedstawiono przykładowe przebiegi wartości skutecznych składowych siły szlifowania oraz emisji akustycznej dla dosuwu ściernicy $a_e = 0,1$ mm oraz prędkości posuwu $v_f = 75$ mm/min.

Zanotowane wartości przebiegów ukazują, że składowe siły szlifowania w badanym procesie przyjmowały niskie wartości, co wynika z małej warstwy szlifowanej oraz niskich prędkości posuwu. Wzrost wartości składowych siły na początku obróbki wynika z wejścia ściernicy w materiał, natomiast chwilowe wzrosty wartości siły podczas szlifowania są związane ze zmianami warstwy szli-

fowanej podczas szlifowania różnych promieni krzywizny obrabianego profilu. Przebiegi sygnałów AE dla poszczególnych przejść obróbkowych charakteryzowały się wysoką korelacją ze składowymi siły szlifowania. Współczynnik korelacji obliczono zgodnie ze wzorem:

$$R = \frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})(y_i - \bar{y})}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \sqrt{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}} \quad (1)$$

gdzie: x_i, y_i – wartości porównywanej emisji akustycznej oraz składowej siły, \bar{x}, \bar{y} – wartości średnie prób.



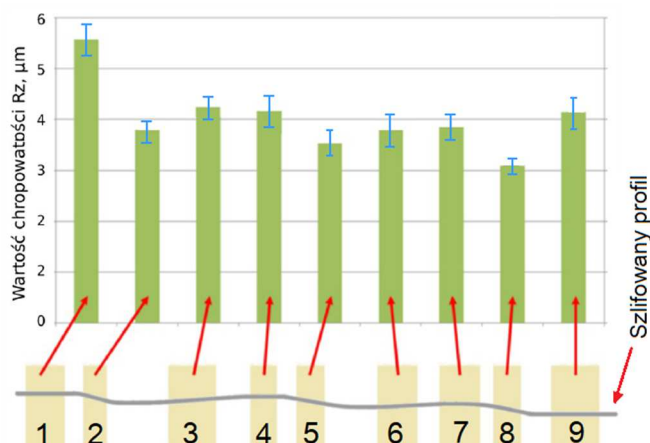
Rys. 4. Wybrane przebiegi wartości składowych siły szlifowania oraz emisji akustycznej

Fig. 4. Selected values of grinding force components and acoustic emission

Średni współczynnik korelacji dla wszystkich przejść wyniósł odpowiednio $R = 0,93$ ze składową styczną F_t oraz $R = 0,89$ ze składową normalną F_n . Z uwagi na obecność czujników emisji akustycznej w wielu szlifierkach pozwala to na kontrolę poprawności procesu przez operatora. Ponieważ powierzchnia styku ściernicy z przedmiotem obrabianym jest zmienna, to wartość chropowatości ulega zmianie wraz ze zmianą krzywizny profilu szlifowanego przedmiotu. Na rysunku 5 przedstawiono rozkład średnich wartości parametru Rz w dziewięciu miejscach szlifowanego profilu.

Podczas obróbki powierzchni walcowych zaokrąglonych bądź stożkowych wraz ze zmianą powierzchni styku ściernicy z przedmiotem obrabianym zmienia się kierunek działania siły szlifowania. Składowa normalna F_n maleje, natomiast składowa osiowa F_o rośnie, co może być jedną z przyczyn spadku amplitudy chropowatości w tych obszarach. Pomiar chropowatości powierzchni wykonano z użyciem profilometru MahrSurf M300. Pomiarzy zrealizowano w 9 odcinkach równomiernie rozmieszczonych wzdłuż profilu szlifowanego przedmiotu. Zmierzone parametry chropowatości przyjęły najniższe wartości podczas pomiaru przedmiotu po obróbce z dosuwem ściernicy $a_e = 0,1$ mm oraz prędkością posuwu

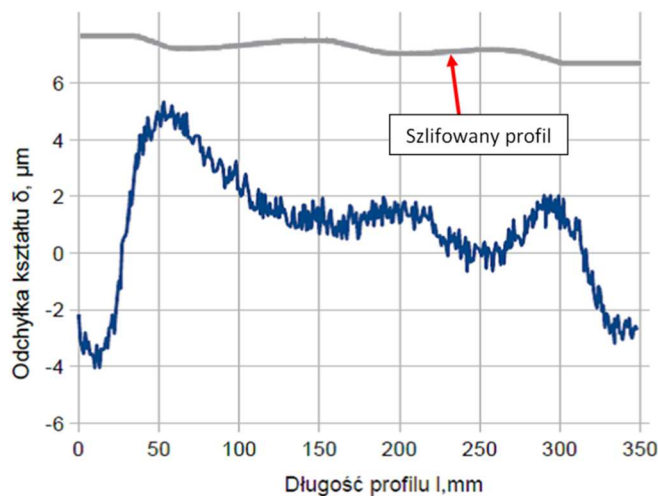
$v_f = 15 \text{ mm/min}$. W tym przypadku średnie parametry chropowatości dla całego mierzonego profilu wyniosły odpowiednio $Ra = 0,65 \text{ }\mu\text{m}$ oraz $Rz = 3,7 \text{ }\mu\text{m}$.



Rys. 5. Rozkład średnich wartości Rz dla różnych fragmentów profilu

Fig. 5. Distribution of average Rz values for different fragments of profile

Następnie zmierzono profil wykonanego przedmiotu na konturografie Mahr XC20. Pomiaru dokonywano wzdłuż profilu wałka, z wykorzystaniem końcówki pomiarowej PCV 350 x 58 mm 6033/1. Mierzono przedmiot po obróbce z dosuwem ściernicy $a_e = 0,1 \text{ mm}$ oraz prędkością posuwu $v_f = 75 \text{ mm/min}$. Odchyłka kształtu mierzonego profilu wyniosła $0,009 \text{ mm}$. Wartość odchyłki kształtu w funkcji długości profilu przedstawia rys. 6.



Rys. 6. Wartość odchyłki kształtu w funkcji długości profilu

Fig. 6. Values of shape deviation as a function of profile length

4. Podsumowanie

Proces szlifowania wzdłużno-kształtowego może w wielu przypadkach z powodzeniem zastąpić szlifowanie kształtowe. Zaletą tej obróbki jest brak konieczności stosowania ściernic dedykowanych do danego przedmiotu, a zatem większa elastyczność produkcji oraz mniejsze koszty narzędzi. Zmniejszenie powierzchni styku ściernicy z przedmiotem obrabianym powoduje redukcję siły szlifowania, co przekłada się na większą dokładność wymiarowo-kształtową szlifowanych przedmiotów. Fakt ten ma szczególne znaczenie podczas szlifowania długich i smukłych elementów. Co więcej, niskie wartości sił w procesie sprawiają, że szlifowanie wzdłużno-kształtowe może być stosowane jako wykończeniowa obróbka jednoprzęściowa.

Zredukowany kontakt ściernicy z przedmiotem obrabianym powoduje zmniejszenie obciążenia cieplnego, co pozwala na lepszą kontrolę procesu i może pomóc uniknąć powstawania przypaleń, nawet przy zastosowaniu wysokich wartości dosuwu ściernicy.

Zastosowanie ściernicy profilowej promieniowej umożliwia szlifowanie powierzchni stożkowych bądź wałków o bardziej skomplikowanym kształcie. W procesie tym, z uwagi na małą powierzchnię styku narzędzia z przedmiotem obrabianym, aby osiągnąć zadowalającą jakość powierzchni, konieczne jest stosowanie niskich wartości prędkości posuwu. Obróbka ta może zatem znaleźć zastosowanie w produkcji jednostkowej i małoseryjnej.

Literatura

- [1] Babiarz R., Żyłka Ł., Płodzień M., Sułkowicz P.: Nadzorowanie stanu ściernicy w szlifowaniu CFG z wykorzystaniem sygnałów akustycznych, *Mechanik*, 88 (2015) 1-3.
- [2] Klocke F., Hegener G.: Fast, good and flexible: continuous path controlled grinding, *IDR*, 33 (1999) 153-160.
- [3] Lopez L., Lamikiz A.: *Machine Tools for High Performance Machining*, Springer-Verlag, London 2009.
- [4] Mucke K.: Quickpoint-Schleifmaschine mit wendbarer Spindel umspannen des Werkstücks erubrigt sich, *Ind. Anz.*, 122 (2000) 43-51.
- [5] Nadolny K.: A review on single-pass grinding processes, *J. Cent. South Univ.*, 20 (2013) 1502-1509.
- [6] Oczko K.: Doskonalenie techniki szlifowania. Część II, *Mechanik*, 78 (2005) 747-756.
- [7] Rowe W.: *Principles of Modern Grinding Technology*, William Andrew, New York 2013.
- [8] Webster J., Tricard M.: Innovations in abrasive products for precision grinding, *Annals of CIRP*, 53 (2004) 597-617.

TRAVERSE-CONTOUR GRINDING OF SHAFTS USING 1F1 TYPE PROFILE GRINDING WHEEL

Summary

Finishing machining of cylindrical parts may be conducted in many different ways. Depending on the type of workpiece, the commonly used methods include traverse grinding, plunge grinding and shape grinding. This paper presents a method of traverse-contour grinding, which consists of machining workpieces using a narrow, cylindrical or profile grinding wheel, that moves along a CNC-programmed path. This method is especially useful for machining parts with complicated geometry. Traverse-contour grinding tests of workpiece characterised by cylindrical, conical and also convex as well as concave surfaces were conducted using a 1F1 profile grinding wheel at varying grinding parameters. Values of grinding force components as well as acoustic emission were presented. Grinding accuracy was analysed focusing on shape deviation and surface roughness.

Keywords: traverse-contour grinding, CPCG grinding, profile grinding wheel, cylindrical grinding

DOI: 10.7862/rm.2017.41

Przesłano do redakcji: 11.08.2017

Przyjęto do druku: 10.10.2017

Bożena CIAŁKOWSKA¹
Magdalena WIŚNIEWSKA²
Patrik ANDRZEJEWSKI

PROBLEMATYKA PRZECINANIA WYBRANYCH MATERIAŁÓW KOMPOZYTOWYCH STRUNĄ ZBROJONĄ TRWALE

W artykule omówiono nowoczesne materiały kompozytowe, ich podział, budowę oraz obszary zastosowań. Opisano możliwości ich obróbki i jej problematykę, ze szczególnym uwzględnieniem metod ściernych. Zaprezentowano efekty, jakie można uzyskać w procesie przecinania strunowego wybranych kompozytów oraz przedstawiono zagadnienie temperatury w strefie cięcia.

Słowa kluczowe: kompozyty, laminaty, przecinanie, struna zbrojona trwale

1. Wprowadzenie

Obecnie w różnych gałęziach przemysłu wykorzystuje się ponad 50 000 różnych materiałów. Mają one odmienne właściwości oraz zastosowania. Jedną z grup materiałowych, towarzyszącą ludzkości od zarania dziejów, są kompozyty (*compositus* – złożony) [4, 7, 9, 10]. Ta grupa materiałów inżynierskich znajduje obecnie zastosowanie w takich branżach, jak: lotnictwo, motoryzacja, transport wodny, sport, infrastruktura, branża spożywcza oraz wiele innych. Czym są kompozyty? Są to materiały powstałe przez ścisłe zespolenie co najmniej dwóch chemicznie różnorodnych materiałów (faz – zbrojącej i osnowy) w taki sposób, aby mimo wyraźnej granicy rozdziału między nimi nastąpiło dobre i ciągłe połączenie składników oraz możliwie równomierne rozłożenie fazy zbrojącej w osnowie [3, 5, 10, 11]. W skład kompozytu mogą wchodzić dowolne materiały (metale, ceramika, szkło itd.). Dzięki odpowiednim kombinacjom składników kompozytowych otrzymuje się materiał o wymaganych właściwościach i parametrach, które indywidualnie – w przypadku pojedynczego materiału, nie mogłyby zostać osiągnięte. Kompozyty klasyfikuje się między innymi ze względu na rodzaj osnowy [3]:

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Bożena Ciałkowska, Politechnika Wroclawska, ul. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław, tel.: 713202075, e-mail: bozena.cialkowska@pwr.edu.pl

² Magdalena Wiśniewska, Politechnika Wroclawska, e-mail: m.wisniewska@pwr.edu.pl

- metalowa,
- niemetalowa,

lub ze względu na rodzaj fazy zbrojącej:

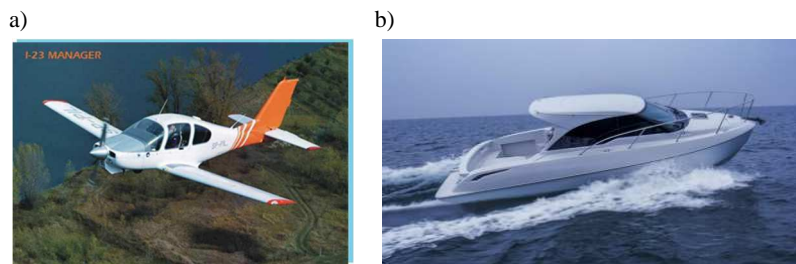
- zbrojenie dyspersyjne,
- zbrojenie cząsteczkowe,
- zbrojenie włóknami: ciągłymi lub krótkimi,

również ze względu na: sposób wytwarzania, przeznaczenie, właściwości technologiczne itp. [9]. Należy również wspomnieć, że można podzielić kompozyty na naturalne (drewno, kości, ścięgna) oraz sztuczne – zaprojektowane i wytworzone przez człowieka.

Ich właściwości wypadkowe zależą od: cech faz składowych, udziału objętościowego faz, sposobu rozmieszczenia fazy rozproszonej w osnowie, cech geometrycznych fazy rozproszonej [4]. Jednym z najczęściej stosowanych kompozytów jest FRP (*Fibre Reinforced Plastics*), czyli kompozyt o osnowie polimerowej wzmocniony napelnicznym w formie włókien. Tymi włóknami są: włókna węglowe, szklane, bazaltowe oraz aramidowe. Rzadziej zaś są używane papierowe, drzewne bądź azbestowe. Polimery, które są stosowane w FRP, to zazwyczaj żywice epoksydowe, winyloestrowe lub poliestrowe [6].

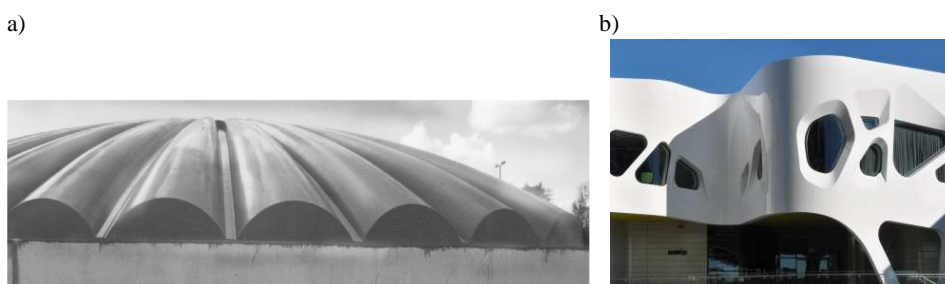
Od wielu lat można zaobserwować wzrost zapotrzebowania na różnego rodzaju materiały konstrukcyjne, w tym na materiały kompozytowe. Dzieje się tak za sprawą ich specyficznych właściwości, które można w niemal nieograniczony sposób modyfikować, a są nimi: mała gęstość, dobra wytrzymałość właściwa, odporność antykorozyjna, dobre właściwości ślizgowe, dobra sztywność i wiele innych. Spośród wad należy jednak wymienić niską odporność cieplną, długi czas wytwarzania czy trudności z obróbką. Mimo pewnych ograniczeń zaawansowane kompozyty cieszą się dużą popularnością. Kompozyty konstrukcyjne, np. z polimerów termoutwardzalnych, to laminaty (kompozyty warstwowe) poliestrowe wzmocnione włóknem szklanym, stosowane do budowy m.in. kadłubów łodzi i małych jednostek pływających, małych samolotów, samochodów, cystern, wiatraków (rys. 1).

Laminaty sprawdzają się doskonale również w konstrukcjach wielkogabarytowych, takich jak: zbiorniki, rury, elementy aparatury chemicznej, pokrycia zbiorników oraz kanałów, osłony lub wiaty [5]. Zapewniają nie tylko estetyczny wygląd, ale dzięki dużej wytrzymałości i sztywności przy jednocześnie relatywnie niskiej wadze konstrukcje wykonane z takich materiałów mogą przyjmować niemal dowolną formę, bez problemu podparcia dużych powierzchniowo konstrukcji (rys. 2a). Ze względu na ten fakt coraz chętniej są wykorzystywane w architekturze (rys. 2b). Przykłady można mnożyć, gdyż obszar zastosowań materiałów kompozytowych z roku na rok się powiększa. Na rysunku 3 pokazano obszary zastosowań włókien szklanych na rynku europejskim w 2008 r.



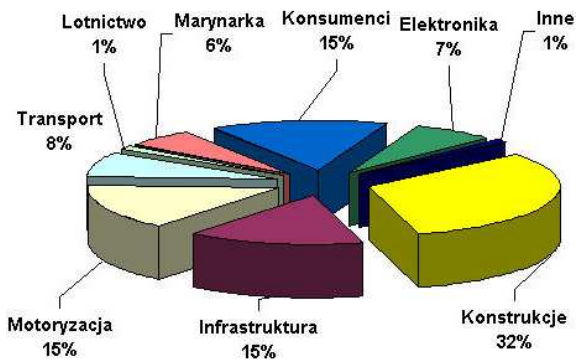
Rys. 1. Przykładowe zastosowania materiałów kompozytowych w przemyśle: a) morskim, b) lotniczym

Fig. 1. Examples of composites applications in: a) shipbuilding industry, b) aircraft industry



Rys. 2. Przykłady zastosowania kompozytów w budownictwie: a) pokrycie samonośne Dn 15 000, konstrukcja bez podparcia w centralnym punkcie zbiornika, b) fasada budynku Western Australian Institute of Sport

Fig. 2. Examples of the use of composites in building engineering: a) self-supporting cover Dn 15 000, structure without racking at central point of tank, b) front of Western Australian Institute of Sport



Rys. 3. Podział na europejskim rynku kompozytów tworzywo-włókno szklane

Fig. 3. The division of the European market of plastic-fibreglass comp

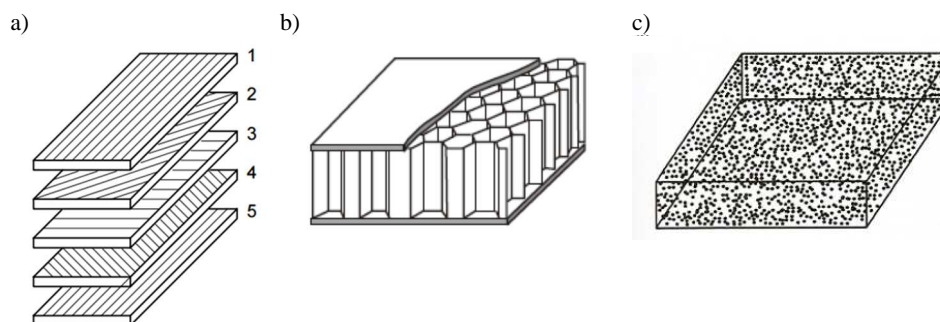
2. Obróbka kompozytów

Konieczność obróbki kompozytów wpłynęła na powstanie nowych wyzwań z zakresu technik kształtowania materiałów. Kompozyty stanowią nieoceniony materiał konstrukcyjny, jednak ze względu na swoją budowę można je uznać za materiał trudnoobrabialny. Podczas obróbki kompozytów trzeba zwrócić szczególną uwagę na zaburzenie ciągłości napełniacza, co może pogorszyć właściwości materiału. Pogarszają ją również odsłonięte włókna po procesie obróbkowym, które są podatne na działanie środków chemicznych i wilgoci. Kolejnym z wyzwań jest kontrola temperatury i utrzymywanie jej na odpowiednim poziomie. Temperatura podczas cięcia musi się mieścić w takich zakresach, aby przy materiałach termoutwardzalnych nie przekroczyć temperatury utwardzania żywicy. W przypadku termoplastów, gdy temperatura zbliża się do temperatury topnienia, może dochodzić do zalepiania narzędzi. Przez niską przewodność termiczną kompozytów obserwuje się gromadzenie ciepła w strefie skrawania, która w przypadku narzędzia wynosi 50% całej wytworzonej energii. Reszta z kolei jest pochłaniana przez wióry i materiał. W przypadku metali te temperatury rozkładają się w stosunku: 80% wióry, 10% narzędzie oraz 10% materiał [1, 3]. Osiągnięcie pożądanej dokładności wymiarowej jest często niemożliwe z powodu różnych współczynników rozszerzalności cieplnej dla osnowy i napełniacza. Obróbka często wiąże się z *debondingiem* (utrata spójności pomiędzy poszczególnymi włóknami) oraz *delaminacją* (utrata spójności pomiędzy całymi warstwami laminatu) [2]. Wpływ na nie ma układ i orientacja włókien. Operacja cięcia jest wykorzystywana do uzyskania pożądanych wymiarów lub podzielenia jednego elementu na kilka mniejszych. Powszechnie stosowanymi metodami są: cięcie strumieniem wody oraz wodno-ściernym, laserem, tarczami diamentowymi, piłami taśmowymi [1, 2].

3. Materiały wybrane do badań

Do badań wybrano dwie grupy materiałów kompozytowych: kompozyty strukturalne – spośród nich laminaty i kompozyty przekładkowe oraz kompozyty zbrojone cząstkami – polimerowo-drzewne. Laminaty to kompozyty powstające z połączenia dwóch materiałów o różnych właściwościach mechanicznych, fizycznych i technologicznych. Zbrojenie jest tutaj układane warstwami, między którymi znajduje się wypełnienie, pełniące rolę lepiszcza [7]. Warstwy wzmocnienia mogą mieć postać włókien ciągłych ułożonych jednokierunkowo (tzw. rovingu), tkanin lub mat z włókna ciętego. Materiały te, ze względu na swoją strukturę, mają dobrą wytrzymałość w kierunku włókien, natomiast słabą w kierunku prostopadłym do warstw. Kompozyty warstwowe (przekładkowe, kanapkowe) składają się z rdzenia oraz dwóch silniejszych warstw zewnętrznych. Rdzeń charakteryzuje się mniejszą gęstością oraz wytrzymałością w stosunku do warstw wierzchnich. Jego główną rolą jest przeciwdziałanie siłom zewnętrznym,

których kierunek działania jest prostopadły do powierzchni [4, 7]. Materiałem rdzenia są najczęściej: pianka polimerowa, styropian, drewno lub materiały o tzw. strukturze plastra miodu, co ilustruje rys. 4.



Rys. 4. Budowa materiałów wybranych do badań: a) laminaty, b) kompozyty przekładkowe, c) kompozyty polimerowo-drzewne [7]

Fig. 4. Structure of materials chosen for investigations: a) laminates, b) sandwich composites, c) wood-polymer composites [7]

Kompozyty polimerowo-drzewne (WPC – *Wood Polymer Composites*) są grupą materiałów składających się z dwóch odrębnych faz. Jedną z tych faz jest polimer, który wiąże różne składniki i przenosi między nimi obciążenie. Drugą fazą jest drewno, które może mieć dowolny kształt lub rozmiar i działa jako wypełniacz. Kompozyty WPC można podzielić na trzy grupy. Pierwszą stanowią kompozyty niskonapełnione, które cechuje stosunkowo niewielki udział (10-40% mas.) cząstek drewna, druga to tzw. wysokonapełnione kompozyty, zawierające 40-80% mas. cząstek drewna, trzecia grupa to „upłynnione drewno”, gdzie udział cząstek drewna sięga aż 90% masy [8]. Osnową kompozytów WPC może być: polietylen, polipropylen lub polichlorek winylu. Gatunkami drzew, z jakich wykonuje się wypełniacze drzewne, są w głównej mierze drzewa iglaste (świerk, sosna), rzadziej drzewa liściaste (klon, dąb) [12]. Do badań wybrano dziewięć próbek, które zostały dalej scharakteryzowane.

Próbka 1. Pierwszą z próbek był materiał pochodzący od firmy Plastivan o nazwie firmowej DuoFuse. Składa się on z mieszanki mączki drzewnej (~50%) i polichlorku winylu PVC (~50%).





Próbka 2. Twinson – kompozyt zawierający mączkę drzewną i PVC. Dokładny skład jest zastrzeżony przez firmę (nawet ilość wypełniacza i osnowy), lecz porównując właściwości próbki nr 1 oraz właściwości próbki nr 2 (tab. 1) można zauważyć, że ich skład musi być zbliżony.

Próbka 3. Jest to kolejna próbka od firmy Plastivan. Ma ona ten sam skład co próbka nr 1, lecz inny kształt i fakturę zewnętrzną.

Próbka 4. Kompozyt od firmy Rehau. Składa się z 50% PP oraz 50% mączki drzewnej. Właściwości omawianego kompozytu zostały ujęte w tab. 1.

Tabela 1. Właściwości kompozytów polimerowo-drzewnych wybranych do badań

Table 1. Properties of wood-polymer composites chosen for research

DuoFuse	Twinson	Plastivan	Rehau
			
Gęstość 1,39 g/cm ³ . Temperatura mięknięcia wg Vicata 86,2°C. Twardość 111 HB. Moduł sprężystości 6460 MPa.	Gęstość 1,4 g/cm ³ . Temperatura mięknięcia wg Vicata 85°C. Twardość 100 HB. Moduł sprężystości 5000 MPa.	Gęstość 1,39 g/cm ³ . Temperatura mięknięcia wg Vicata 86,2°C. Twardość 111 HB. Moduł sprężystości 6460 MPa.	Gęstość 1,22 g/cm ³ .

Próbka 5. Ten typ kompozytów jest odmienny od wcześniej szerzej omawianych kompozytów polimerowo-drzewnych. Składa się on z pianki oraz zespolonej z nim zarówno z górnej, jak i dolnej strony tkaniny węglowej. Tkanina cechuje się gęstością powierzchniową na poziomie 200 g/m² i jest ona przesączona żywicą epoksydową. Pianka użyta w tym kompozycie to Rohacell 71sl. Takie połączenie dwóch materiałów jest nazywane „kanapkowym”. Zapewnia ono sztywność, odporność na zginanie oraz wytrzymałość, przy zachowaniu bardzo niskiej masy (tab. 2). Badane laminaty były różnorodne pod względem zastosowanej osnowy (żywicy) oraz diagramu, czyli sposobu ułożenia mat szklanych. Użyty został welon szklany o gramaturze 30 g/m².

Tabela 2. Właściwości pianki Rohacell 71sl

Table 2. Properties of Rohacell 71sl foam

Gęstość (przy 20°C)	75 kg/m ³
Moduł sprężystości przy rozciąganiu	120 MPa
Wytrzymałość na rozciąganie	3,7 MPa
Moduł sprężystości przy ściskaniu	76 MPa
Wytrzymałość na ściskanie	1,5 MPa
Moduł wytrzymałości przy ścinaniu	33 MPa
Wytrzymałość na ścinanie	1,4 MPa

Próbka 6. Koloru białego (tab. 3); została w niej zastosowana żywica BÜFA 8175, naprzemiennie użyto maty M450 x 8 szt. oraz STR450 x 7 sztuk.

Próbka 7. Koloru zielonego (tab. 3); została w niej zastosowana żywica izoftalowa, naprzemiennie użyto maty M450 x 10 szt. oraz STR450 x 9 sztuk.

Próbka 8. Koloru żółtego (tab. 3); została w niej zastosowana żywica Biresin CR83, naprzemiennie użyto maty M450 x 10 szt. oraz STR450 x 9 sztuk.

Tabela 3. Widok ogólny wybranych do badań laminatów

Table 3. General view of laminates selected for investigations

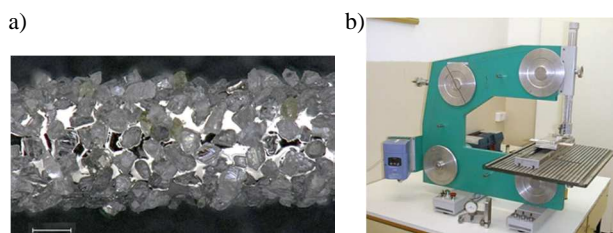


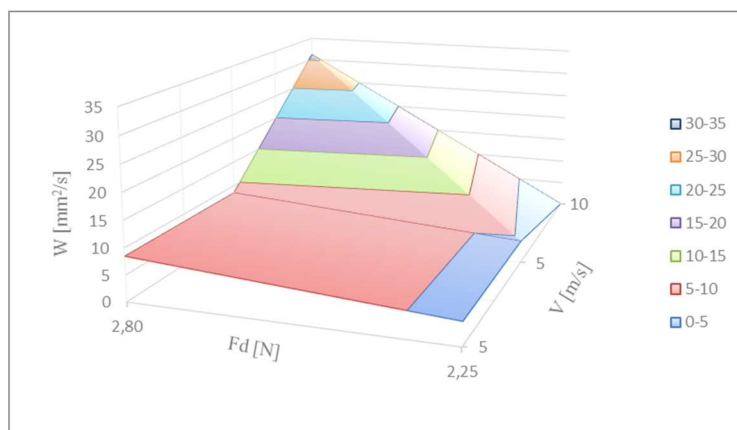
4. Badania procesu przecinania wybranych kompozytów struną zbrojoną trwale

Wiedza z zakresu przecinania strunowego, szczególnie kompozytów, jest wciąż niepełna, dlatego każde z badań może się przysłużyć do rozwoju tej metody i jej upowszechnienia. Przedmiotem badań była zdolność i efektywność struny do przecinania kompozytów, z którymi w przemyśle występują różne problemy w procesach obróbki. Zwracano uwagę na stan powierzchni przedmiotu po cięciu, temperaturę w strefie cięcia oraz stan struny pod kątem zalepania jej czynnej powierzchni. Do badań została wybrana struna niemieckiej firmy HK, o oznaczeniu SD-0,9-2500-G10-3D126 i średnicy 900 μm . Wielkość ziaren wynosi w przybliżeniu 120/140 μm , średnica rdzenia – 610 μm . Jest to struna w postaci pętli. Jej rdzeń składa się ze stali chromowo-niklowej (15% Cr, 7% Ni). Narzędzie oraz stanowisko badawcze pokazano na rys. 5. Cięcie prowadzono dla dwóch wartości prędkości: $v_c = 5$ i 10 m/s oraz dwóch wartości siły docisku materiału do struny: $F_d = 2,25; 2,8$ N. Siła naciągu struny była stała, równa 145 N. Długość odcinka ciętego wynosiła 10 mm. Wszystkie materiały wybrane do badań dobrze poddawały się cięciu narzędziem strunowym. Najlepiej pod względem możliwości i wydajności przecinania wypadł kompozyt z włókna węglowego – właściwie nie stawiał on oporu podczas przecinania przy dowolnie dobranych parametrach. W przypadku pozostałych kompozytów największe możliwości zwiększania wydajności przecinania dał materiał 3, co pokazano na wykresie (rys. 6).

Rys. 5. Narzędzie strunowe wybrane do badań (a) oraz stanowisko badawcze (b)

Fig. 5. Diamond abrasive wire saw (a) selected for research and test stand (b)





Rys. 6. Wpływ prędkości skrawania v_c i siły docisku materiału do struny F_d na wydajność przecinania W dla materiału nr 3

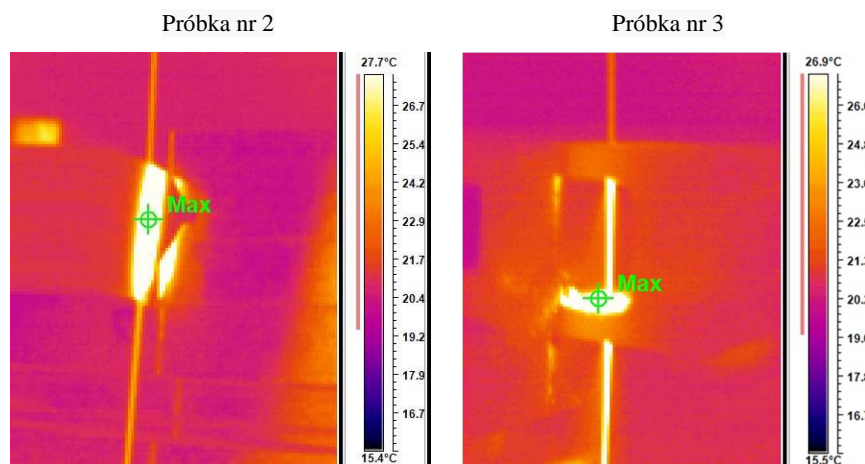
Fig. 6. Influence of cutting speed v_c and material pressure force F_d on effectiveness of cutting W for material no. 3

Pomiary temperatury prowadzono za pomocą kamery termowizyjnej MobIR M3, dla której zakres temperatur wynosi od 20 do 250°C, z dokładnością do 2°C. Temperatury uzyskane podczas przecinania mieściły się w bezpiecznym zakresie, poniżej temperatury mięknięcia kompozytów. Nie zagrażają tym samym laminatom oraz kompozytom „kanapkowym”. Zaobserwowano również obniżenie temperatury od 10 do 50%, w przypadku zmiany prędkości z 5 na 10 m/s. Należy mieć na uwadze korelacje między wysokością materiału obrabianego, jego gęstością, czasem pracy struny a wzrostem temperatur. Ciekawa pod względem rozkładu temperatur okazała się próbka nr 3 (rys. 7), ze względu na nietypowy kształt przekroju, natomiast najwyższą temperaturę uzyskano dla próbki nr 2, czyli jednego z kompozytów polimerowo-drzewnych (tab. 4).

Tabela 4. Maksymalne temperatury w strefie przecinania wybranych kompozytów

Table 4. Maximal temperatures in the cutting zone for chosen composites

Próbka	Temperatura max [°C]
1	33,5
2	67,1
3	57,3
4	63,9
5	43,2
6	47,6
7	41,2
8	53,1



Rys. 7. Rozkład temperatur z strefie cięcia

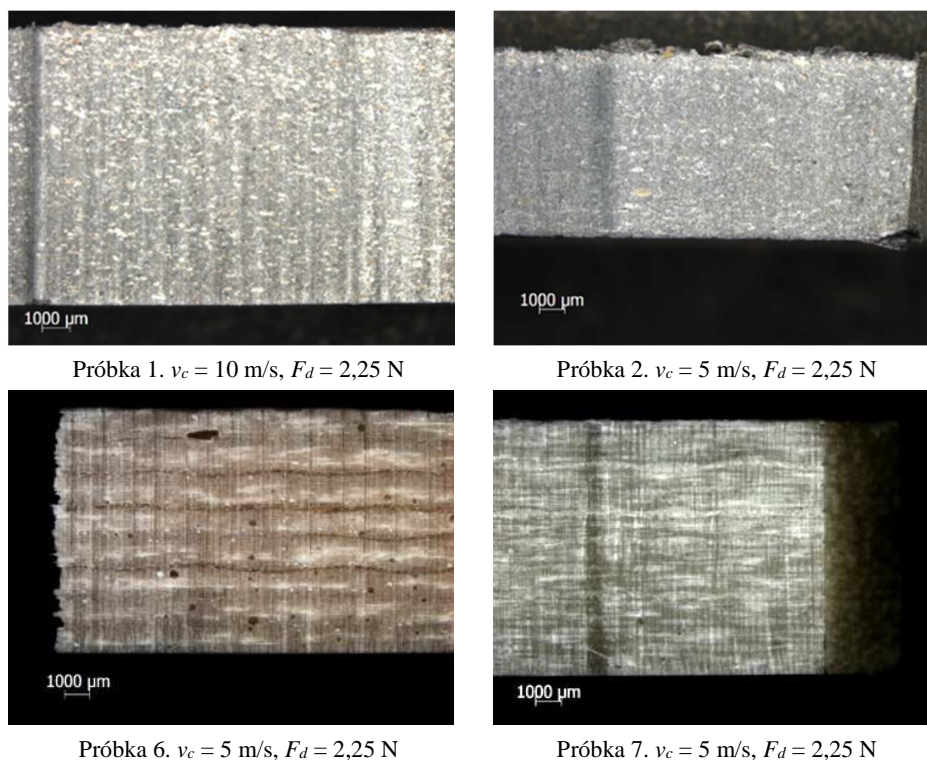
Fig. 7. Temperature distribution in the cutting zone

Pomiary jakości powierzchni po cięciu struną były realizowane tylko dla laminatów i w ograniczonym zakresie parametrów przecinania (tab. 5), na profilografometrze Taylor Hobson Talysurf 120 L. Dla pozostałych kompozytów oceny dokonano na podstawie obserwacji mikroskopowych powierzchni. Przykładowe zdjęcia niektórych uzyskanych po cięciu powierzchni przedstawiono na rys. 8. Podczas badań struna była właściwie po każdej próbie oczyszczana sprężonym powietrzem, ze względu na intensywne zalepanie przez niektóre materiały przestrzeni międzyziarnowych. Taka sytuacja może doprowadzić do spadku wydajności oraz, co bardziej problematyczne, wzrostu temperatury w strefie cięcia. Szczególnie intensywne zalepanie było obserwowane dla laminatów i kompozytu z włóknem węglowym.

Tabela 5. Jakość powierzchni laminatów po cięciu strunowym

Table 5. Quality of laminates surface after abrasive wire cutting

Laminaty	v_c [m/s]	F_d [N]	R_a [μm]	R_z [μm]
Próbka 6	5	225	2,77	15,10
	5	280	2,64	19,90
	10	280	2,44	15,07
Próbka 7	5	225	3,21	18,12
	5	280	2,91	18,61
	10	280	3,09	18,61
Próbka 8	5	225	2,66	15,30
	5	280	8,49	44,09
	10	280	4,47	32,07



Rys. 8. Obrazy mikroskopowe powierzchni wybranych kompozytów po cięciu struną

Fig. 8. Microscopic images of selected composite surfaces after wire cutting

5. Podsumowanie

Na podstawie przeprowadzonych badań można stwierdzić, że cięcie struną w odpowiednich warunkach i przy odpowiednich parametrach może być wykorzystywane podczas produkcji omawianych kompozytów. Najłatwiej obróbce poddawał się kompozyt przekładkowy i to przy najniższych parametrach procesu. Cięcie było wykonywane z bardzo dużą wydajnością i wysoką jakością. Temperatury oscylowały w bezpiecznej granicy dla tego materiału, natomiast struna nie wymagała oczyszczania. Następne dwie grupy, czyli laminaty, jak również kompozyty polimerowo-drzewne, wykazywały podobną wydajność przy określonych parametrach. Była ona jednak zależna od indywidualnego składu chemicznego. Spośród laminatów najlepszą wydajność przecinania uzyskano dla próbki nr 6, co może być konsekwencją zastosowanej żywicy oraz liczby mat. Temperatury nie zagrażały żadnemu z laminatów, lecz mogłyby być wyższe przy większej wysokości materiału i przy dłuższym czasie cięcia. Z tego względu zalecane jest

rozważenie chłodziwa w celu zachowania bezpiecznej temperatury cięcia i poprawy samoostrożenia struny z uwagi na zalepianie przestrzeni między ziarnami diamentowymi.

Kompozyty WPC cechowały się dobrą wydajnością, lecz jedynie przy niższych wysokościach próbek. Wraz ze wzrostem wysokości materiału i ilości materiału, jaki struna musi obrobić, wydajność malała. Temperatury w strefie cięcia oraz stan struny po cięciu były zależne od składu chemicznego kompozytu. Podobnie jak w przypadku laminatów warto byłoby rozważyć chłodzenie dla stabilności temperatury i stanu struny. Niemniej jednak należy zbadać reakcje kompozytów WPC na chłodziwo, ponieważ może mieć ono szkodliwy wpływ na napełniacz naturalny występujący w tym kompozycie.

Literatura

- [1] Andrzejewski P.: Problematyka przecinania wybranych materiałów kompozytowych struną zbrojoną trwale, Politechnika Wroclawska, Wrocław 2016.
- [2] Bełzowski A., Stasiński J., Ziółkowski B., Kamińska A.: Niektóre kryteria akceptacji defektów w kompozytach na przykładzie laminatu ciętego strumieniem wody, *Kompozyty*, 4 (2004) 389-395.
- [3] Bieniaś J.: Struktura i właściwości materiałów kompozytowych, Politechnika Lubelska, Lublin 2002.
- [4] German J.: Materiały kompozytowe – własności, zastosowania, perspektywy, Politechnika Krakowska, Kraków 2005.
- [5] Izbicka J., Michalski J.: Kompozyty, laminaty, tworzywa stosowane w technice, *Prace Instytutu Elektrotechniki*, 228 (2006) 342-348.
- [6] Jamal A.: *Machining of polymer composites*, Springer 2009.
- [7] Rajczyk M., Stachecki B.: Współczesne materiały kompozytowe – wybrane kierunki rozwoju nowych technologii. *Budownictwo o zoptymalizowanym potencjale energetycznym*, Wydawnictwo Politechniki Częstochowskiej, Częstochowa 2011.
- [8] Zajchowski S., Ryszkowska J.: Kompozyty polimerowo-drzewne – charakterystyka ogólna oraz ich otrzymywanie z materiałów odpadowych, *Polimery*, 54 (2009) 674-682.
- [9] Zubel I.: *Kompozyty*, Materiały Politechniki Wroclawskiej, Wrocław 2010.
- [10] http://www.mif.pg.gda.pl/homepages/maria/pdf/INM_07_11.pdf (dostęp: 10.06.2017 r.).
- [11] http://www.baltazarkompozyty.pl/index.php?option=com_content&view=article&id=222:kompozyty-wokol-nas&catid=15&Itemid=46 (dostęp: 10.06.2017 r.).
- [12] <http://compositesmanufacturingmagazine.com/2016/03/toyota-unveils-new-boat-made-with-composites/> (dostęp: 10.06.2017 r.).

PROBLEMS OF ABRASIVE DIAMOND WIRE SAW CUTTING OF SELECTED COMPOSITE MATERIALS

S u m m a r y

In these article modern composite materials, their division, construction and area of application were described. The possibilities and problems of machining the composite materials with particular emphasis on abrasive methods were described. Effects that can be obtained in diamond wire cutting of selected composites were introduced. Furthermore, temperature aspect in the cutting zone was presented.

Keywords: composites, laminates, cutting, abrasive diamond wire

DOI: 10.7862/rm.2017.42

Przesłano do redakcji: 24.07.2017

Przyjęto do druku: 18.10.2017

Piotr CICHOSZ¹
Maciej KOWALSKI²
Paweł KAROLCZAK³
Marek KOŁODZIEJ⁴
Hubert SKOWRONEK⁵
Kamil WASZCZUK⁶

FAZOWNIK SAMOCZYNNY Z OSTRZEM NAPINANYM SPRĘŻYNĄ PIÓROWĄ

Problemem, który może generować znaczne koszty oraz zwiększać czasochłonność procesów technologicznych, są czynności związane z fazowaniem i gratowaniem krawędzi obrabianych wcześniej przedmiotów. Problem ten jest szczególnie istotny w przypadku obróbki masowej, kiedy ważne jest utrzymanie wysokiej efektywności wytwarzania. Dotychczas stosowane narzędzia do fazowania krawędzi, których konstrukcja opiera się na sprężystości umocowanych ostrzach, mają tę wadę, że wielkość i regularność wykonywanej fazy są uzależnione od zakłóceń losowych, np. zmiennej właściwości materiału półfabrykatu. Problem ten nasila się w przypadku kształtowania przedmiotów z materiałów plastycznych lub kompozytowych w obecności nieregularnych wypływek i zadziorów. W pracy omówiono proces konstrukcji i finalną wersję narzędzia do fazowania, wykonanego w wariacie z ostrzem ze zintegrowaną płożą ślizgową i napinanego sprężyną piórową. Omówiono wybrane wyniki fazowania tym narzędziem.

Słowa kluczowe: narzędzie skrawające, fazowanie, krawędź, element ślizgowy

1. Wprowadzenie

Pojęcie fazy w maszynoznawstwie oznacza ukośne ścięcie krawędzi przedmiotu. Jej wykonanie jest niezbędne z kilku powodów. Można do nich zaliczyć: mniejsze prawdopodobieństwo wystąpienia uszkodzeń krawędzi, ułatwienie czynności montażowych, usunięcie zadziorów i gratu. Równie ważnymi zagadnieniami są ochrona operatorów i użytkowników maszyny przed skaleczeniami oraz poprawienie walorów estetycznych obrabianego przedmiotu.

² Autor do korespondencji/corresponding author: Maciej Kowalski, Politechnika Wrocławska, ul. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław, tel.: 71 3204181, e-mail: maciej.kowalski@pwr.edu.pl

^{1,3,4,5,6} Piotr Cichosz, Paweł Karolczak, Marek Kołodziej, Hubert Skowronek, Kamil Waszczuk, Politechnika Wrocławska, e-mail: piotr.cichosz@pwr.edu.pl., pawel.karolczak@pwr.edu.pl, marek.kolodziej@pwr.edu.pl, hubert.skowronek@pwr.edu.pl, kamil.waszczuk@pwr.edu.pl

Operację fazowania można wykonywać np. ręcznie lub przez obróbkę plastyczną. Najliczniejszą grupę technik fazowania ostrych krawędzi stanowią jednak różne metody obróbki skrawaniem. Najczęściej stosuje się ich toczenie, ale również frezowanie, pogłębianie czy wytaczanie zarówno narzędziami katalogowymi, jak i specjalnymi [3]. Tak duża liczba metod krawędziowania świadczy o tym, że zabiegi te (wydawałoby się bardzo proste w realizacji) stwarzają technologom czy operatorom obrabiarek skrawających dużo problemów, zwłaszcza podczas obróbki w miejscach trudno dostępnych, takich jak: wielostopniowe otwory z licznymi kanałkami, wyjścia otworów, skośne usytuowanie otworów względem powierzchni, w których są one umiejscowione itp. W przypadku zastosowania do operacji fazowania wiertarek, frezarek czy też niektórych typów wytaczarek, które nie mają sterowanego ruchu promieniowego narzędzi – problemy z wykonaniem fazki znacząco się pogłębiają, powodując wzrost czasu, a tym samym kosztów tego typu operacji.

W większości przypadków duża dokładność wykonania fazy nie ma istotnego znaczenia. Wtedy podczas fazowania można się posłużyć ogólnie dostępnymi narzędziami, które pracują na zasadzie sprężystości zamocowanych ostrzy skrawających. Fazka jest nacinana do momentu, w którym składowa odporna siła skrawania wymusza ich odchylenie od przedmiotu obrabianego i samoczynne przerwanie obróbki. Konstrukcje te mają jednak tę wadę, że wielkość i regularność nacinanej fazy zależą od: zmiennych właściwości warstwy wierzchniej przedmiotu obrabianego, rodzaju półfabrykatu, czy też wielkości i stopnia nieregularności występowania zadziórów oraz wypływek [4]. Występowanie tego typu problemów sprawia, że uzyskiwane na materiałach plastycznych czy kompozytowych fazy bardzo często charakteryzują się niewielką dokładnością wykonania, dużym rozrzutem wymiarów oraz zmienną chropowatością wykonywanych powierzchni. W efekcie wystąpienia tych wad nie jest możliwe zastosowanie jednego typu narzędzia do obróbki materiałów o różnych właściwościach, a w przypadku konieczności wykonania fazy o dużej dokładności wymiarowej i powtarzalnej chropowatości ich użycie wymaga często bardzo czasochłonnych prób związanych z ciągłymi zmianami nastaw elementów sprężystych przed rozpoczęciem obróbki każdej serii wyrobów. W celu uniknięcia tego typu trudności prowadzi się fazowanie narzędziami sterowanymi lub mechatronicznymi, jednak ich użycie wiąże się ze znacznymi kosztami i ma uzasadnienie ekonomiczne tylko w przypadkach produkcji seryjnej i konieczności wykonania fazek o bardzo dużej dokładności wymiarowo-kształtowej [5].

Opisane komplikacje występujące podczas fazowania skłoniły autorów pracy do poszukiwania rozwiązań konstrukcyjnych narzędzi, które przy niewielkich kosztach zakupu i użytkowania pozwoliłyby na dokładne wykonywanie fazek o zadanej dokładności wymiarowo-kształtowej.

2. Konstrukcja narzędzia

Schematy ideowe działania narzędzi skrawających opartych na zgłoszeniach patentowych i późniejszych patentach [1, 2] zostały zaprezentowane w pracach [3, 4]. Przedstawiono tam również pierwsze wyniki badań doświadczalnych wykonywania fazek w materiałach o bardzo zróżnicowanej skrawalności, takich jak żeliwo stopowe, stal C55 i poliuretan. Efekty obróbki potwierdziły hipotezę, że możliwe jest wykonywanie fazek o kontrolowalnych wymiarach narzędziami, których ostrze posiada płożę ślizgową, lub które mają w swej konstrukcji inne elementy oporowe (np. rolki). Wówczas po zetknięciu się z powierzchnią obrabianą wymuszone jest cofnięcie się ostrza skrawającego w głąb korpusu narzędzia i samoczynne zakończenie wykonywania fazy.

Zachęcające wyniki prób skrawaniowych narzędziami prototypowymi wykonanymi na Politechnice Wrocławskiej oraz coraz bardziej odczuwalne zapotrzebowanie firm przemysłowych na proste w użyciu fazowniki samoczynne stały u podstaw rozpoczęcia współpracy Politechniki z Pabianicką Fabryką Narzędzi PAFANA S.A. Wspólne prace koncentrowały się na skonstruowaniu narzędzia do fazowania, które powinno zapewnić większą dokładność kształtowania faz o wymaganych wymiarach niezależnych od twardości materiału obrabianego i nierównomierności rozłożenia naddatku. Oprócz tego założono, że narzędzie to powinno umożliwiać: wykonywanie faz na obu końcach obrabianych otworów w jednym zabiegu, płynną regulację wielkości fazy, wykonywanie faz na powierzchniach wewnętrznych i zewnętrznych oraz wbudowywanie fazownika w inne narzędzia, co pozwoliłoby na skonstruowanie narzędzi wielozadaniowych umożliwiających kompleksowe kształtowanie powierzchni w jednym przejściu narzędzia.

Prace nad fazownikami nowej konstrukcji koncentrowały się na dwóch zagadnieniach: rozwiązaniu problemu elementu oporowego powodującego cofanie się ostrza fazującego po zakończeniu skrawania oraz napinającego elementu sprężystego. Pierwsze założenia konstrukcji fazownika opierały się na koncepcji wykorzystania ostrza w formie wieloostrowej płytki handlowej. Rozwiązanie to ma wiele zalet, m.in.: unifikację, dostępność, niższe koszty wytworzenia narzędzia. Z drugiej strony płytka skrawająca ma przekrój kwadratowy bądź trapezowy, co z kolei utrudnia wykonanie gniazda o takim kształcie w korpusie narzędzia. Jest to spowodowane tym, że w takim rozwiązaniu fazownika ostrze musi się przesuwac w gnieździe, które zostało wykonane z dość dokładnym pasowaniem. W przypadku wersji fazownika z kasetką wykonanie gniazda pod mocowania płytki nie stanowi problemu, gdyż ostrze jest przymocowane „na stałe”, a w czasie pracy przesuwa się kasetka.

W kolejnej koncepcji rozwiązania części skrawającej narzędzia do fazowania zaproponowano połączenie ostrzy skrawających z oporową rolką prowadzącą. Podczas realizacji badań analitycznych konstrukcji fazowników w wersji z ka-

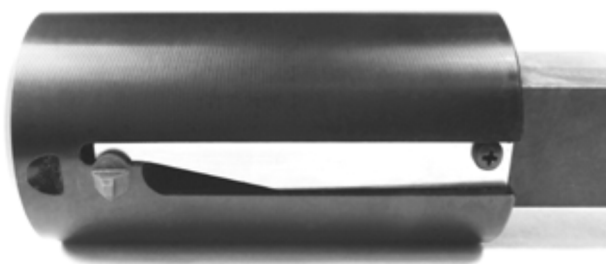
setką prowadzącą i odrębną rolką prowadzącą pojawiła się również koncepcja, aby zamiast rolki prowadzącej użyć kulki spełniającej tę rolę.

Po wykonaniu analiz konstrukcyjnych okazało się, że płoza ślizgowa w formie rolki prowadzącej bądź kulki powoduje znaczne zwiększenie wymiarów fazownika. Wymiar fazownika ma istotne znaczenie, gdyż decyduje on o średnicach kształtowanych otworów. Większość otworów, w których są wykonywane fazki, to otwory o stosunkowo małych średnicach, tworzone najczęściej za pomocą wiertel. Problemem jest tu wykonanie fazki lub choćby tylko usunięcie zadziorów z otworu u jego wylotu. Trudności te pogłębiają się wraz ze zmniejszaniem średnicy wykonywanego otworu. Dość ważnym kryterium w ocenie poprawności konstrukcji fazownika jest zatem możliwość jego miniaturyzacji i to w takim stopniu, aby dało się umieszczać go w korpusach wiertel, tworząc z nich narzędzia wielozadaniowe.

Nawarstwiający się problemy konstrukcyjne i technologiczne związane z wykonaniem narzędzia z płytką handlową o przekroju prostokątnym i dodatkowym elementem oporowym wywołującym samoczynne cofanie się ostrza spowodowały zmianę podejścia do rozwiązania konstrukcji fazownika. Ostatecznie zdecydowano się na wykonanie ostrza z handlowego, okrągłego pręta węglkowego, który ukształtowano w ten sposób, aby element oporowy (ślizgowy) stanowił jego integralną część.

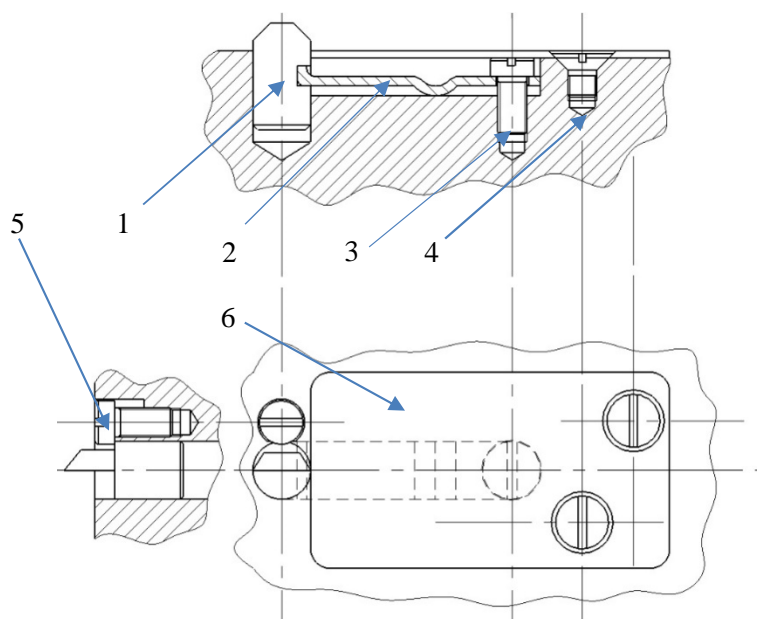
Drugim istotnym zagadnieniem konstrukcyjnym, któremu poświęcono wiele uwagi, był dobór elementu sprężystego napinającego ostrze skrawające. Przeprowadzona analiza wymagań, jakie powinny spełniać takie elementy, pozwoliła stwierdzić, że podczas konstruowania narzędzi do wykonywania faz należy skoncentrować się na rozwiązaniach, w których będą zastosowane sprężyny piórowe, śrubowe lub talerzowe [5]. Sprężyny piórowe były pierwszym wyborem podczas konstrukcji opisywanych fazowników. Ich zasadniczą różnicą funkcjonalną jest to, że mają one prostopadły kierunek odkształcenia sprężystego i wywierania siły do ich wymiaru długościowego, a zatem inny niż sprężyny śrubowe i talerzowe. Jest to istotne, gdyż umożliwia ich wbudowanie w narzędzia o niewielkich średnicach.

Kolejną zaletą sprężyn piórowych jest łatwa modyfikacja ich charakterystyk poprzez zmiany szerokości lub grubości wzdłuż jej długości oraz łatwiejszy dostęp do elementów nastawczych. Dostrzeżonymi mankamentami tego typu sprężyn są: trudność w zachowaniu szczelności między sprężyną a korpusem narzędzia (przy zmiennej szerokości sprężyny), problematyczna konstrukcja, która powinna zapewnić odporność na przeciążenia, mały potencjał jej działania wyrażony możliwością odkształcania się i wywierania siły (w przypadku sprężyn ze stałą szerokością) [5]. Na rysunku 1 pokazano prototyp narzędzia z ostrzem napinanym sprężyną piórową, na rys. 2 – koncepcję konstrukcji fazownika z elementem sprężystym piórowym w wariacie bez kasetki, a na rys. 3 – fazownik z elementem piórowym w wariacie z kasetką.



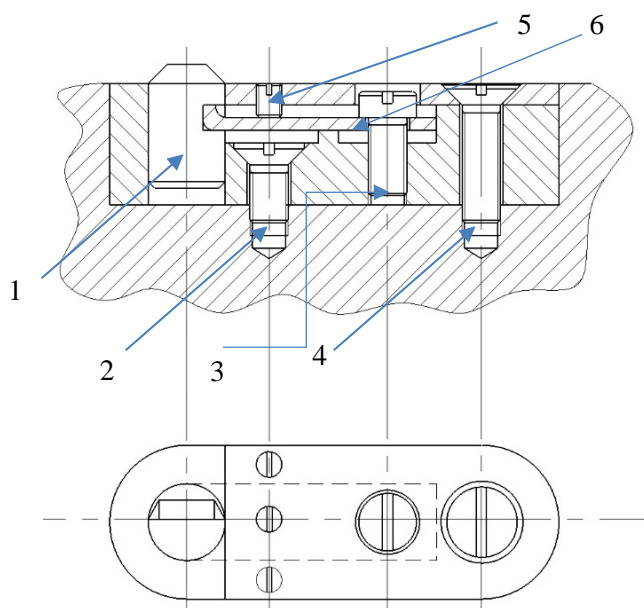
Rys. 1. Narzędzie do fazowania z ostrzem napinanym sprężyną piórową

Fig. 1. Tool for chamfering with blade clamped by the leaf spring



Rys. 2. Fazownik bez kasetki z pokrywą zabezpieczającą przed dostaniem się wiórów w obszar pracy elementu sprężystego; 1 – ostrze fazownika, 2 – element sprężysty, 3 – śruba regulująca napięcie elementu sprężystego, 4 – śruba mocująca osłonę, 5 – śruba regulująca wysunięcie ostrza, 6 – osłona

Fig. 2. Chamfering tool without a cassette with a cover to prevent from chips entering to the working area of the elastic element; 1 – blade of chamfering tool, 2 – resilient element, 3 – screw adjusting the tension of the resilient element, 4 – screw fixing the cover, 5 – screw adjusting blade protrusion, 6 – cover

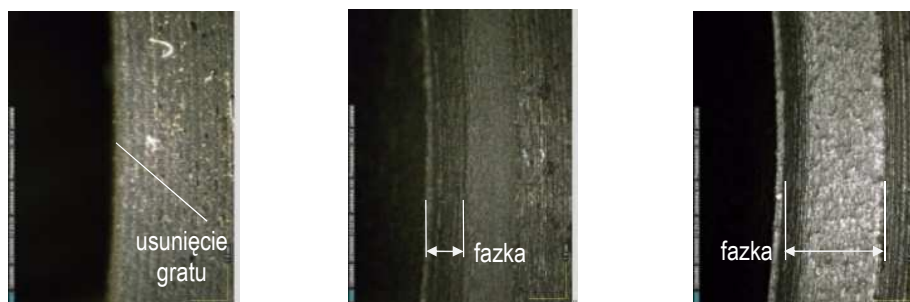


Rys. 3. Fazownik z kasetką montowany do narzędzia poprzez dwie śruby mocujące; 1 – ostrze fazownika, 2 – śruba mocująca kasetkę, 3 – śruba regulująca napięcie elementu sprężystego, 4 – śruba mocująca osłonę, 5 – wkręt bez łba regulujący wysunięcie ostrza fazownika, 6 – element sprężysty

Fig. 3. Chamfering tool with a cassette mounted to the tool with two fixing screws; 1 – blade, 2 – screw fixing the casket, 3 – screw adjusting the tension of the resilient element, 4 – screw fixing the cover, 5 – headless screw adjusting blade protrusion, 6 – resilient element

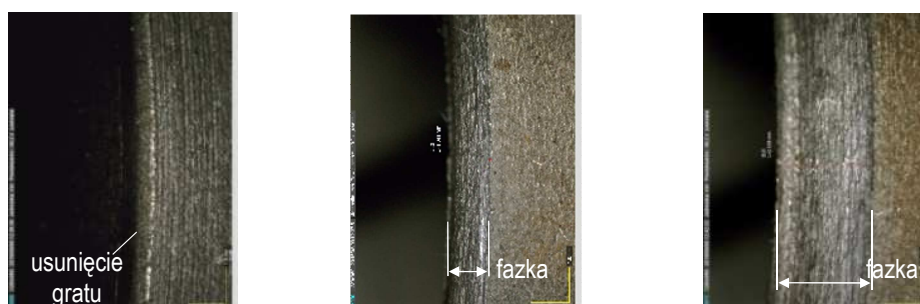
3. Badania doświadczalne wykonywania fazek

Badania możliwości skrawnych fazownika wykonano dla dwóch materiałów obrabianych: stali C55 i żeliwa EN GJL 250. Przed rozpoczęciem prób skrawaniem przeprowadzono obliczenia wielkości napięcia sprężyny i dobrano je tak, aby przewyższało przewidywane opory skrawania. W trakcie wykonywania fazek stwierdzono, że w zależności od zakładanej wielkości fazki siła napięcia sprężyny powinna się zawierać w przedziale 50-150 N. Na rysunkach 4 i 5 pokazano przykładowe fazy wykonane na krawędzi w tulei żeliwnej podczas obróbki na sucho i ze smarowaniem. Z kolei rys. 6 oraz 7 przedstawiają fazy wykonane w tulei stalowej. Obróbkę przeprowadzono z napięciem elementu sprężystego 50; 100 i 150 N, co odpowiadało zakładanym wymiarom fazy: usunięcie gratu (brak fazy); $0,7 \times 45^\circ$ oraz $1,8 \times 45^\circ$. Badania przeprowadzono dla parametrów skrawania charakterystycznych dla obróbki wykończeniowej, tj. posuw $f = 0,08$ mm/obr. oraz prędkość skrawania $v_c = 45$ m/min.



Rys. 4. Fazy wykonane w żeliwie w warunkach obróbki na sucho; wymiary fazek od lewej – brak fazy (usunięcie gratu), $0,65 \times 45^\circ$, $1,68 \times 45^\circ$

Fig. 4. Chamfers made in cast iron under machining with dry conditions; chamfer dimension from left – no chamfer (removal of burr), $0,65 \times 45^\circ$, $1,68 \times 45^\circ$



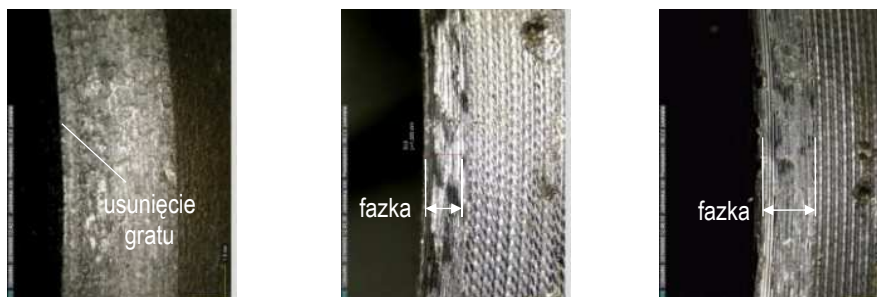
Rys. 5. Fazy wykonane w żeliwie w warunkach obróbki ze smarowaniem; wymiary fazek od lewej – brak fazy (usunięcie gratu), $0,7 \times 45^\circ$, $1,8 \times 45^\circ$

Fig. 5. Chamfers made in cast iron under machining with lubrication; chamfer dimension from left – no chamfer (removal of burr), $0,7 \times 45^\circ$, $1,8 \times 45^\circ$

W trakcie prób stopniowo zmniejszono prędkość skrawania. Pozwoliło to na wyeliminowanie „falowania” generowanego na powierzchni fazki i jednocześnie dało odpowiedź, jakie maksymalne prędkości skrawania powinny być stosowane podczas pracy narzędzia ze sprężyną piórową. Obrazy otrzymanych faz rejestrowano za pomocą urządzenia DinoLite, a siły występujące podczas skrawania zmierzono siłomierzem tokarskim firmy Kistler.

W efekcie przeprowadzonych badań udało się dla każdego z badanych materiałów uzyskać warunki skrawania, w których otrzymywano powtarzalność wymiarową wykonywanych faz. Dla każdego z badanych przypadków uznano, że otrzymywane fazy są powtarzalne, jeśli ich wymiary mieściły się w przedziale $\pm 0,1$ mm. Należy także zauważyć, że ustawione przed rozpoczęciem skrawania stałe napięcie elementu sprężystego (50, 100 i 150 N) przekładało się na różne wartości nominalne otrzymywanych fazek, których wielkość zmieniała się wraz ze zmianą obrabianego materiału i warunków smarowania. I tak, dla żeliwa EN

GJL 250 przy obróbce na sucho zaobserwowano usunięcie gratu (50 N), fazkę 0,65 mm (100 N) oraz fazkę 1,68 mm (150 N). Po zastosowaniu smarowania było to odpowiednio: usunięcie gratu, fazka 0,7 mm oraz fazka 1,8 mm. Dla stali C55 obrabianej bez smarowania otrzymano odpowiednio: usunięcie gratu, fazkę 0,7 mm i fazkę 1,21 mm. Po zastosowaniu smarowania było to odpowiednio: usunięcie gratu, fazka 0,61 mm oraz fazka 1,42 mm.



Rys. 6. Fazy wykonane w stali w warunkach obróbki na sucho; wymiary fazek od lewej – brak fazy (usunięcie gratu), $0,7 \times 45^\circ$, $1,21 \times 45^\circ$

Fig. 6. Chamfers made in steel under machining with dry conditions; chamfer dimension from left – no chamfer (removal of burr), $0.7 \times 45^\circ$, $1.21 \times 45^\circ$



Rys. 7. Fazy wykonane w stali w warunkach obróbki ze smarowaniem; wymiary fazek od lewej – brak fazy (usunięcie gratu), $0,61 \times 45^\circ$, $1,42 \times 45^\circ$

Fig. 7. Chamfers made in steel under machining with lubrication; chamfer dimension from left – no chamfer (removal of burr), $0.61 \times 45^\circ$, $1.42 \times 45^\circ$

Dokładniejsze obserwacje powierzchni faz pokazały, że ich jakość nie jest tak zadowalająca jak w przypadku narzędzi napinanych sprężyną śrubową. Pogorszenie stanu powierzchni i stopnia powtarzalności wymiarowej występowało podczas dłuższej pracy narzędzia. Stwierdzono, że wstępne napięcie sprężyn siłą 150 N, połączone z dodatkowymi naprężeniami będącymi efektem wsuwania się

ostrza do wnętrza narzędzia, spowodowało wystąpienie odkształceń plastycznych elementu sprężystego, co miało negatywny wpływ na jakość fazowania.

Konsultacje z firmami produkującymi sprężyny pokazały, że komponenty zastosowane w konstruowanym narzędziu są wykonane ze stali sprężynowej o najwyższej dostępnej wytrzymałości. W związku z tym, przed rozpoczęciem kolejnych prób skrawaniowych tego typu fazownika niezbędne okazało się przeprowadzenie obliczeń prowadzących do takich zmian w kształcie i wymiarach sprężyny, które pozwolą na uzyskiwanie warunków pracy ostrza niezbędnych do osiągnięcia poprawy jakości wykonywanych faz. Wyniki tych prac zostaną przedstawione w odrębnym artykule.

4. Podsumowanie

Głównym celem pracy było przedstawienie rozwiązania konstrukcyjnego narzędzia do fazowania z ostrzem napinanym sprężyną piórową oraz sprawdzenie, czy narzędziem tym można efektywnie pracować. Wersja narzędzia przedstawiona w artykule pozwala na regulację wielkości powstającej fazki. Uzyskanie tego efektu wiąże się jednak z dużym nakładem pracy na poprawne ustawienie narzędzia. Można stwierdzić, że przedstawione narzędzie stwarza możliwość uproszczenia technologii usuwania zadziorów i stępiania ostrych krawędzi przy zmniejszeniu liczby zabiegów, jednak jego zastosowanie generuje dłuższe czasy przygotowawczo-zakończeniowe, co w efekcie może ograniczyć obszar jego potencjalnych zastosowań. Przed ewentualnym wdrożeniem należałoby usprawnić mechanizm regulacji, zastosować skorygowane wymiarowo i kształtowo elementy sprężyste, a także przygotować wytyczne ustawienia nastaw fazownika dla szerokiego zestawu wielkości wejściowych procesu.

Literatura

- [1] Cichosz P.: Kasetka z ostrzem do samoczynnego wykonywania fazek, Patent PL 213331, zgłoszono 14.09.2009, udzielono patentu 28.02.2013.
- [2] Cichosz P.: Ostrze do samoczynnego wykonywania fazek, Patent PL 213332, zgłoszono 14.09.2009, udzielono patentu 28.02.2013.
- [3] Cichosz P., Kuzinovski M.: Metody wykonywania fazek i gratowania krawędzi, *Mechanik*, 84 (2011) 674-681.
- [4] Cichosz P., Kuzinovski M., Szymański W.: Możliwości kształtowania fazek i gratowania krawędzi narzędziami z ostrzami sprężystymi, [w:] *Obróbka skrawaniem – współczesne problemy*, red. B. Kruszyński, Łódź 2010.
- [5] Cichosz P., Karolczak P., Kołodziej M., Kowalski M., Kuzinovski M., Skowronek H., Waszczuk K.: Elementy sprężyste fazowników samoczynnych, *Mechanik*, 89 (2016) 1424-1427.

THE SELF-ACTING CHAMFERING TOOL WITH BLADE TENSIONED BY LEAF SPRING

Summary

One of the problems that generate significant costs and increase the time consuming process of the process is the chamfering and deburring the edges of previously machined objects. In the case of mass processing it is particularly important to maintain high efficiency of production. The size and regularity of the made phase subjected to random disturbances such as the variable properties of the material of the semi-finished product are indicated as disadvantages of existing tools for chamfering the edges which design is based on the elastically mounted blades. This problem arises when objects made from plastic or composite materials are machined in the presence of irregular spikes and burrs. This article discusses the construction process and presents the final version of the chamfering tool with a blade with integrated sliding skid tensioned by leaf spring. The selected chamfering results obtained with this tool are discussed.

Keywords: cutting tool, chamfering, edge, sliding element

DOI: 10.7862/rm.2017.43

Przesłano do redakcji: 24.07.2017

Przyjęto do druku: 18.10.2017

Projekt finansowany przez Narodowe Centrum Badań i Rozwoju w ramach programu: INNOTECH III



Piotr CICHOSZ¹
Paweł KAROLCZAK²
Maciej KOWALSKI³
Marek KOŁODZIEJ⁴
Hubert SKOWRONEK⁵
Kamil WASZCZUK⁶

FAZOWNIK SAMOCZYNNY Z OSTRZEM NAPINANYM SPRĘŻYNĄ ŚRUBOWĄ

Współczesna technologia dąży do maksymalnej efektywności wytwarzania z zachowaniem odpowiedniej dokładności wytwarzanych elementów. Załamywanie krawędzi realizowane standardowymi metodami może być czasochłonne. Fazowanie narzędziami samoczynnymi, dostępnymi na rynku, nie gwarantuje odpowiedniej dokładności wymiarów i właściwości fazek, szczególnie w produkcji seryjnej. W pracy przedstawiono ideę fazowania narzędziem posiadającym ostrze z płożą ślizgową, napinane sprężyną śrubową. Pokazano proces konstrukcji tego narzędzia. Zaprezentowano jego końcową wersję oraz wybrane wyniki fazowania tym narzędziem. Pokazano główne zalety takiego fazownika wraz z jego wadami, a także zasugerowano możliwe dalsze usprawnienia konstrukcji narzędzia, które mogą wady te wyeliminować.

Słowa kluczowe: narzędzie skrawające, płoża ślizgowa, krawędź, fazowanie

1. Wprowadzenie

W większości elementów konstrukcyjnych części maszyn występują krawędzie, które wymagają załamania. Wykonanie fazy jest niezbędne z kilku powodów. Najważniejszymi są [2]: uniknięcie wykruszenia krawędzi, ułatwienie i usprawnienie montażu, usunięcie gratu i zadziorów. Fazowanie będące prostym zabiegiem bardzo często jest wykonywane w operacjach kształtujących procesu technologicznego. Niestety, mimo swojej prostoty załamywanie krawędzi może stwarzać wiele problemów, szczególnie w przypadku krawędzi trudno dostępnych. W takich przypadkach czasochłonność i kosztocłonność fazowania jest

² Autor do korespondencji/corresponding author: Paweł Karolczak, Politechnika Wrocławska, ul. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław, tel.: 713202075, e-mail: pawel.karolczak@pwr.edu.pl.

^{1,3,4,5,6} Piotr Cichosz, Marek Kołodziej, Maciej Kowalski, Hubert Skowronek, Kamil Waszczuk; Politechnika Wrocławska, e-mail: piotr.cichosz@pwr.edu.pl; marek.kolodziej@pwr.edu.pl; maciej.kowalski@pwr.edu.pl; hubert.skowronek@pwr.edu.pl; kamil.waszczuk@pwr.edu.pl

zazwyczaj bardzo duża, co może silnie rzutować na efektywność wytwarzania. Spotykane są procesy technologiczne, gdzie samo załamywanie krawędzi jest głównym składnikiem czasu wytwarzania gotowego wyrobu, co staje się szczególnie wyraźne i kłopotliwe w produkcji masowej. Dodatkowym czynnikiem, ważnym w procesie fazowania jest dokładność wykonania fazek. Problem ten jest często pomijany i marginalizowany. Jednak w sytuacji, gdy wymagane jest wykonanie dokładnych i powtarzalnych fazek, okazuje się, że jest to bardzo trudne, a w wielu przypadkach wręcz niewykonalne.

Znanych jest wiele metod usuwania zadziorów i fazowania krawędzi [2]. Na rynku są też dostępne liczne narzędzia przeznaczone specjalnie do fazowania i usuwania zadziorów. Pozwalają one na samoczynne wykonanie fazek, zazwyczaj na krawędziach otworów. Ich działanie polega głównie na tym, że elastycznie zamocowane ostrze odchyła się pod wpływem siły odporowej skrawania i załamuje krawędź. Narzędzia te mają jednak liczne wady, które sprawiają, że niemożliwe jest ich zastosowanie do dokładnego fazowania w produkcji seryjnej i masowej, z powodu dużej losowości procesu. Wytwarzane tymi narzędziami fazki nie są powtarzalne, a ich wymiary, dokładność oraz chropowatość są uzależnione od takich czynników, jak: zmienne właściwości i stan warstwy wierzchniej materiału półfabrykatu oraz wielkość i nieregularność zadziorów. Efektem wystąpienia tych wad jest brak możliwości zastosowania jednego typu narzędzi do różnych materiałów obrabianych i konieczność przeprowadzania testów przed przystąpieniem do dokładnego fazowania. Dlatego też poszukuje się takich rozwiązań i konstrukcji narzędzi, które pozwoliłyby na dokładne wykonywanie fazek bez względu na istniejące opory skrawania, przy jednoczesnym znacznym skróceniu czasu jednostkowego obróbki.

Losowość wykonania fazki i zakłócenia procesu fazowania mogą być zminimalizowane przy zastosowaniu konstrukcji narzędzia zgodnego z patentem [1]. W konstrukcji tej ostrze jest umieszczone w gnieździe korpusu narzędzia i dociskane sprężystością do powierzchni oporowych. Część robocza ostrza jest wyposażona w krawędzie skrawające oraz płozy ślizgowe. Krawędź skrawająca obrabia do chwili, gdy płoza ślizgowa zetknie się z materiałem obrabianym w miejscu, gdzie powinna się kończyć faza. Wówczas skrawanie zostaje przerwane, bowiem płoza ślizgowa cofa ostrze w kierunku promieniowym. Proste mechanizmy pozwalają na ustawienie wykonania żądanych wymiarów fazki na wlocie i wylocie otworu. Umieszczenie tego mechanizmu bezpośrednio lub pośrednio za pomocą kasetki w korpusie innego narzędzia umożliwia wykonanie otworu, wraz ze sfazowaniami, w jednym przejściu narzędzia.

2. Konstrukcja narzędzia

Pierwsza konstrukcja narzędzia do fazowania krawędzi z ostrzem sprężystym została zaprezentowana w pracy [3]. Badania funkcjonalności tej konstrukcji pokazały, że możliwe jest dokładne wykonanie fazek narzędziami, których

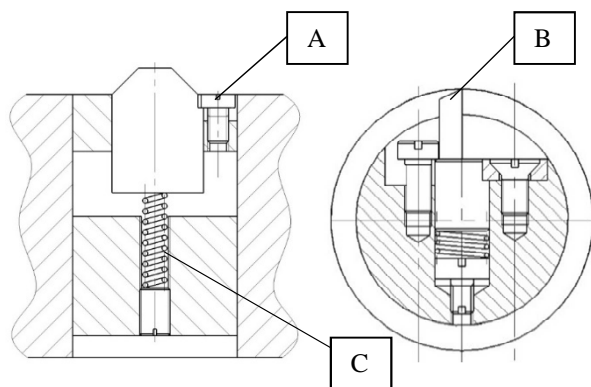
ostrze posiada płożę ślizgową. Potwierdzono dużą uniwersalność tego rozwiązania do fazowania na powierzchniach osiowosymetrycznych zewnętrznych i wewnętrznych. Możliwe stało się też kształtowanie fazek o bardziej kontrolowanych wymiarach niż za pomocą innych narzędzi z grupy o elastycznie mocowanych ostrzach, szczególnie gdy fazki kształtowano w materiałach plastycznych.

Obiecujące pierwsze próby oraz coraz większe zapotrzebowanie przemysłu na samoczynne narzędzia do fazowania skłoniły do dalszych prac nad udoskonalaniem konstrukcji tego typu narzędzi. Badania te prowadzono we współpracy z Pabianicką Fabryką Narzędzi PAFANA S.A. Najważniejszymi wymaganiami stawianymi narzędziom były: możliwość kształtowania fazek na obu krańcach otworu, o zdefiniowanych wymiarach niezależnie od właściwości obrabianego materiału, rozłożenia naddatku i wielkości zadziarów. Dodatkowo, projektowane narzędzia powinny zapewniać regulację wielkości kształtowanej fazy, a także możliwość łączenia ich z innymi narzędziami, tworząc narzędzia wielozadaniowe. Efektem prowadzonych prac były 3 podstawowe konstrukcje narzędzi do samoczynnego fazowania krawędzi. Jedną z nich jest fazownik z ostrzem napinanym elementem sprężystym śrubowym.

Proces konstruowania narzędzia do wykonywania fazek podzielono na dwa prowadzone równolegle etapy. Dotyczyły one konstrukcji ostrza wraz z płożą ślizgową oraz postaci elementu sprężystego. Pierwszym pomysłem, wydawałoby się najprostszym, było wykorzystanie na ostrza fazownika płytek skrawających handlowych. Zaletą takiego rozwiązania jest niewątpliwie unifikacja ostrza, co mogłoby obniżyć całkowite koszty produkcji narzędzi. Wadą jest na pewno konieczność wykonania dokładnego gniazda, w którym przesuwana się płytka, o przekroju prostokątnym lub trapezowym. Niestety, nie jest to rozwiązanie technologiczne. Wada ta jest zminimalizowana w przypadku narzędzia z kasetką, ponieważ ostrze zostało przymocowane do przesuwającej się kasetki. Nie ma potrzeby (w tej wersji narzędzia) wykonania dokładnie pasowanego gniazda kwadratowego czy trapezowego. Przygotowano kilka koncepcji takiego rozwiązania, w tym: konstrukcję kasetki narzędzia z ostrzem z częścią prowadzącą o przekroju prostokątnym oraz z ostrzem o walcowej części prowadzącej (rys. 1).

W związku z nietechnologicznością rozwiązania z płytką o przekroju kwadratowym ustalono, że korzystniejsze będzie wykonanie ostrza wraz ze zintegrowaną płożą ślizgową z okrągłego pręta węglkowego, oferowanego handlowo w klasie dokładności wykonania powierzchni walcowej g6.

W zaproponowanych konstrukcjach wysunięcie ostrza (B) z korpusu narzędzia, będące regulacją wielkości tworzonej fazki jest realizowane przez śrubę regulacyjną (A). W związku z koniecznością zachowania dużej dokładności wykonania narzędzi i stabilności położenia kąowego ostrza podczas pracy postanowiono zabezpieczyć konstrukcję przed wykręcaniem się śrub regulacyjnych za pomocą specjalnych wkładek gwintowych, w których jeden zwój jest wykonany w kształcie wielokąta.



Rys. 1. Koncepcja fazownika z płytką skrawającą o przekroju prostokątnym (z lewej) i okrągłym (z prawej); A – śruba regulująca, B – ostrze, C – sprężyna śrubowa napinająca ostrze

Fig. 1. Concept of the chamfering tool with square (left) and circular (right) insert in cross-section; A – adjusting screw, B – blade, C – helical spring tensioning the blade

Drugim istotnym zagadnieniem był odpowiedni dobór elementu sprężystego napinającego ostrze. Wysokie wymagania, jakie są stawiane tym elementom, sprawiają, że w takich narzędziach możliwe było zastosowanie elementów sprężystych, śrubowych, piórowych lub talerzowych. Dokładną analizę tych elementów przedstawiono w artykule [4]. Sprężyny śrubowe są bardzo często stosowane w różnych mechanizmach, dlatego były jednym z pierwszych wyborów w konstrukcji fazowników. Ich najważniejszymi zaletami jest równomierne wyciężenie materiału wzdłuż całej długości sprężyny przy jednoczesnym minimalizowaniu lub braku jej odkształcenia plastycznego. Dodatkową zaletą jest niewątpliwie liniowa charakterystyka podatności sprężyn śrubowych. Pomimo to dość trudnym zagadnieniem był prawidłowy dobór charakterystyki sprężyny, tak aby dawała możliwość docisku ostrza z siłą większą niż odporowa siła skrawania, przy jednoczesnej odpowiednio dużej możliwości przesuwu ostrza. Ponadto, wadą elementów napinających śrubowych w kontekście ich zastosowań w fazownikach jest to, że siła, jaką mogą one wywierać, działa wzdłuż ich długości. Utrudnia to, a nawet ogranicza możliwość jej prostopadłego usytuowania w stosunku do osi w narzędziach o małych średnicach [4]. Dlatego też narzędzia do fazowania z ostrzami napinanymi sprężynami śrubowymi w ograniczonym zakresie mogą podlegać miniaturyzacji. Po analizie i wstępnych próbach dobrano sprężyny naciśkowe o oznaczeniu G 10-025, charakteryzujące się zwiększoną sztywnością. Na rysunku 2 pokazano prototyp narzędzia z ostrzem napinanym elementem śrubowym. Narzędzie to zostało oznaczone jako fazownik 4.0.

Rys. 2. Narzędzie do fazowania z ostrzem napinanym sprężyną śrubową

Fig. 2. A tool for chamfering with a blade tensioned by the helical spring



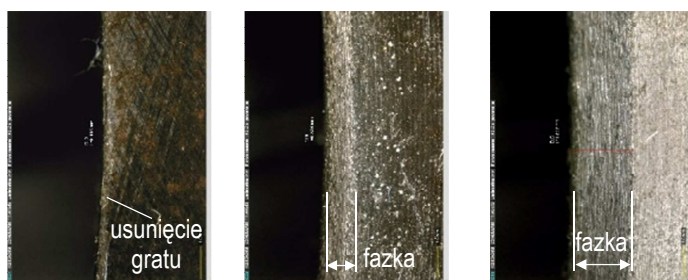
3. Badania doświadczalne wykonywania fazek

Badania funkcjonalności fazownika z ostrzem napinanym elementem sprężystym śrubowym przeprowadzono dla dwóch materiałów obrabianych, czyli dla stali C55 i żeliwa EN GJL 250. W pierwszym etapie oceniono, jak duże powinno być napięcie elementu sprężystego, aby przewyższało opory skrawania, jakie są konieczne do wykonywania fazek o założonych maksymalnych wymiarach. Próby eksperymentalne pokazały, że siła napięcia sprężyny powinna się zawierać w zakresie 50-150 N, w zależności od zakładanej wielkości fazki. Na rysunkach 3 i 4 pokazano przykładowe sfazowania krawędzi w tulei żeliwnej, otrzymane w warunkach obróbki na sucho (rys. 3) i ze smarowaniem (rys. 4). Z kolei na rys. 5 i 6 przedstawiono fazki wykonane w tulei stalowej. Obróbkę przeprowadzono z napięciem elementu sprężystego 50; 100 oraz 150 N, co odpowiadało zakładanym w badaniach różnym wielkościom wykonywanych fazek: brak fazki (usunięcie gratu); $0,7 \times 45^\circ$; $1,8 \times 45^\circ$. Badania przeprowadzono dla parametrów skrawania, które są stosowane w obróbce wykończeniowej (posuw $f = 0,08$ mm/obr., prędkość skrawania $v_c = 45$ m/min). Niewielka zastosowana prędkość skrawania wynikała z faktu, że przy większych jej wartościach występowały niestabilne warunki pracy, objawiające się niewielkimi zaburzeniami szerokości fazki. Otrzymane fazy rejestrowano i fotografowano za pomocą urządzenia DinoLite. Dodatkowo zmierzono siły skrawania siłomierzem tokarskim firmy Kistler.



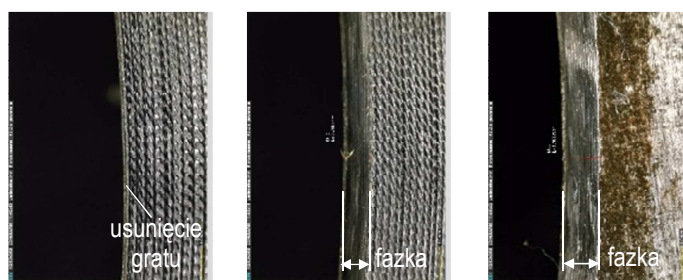
Rys. 3. Fazy wykonane w żeliwie w warunkach obróbki na sucho; wymiary fazek od lewej – brak fazki (usunięcie gratu), $0,6 \times 45^\circ$, $1,45 \times 45^\circ$

Fig. 3. Chamfers made in cast iron under machining with dry conditions; chamfer dimension from left – no chamfer (removal of burr), $0.6 \times 45^\circ$, $1.45 \times 45^\circ$



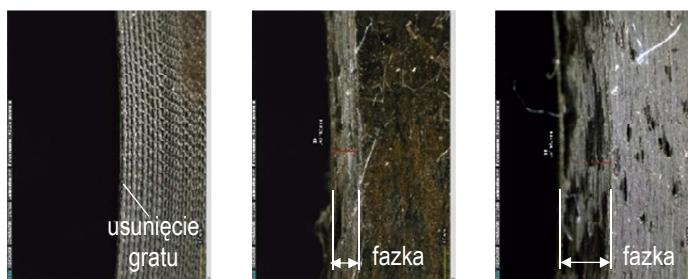
Rys. 4. Fazy wykonane w żeliwie w warunkach obróbki ze smarowaniem; wymiary fazek od lewej – brak fazki (usunięcie gratu), $0,6 \times 45^\circ$, $1,35 \times 45^\circ$

Fig. 4. Chamfers made in cast iron under machining with lubrication; chamfer dimension from left – no chamfer (removal of burr), $0,6 \times 45^\circ$, $1,35 \times 45^\circ$



Rys. 5. Fazy wykonane w stali w warunkach obróbki na sucho; wymiary fazek od lewej – brak fazki (usunięcie gratu), $0,55 \times 45^\circ$, $0,8 \times 45^\circ$

Fig. 5. Chamfers made in steel under machining with dry conditions; chamfer dimension from left – no chamfer (removal of burr), $0,55 \times 45^\circ$, $0,8 \times 45^\circ$



Rys. 6. Fazy wykonane w stali w warunkach obróbki ze smarowaniem; wymiary fazek od lewej – brak fazki (usunięcie gratu), $0,55 \times 45^\circ$, $1,1 \times 45^\circ$

Fig. 6. Chamfers made in steel under machining with lubrication; chamfer dimension from left – no chamfer (removal of burr), $0,55 \times 45^\circ$, $1,1 \times 45^\circ$

Analizując otrzymane wyniki, stwierdzono, że skonstruowane narzędzie umożliwia wykonywanie fazek. Otrzymano fazy zarówno w tulei stalowej, jak i żeliwnej, w szerokim zakresie wymiarów. Ich jakość, szczególnie pod względem kształtu, była zadowalająca. Istotny był fakt, że w przypadku zastosowania takich samych nastaw fazownika otrzymano fazy powtarzalne, o podobnych parametrach jakościowych. Z drugiej strony, takie czynniki wejściowe do procesu, jak materiał obrabiany, parametry skrawania zmieniały wielkość i jakość otrzymanej fazy, co sprawiało, że przy każdej zmianie warunków procesu należało zmienić nastawy narzędzia. Brak smarowania lub jego zastosowanie w przypadku większego napięcia sprężyny i większej oczekiwanej fazy miały wpływ na wielkość powstającej fazy – przy zastosowaniu smarowania uzyskano większe fazy w stali, a mniejsze w żeliwie. Nie zmieniała się natomiast znacząco jakość fazek. Należy zatem stwierdzić, że wadą narzędzia jest brak możliwości czytelnego oznaczenia nastaw fazownika, które utrudnia dokładne zaplanowanie wielkości otrzymanej fazy. Powoduje to wydłużenie czasu ustawienia narzędzia dla konkretnych warunków obróbki i wymagań co do wielkości fazy, co z kolei może ograniczyć zastosowanie tego narzędzia jedynie do produkcji seryjnej.

4. Podsumowanie

Załamywanie i gratowanie krawędzi to ważny, choć często marginalizowany problem w technologii. Gdy w elemencie obrabianym fazki muszą mieć określone wymiary i właściwości, a dodatkowo jest ich dużo i są w trudno dostępnych miejscach, problem z ich kształtowaniem staje się większy. Prowadzone są prace nad skonstruowaniem narzędzi, najlepiej wielozadaniowych, ułatwiających fazowanie. Przedstawiony w pracy fazownik z płozą ślizgową i ostrzem napinanym sprężyną śrubową daje możliwość wykonania dokładnej i powtarzalnej fazki bez względu na materiał obrabiany i warunki obróbki. Wersja narzędzia przedstawiona w artykule pozwala na regulację wielkości powstającej fazki. Niestety, regulacja ta jest czasochłonna i uciążliwa. Różnica pomiędzy wielkością otrzymanej fazy a jej wymiarami oczekiwanymi zwiększała się wraz ze zwiększaniem się wymiarów fazy. Kolejne prace powinny być nastawione na ułatwienie regulacji lub przygotowanie dokładnych wytycznych ustawienia nastaw fazownika dla bardzo szerokich zestawów wielkości wejściowych do procesu.

Literatura

- [1] Cichosz P.: Ostrze do samoczynnego wykonywania fazek, Patent PL 213332, zgłoszono 14.09.2009, udzielono patentu 28.02.2013.
- [2] Cichosz P., Kuzinowski M.: Metody wykonywania fazek i gratowania krawędzi, *Mechanik*, 84 (2011) 553-559.
- [3] Cichosz P., Kuzinowski M., Szymański W.: Możliwości kształtowania fazek i gratowania krawędzi narzędziami z ostrzami sprężystymi, [w:] *Obróbka skrawaniem – współczesne problemy*, red. B. Kruszyński, Łódź 2010.

- [4] Cichosz P., Karolczak P., Kołodziej M., Kowalski M., Kuzinovski M., Skowronek H., Waszczuk K.: Elementy sprężyste fazowników samoczynnych, *Mechanik*, 89 (2016) 1424-1427.

THE SELF-ACTING CHAMFERING TOOL WITH BLADE TENSIONED BY HELICAL SPRING

Summary

Modern technology strives to maximum productivity while maintaining the correct accuracy of manufactured components. Chamfering of the edges by standard methods increases the production time. Chamfering with self-acting tools available on the market does not guarantee the proper dimensions and properties of the chamfer, especially in mass production. This paper presents the idea of chamfering by the tool with a sliding blade and tensioned with helical spring. The construction processes of this tool have been shown. Its final version and selected chamfering results are presented. The main advantages of such a chamfer with its disadvantages are shown, and further possible improvements to the design of the tool, which can eliminate disadvantages, are suggested.

Keywords: cutting tool, sliding skid, edge, chamfering

DOI: 10.7862/rm.2017.44

Przesłano do redakcji: 24.08.2017

Przyjęto do druku: 18.10.2017

Projekt finansowany przez Narodowe Centrum Badań i Rozwoju w ramach programu: INNOTECH III



Piotr LÖSCHNER¹
Piotr NIEŚLONY²
Krzysztof JAROSZ³

WPLYW PRZEMIESZCZENIA NISZCZĄCEGO NA WYNIKI SYMULACJI NUMERYCZNEJ MES

W artykule przedstawiono wpływ parametru przemieszczenia niszczącego U_f na wyniki symulacji numerycznej procesu skrawania w programie Abaqus/CAE. W symulacji wykorzystano model konstytutywny Johnsona-Cooka, opracowany dla stopu tytanu Ti6Al4V. Omówiono warunki brzegowe oraz wpływ zmiękczenia termicznego stopu tytanu przy różnych prędkościach skrawania na wyniki symulacji MES. Wykazano znaczący wpływ przemieszczenia niszczącego U_f na przebieg dekohezji i kształtowanie wióra.

Słowa kluczowe: prędkość odkształcenia, MES, przemieszczenie niszczące

1. Wprowadzenie

Programowanie symulacji numerycznych MES dla procesów i zjawisk, w których zachodzi dekohezja materiału, wymaga zdefiniowania kryterium określającego moment usuwania danego elementu skończonego z siatki MES [5]. W tym celu można się posłużyć parametrem definiowanym w literaturze jako energia rozdziału G_f [3]. Możliwe jest również wykorzystanie przemieszczenia niszczącego U_f jako kryterium rozdziału materiału. W procesie skrawania dekohezja materiału zachodzi zawsze w warunkach intensywnego odkształcania ze znacznymi prędkościami, co determinuje konieczność uwzględnienia w symulacjach MES parametrów opisujących to zjawisko [5]. W tym celu w niektórych pakietach MES definiuje się kryterium przemieszczenia niszczącego U_f . W przeciwieństwie do energii rozdziału G_f , U_f jest parametrem zależnym od zastosowanej w symulacji MES siatki elementów skończonych [3].

Między innymi symulacje, które prowadzili Ambati i in. [1], potwierdziły znaczący wpływ zarówno gęstości siatki, jak i przyjętego przemieszczenia niszczącego U_f na wyniki symulacji procesu formowania wióra. W artykule przedstawiono wpływ doboru wartości U_f na wyniki symulacji na prostym przy-

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Piotr Löschner, Politechnika Opolska, ul. S. Mikołajczyka 5, 45-271 Opole, tel.: 725162237, e-mail: pleszner1@gmail.com

² Piotr Nieślony, Politechnika Opolska, e-mail: p.nieslony@po.opole.pl

³ Krzysztof Jarosz, Politechnika Opolska, e-mail: jarosz.krzysztof91@gmail.com

kładzie toczenia ortogonalnego wraz z dyskusją na temat jego znaczenia, zakresu stosowalności oraz istotności w procesie symulacji MES obróbki skrawaniem.

2. Badania symulacyjne

Badania symulacyjne przeprowadzono w środowisku programu Abaqus/CAE 2016. Celem przeprowadzonych symulacji było ustalenie odpowiedniej, dla danej gęstości siatki oraz modelu konstytutywnego, wartości przemieszczenia niszczonego w celu uzyskania poprawnego spęczenia wióra oraz jego akceptowalnego kształtu. W symulacjach wykorzystano model konstytutywny Johnsona-Cooka (J-C) w postaci [4, 7]:

$$\sigma_p = [A + B(\varepsilon^p)^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}^0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_{ot}}{T_t - T_{ot}} \right)^m \right] \quad (1)$$

gdzie: σ_p – naprężenia uplastyczniające,

ε^p – odkształcenia plastyczne,

$\dot{\varepsilon}^p$ – prędkość odkształceń plastycznych,

$\dot{\varepsilon}^0$ – prędkość odkształcenia odniesienia,

T – temperatura,

T_t – temperatura topnienia materiału,

T_{ot} – temperatura otoczenia,

A, B, C, m, n – stałe zależne od modelowanego materiału obrabianego.

Dodatkowo zdefiniowano warunki zniszczenia materiału, tj. jego dekohezji, będącej efektem oddziaływania ostrza na materiał obrabiany. W celu ich określenia posłużono się dostępnym w Abaqus/CAE rozszerzonym modelem J-C, określającym odkształcenia krytyczne przy inicjacji zniszczenia [4]:

$$\bar{\varepsilon}_D^p = [d_1 + d_2 \exp(-d_3 \eta)] \left[1 + d_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}^0} \right) \right] (1 + d_5 \hat{\Theta}) \quad (2)$$

gdzie: $\bar{\varepsilon}_D^p$ – odkształcenie zastępcze przy inicjacji zniszczenia,

$\dot{\varepsilon}^p$ – prędkość odkształceń plastycznych,

$\dot{\varepsilon}^0$ – prędkość odkształcenia odniesienia,

$\hat{\Theta}$ – temperatura względna,

d_1-d_5 – stałe, zależne od materiału parametry inicjacji zniszczenia,

η – stosunek naprężeń normalnych do naprężeń zastępczych Hubera-Misesa.

3. Dane wejściowe

W celu przeprowadzenia badań symulacyjnych wpływu wartości przemieszczenia niszczonego na dekohezję materiału należy wprowadzić do programu

Abaqus/CAE wiele danych wejściowych, takich jak właściwości fizyczne materiału, parametry modelu J-C czy warunki brzegowe. Za materiał obrabiany przyjęto stop tytanu Ti6Al4V. Parametry modelu konstytutywnego dla tego stopu oraz konieczne do symulacji właściwości fizyczne zostały zaczerpnięte z literatury [6] i przedstawione w tab. 1.

Tabela 1. Zestawienie parametrów modelu Johnsona-Cooka, stałych dla modelu dekohezji oraz właściwości fizycznych stopu Ti6Al4V [7]

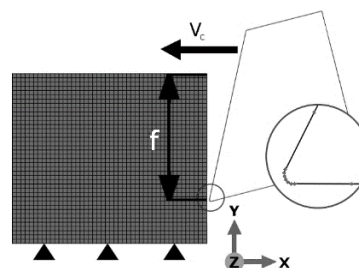
Table 1. Parameters of Johnson-Cook model, constants for failure model and physical properties of Ti6Al4V alloy [7]

A [Pa]	B [Pa]	C	n	m	$\dot{\epsilon}^0$ [s ⁻¹]	P [kg/m ³]	E [Pa]	ν
$862 \cdot 10^6$	$331 \cdot 10^6$	0,012	0,34	0,8	1	4430	$11 \cdot 10^9$	0,33
d_1	d_2	d_3	d_4	d_5	-	-	-	-
-0,09	0,25	-0,5	0,0014	3,87	-	-	-	-

Geometrię ostrza oraz przedmiotu obrabianego zamodelowano w środowisku programu Abaqus/CAE. Dla przedmiotu obrabianego przyjęto globalną wielkość elementu skończonego $L = 5 \cdot 10^{-6}$ m. Dyskretyzację modelu ostrza przeprowadzono przez podział na konkretną liczbę elementów skończonych (15 dla powierzchni natarcia i przyłożenia, 10 dla promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej). Ostrze skrawające zamodelowano jako nieodkształcalne. Wykorzystano rodzaj elementów skończonych typu C3D8R. Badania symulacyjne prowadzono dla stałych parametrów technologicznych: prędkości skrawania $v_c = 60$ m/min, posuwu $f = 0,15$ mm/obr. i głębokości skrawania $a_p = 1$ mm. Jako temperaturę otoczenia przyjęto $T_{ot} = 20^\circ\text{C}$. Temperatura topnienia dla tego stopu wynosi od 1604 do 1660°C . Dla obliczeń MES przyjęto $T_t = 1630^\circ\text{C}$. Graficzną wizualizację technologicznych parametrów wejściowych oraz model geometryczny dla stanu odpowiadającego warunkom brzegowym przedstawiono na rys. 1.

Rys. 1. Warunki brzegowe dla symulacji

Fig. 1. Boundary conditions assumed in the simulation

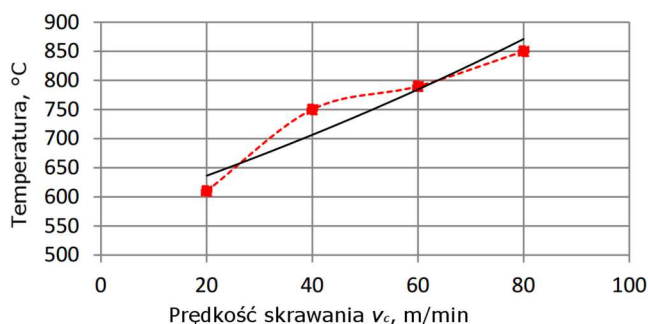


Przemieszczenie niszczone zostało wyznaczone zgodnie ze wzorem (3) [6] na podstawie przyjętej wcześniej stałej wielkości charakterystycznej elementu skończonego $L = 5 \cdot 10^{-6}$ m oraz wykresu z rys. 3, przedstawiającego zmiany

charakterystyk naprężeniowo-odkształceniowych w funkcji temperatury. Z wykresów odczytywano odkształcenie nominalne w momencie rozerwania próbki ε^{pl} dla wybranej temperatury w strefie skrawania. Temperaturę właściwą dla przyjętej v_c szacowano na podstawie rys. 2 [2]. Przyjęto temperaturę 800°C jako przybliżenie dla wybranej prędkości skrawania. Przedstawione w tab. 2 pozostałe wartości temperatur przyjęto w celu ukazania wpływu niewłaściwego doboru temperatury w strefie skrawania, a tym samym odkształcenia, na wartość przemieszczenia niszczonego U_f . Jak wykazano we wnioskach, U_f ma istotny wpływ na wynik symulacji numerycznej:

$$U_f = L \cdot \varepsilon^{pl} \quad (3)$$

gdzie: L – charakterystyczny wymiar elementu skończonego,
 ε^{pl} – odkształcenie nominalne w momencie rozerwania próbki.



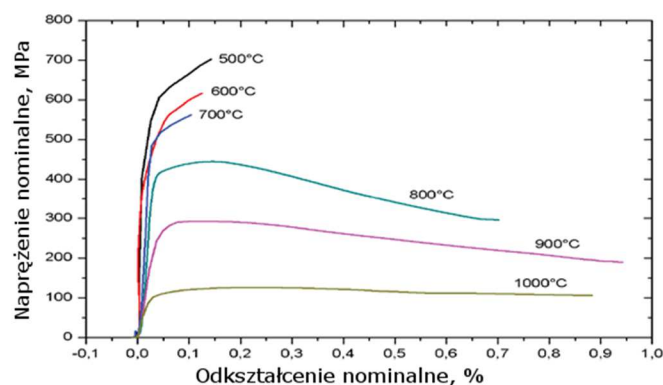
Rys. 2. Wpływ prędkości skrawania na zmiany temperatury w strefie skrawania przy obróbce stopu Ti6Al4V. Linia czarną pokazano przybliżenie otrzymanych wyników pomiarów

Fig. 2. Effect of cutting speed on the change in temperature in the cutting zone in machining of Ti6Al4V alloy. The black line shows an approximation of measurement results

Tabela 2. Obliczone na potrzeby symulacji wartości przemieszczenia niszczonego dla $L = 5 \cdot 10^{-6}$ m

Table 2. Values of displacement at failure for $L = 5 \cdot 10^{-6}$ m, evaluated for the simulation

Oznaczenie	U_{f1}	U_{f2}	U_{f3}	U_{f4}
Temperatura [°C]	500	700	800	1000
Odkształcenie [%]	0,16	0,11	0,7	0,88
Wartość U_{fi}	$8,0 \cdot 10^{-7}$	$5,5 \cdot 10^{-7}$	$3,5 \cdot 10^{-6}$	$4,4 \cdot 10^{-6}$



Rys. 3. Zależność napężenie–odkształcenie dla stopu Ti6Al4V w zależności od temperatury

Fig. 3. Stress-strain relationship for Ti6Al4V alloy depending on the temperature

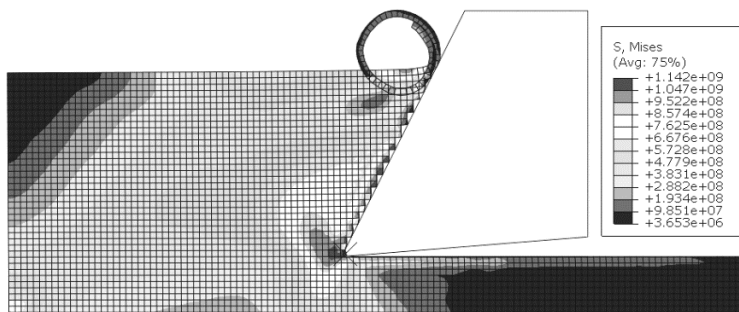
4. Badania symulacyjne

W wyniku przeprowadzonych symulacji, dla zmiennych wartości przemieszczenia niszczonego, otrzymano znacząco różne przebiegi dekohezji stopu tytanu przedstawione odpowiednio na rys. 4-7. Prezentację wyników symulacji wykonano dla założonego stałego czasu skrawania wynoszącego 3 ms.

Analizując wyniki symulacji w aspekcie procesu formowania wióra, przedstawione na rys. 4-7, można jednoznacznie stwierdzić, że wartość przemieszczenia niszczonego U_f ma znaczący wpływ na zmianę warunków dekohezji testowanego materiału. Widzialnym efektem tego wpływu jest między innymi zmiana objętości usuwanego materiału czy średniej grubości wióra wyliczonej na podstawie znanych wymiarów pojedynczego węzła siatki MES. Dla dwóch pierwszych badanych wartości przemieszczenia niszczonego uzyskano skrajnie małe grubości wióra. Dla $U_{f1} = 8 \cdot 10^{-7}$ wiór miał grubość bazowej odległości węzłów siatki MES, tj. 5 μm , a dla $U_{f2} = 5,5 \cdot 10^{-7}$ wzrosła jedynie do 10 μm . Wraz ze wzrostem wartości U_f przebieg symulowanej dekohezji stopu tytanu się zmienia. Dla wartości U_{f3} , jak i U_{f4} ($3,5 \cdot 10^{-6}$ - $4,4 \cdot 10^{-6}$), które wyliczono dla temperatur odpowiednio 800 oraz 1000°C, uzyskano podobną grubość wióra, wynoszącą w przybliżeniu 0,13 mm. Można było również określić pole przekroju poprzecznego pojedynczego wióra, które dla U_{f3} oraz U_{f4} wynosi odpowiednio 0,0912 mm² oraz 0,0989 mm².

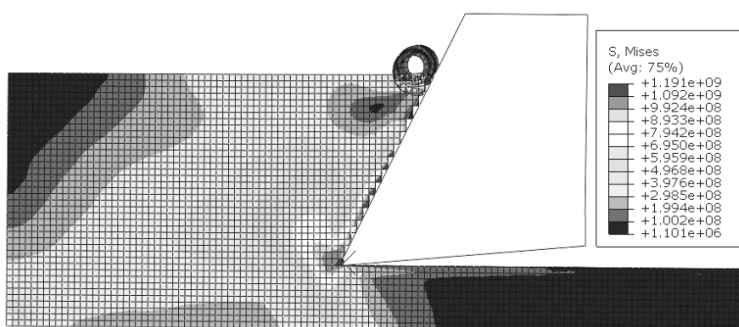
Zmianie podlega także rozkład naprężeń w strefie poślizgu, głównie przez wzrost obszaru występowania intensywniejszych naprężeń zredukowanych Hubera-Misesa. Dla U_{f1} oraz U_{f2} nie zaobserwowano zmiany pola naprężeń w strefie poślizgu, co może wynikać bezpośrednio z niewielkiej objętości usuwanego materiału. Wyraźne pole wyższych wartości naprężenia ukształtowało się

dla U_{f3} oraz U_{f4} . Wraz ze wzrostem wartości U_f intensywność występowania wysokich naprężeń rosła, co stwierdzono na podstawie oceny wielkości pól naprężeń w obszarze strefy poślizgu. Dla U_{f3} oraz U_{f4} wyniosły one odpowiednio 0,0054 oraz 0,0087 mm². Należy podkreślić, że we wszystkich analizowanych przypadkach wartość przemieszczenia niszczącego U_f wyznaczono dla innych zakresów temperatury.



Rys. 4. Wyniki symulacji naprężeń zredukowanych Hubera-Misesa dla parametru $U_{f1} = 8,0 \cdot 10^{-7}$ wyznaczonego dla $T = 500^\circ\text{C}$

Fig. 4. Simulation results of equivalent Huber-Mises stress for parameter $U_{f1} = 8.0 \cdot 10^{-7}$ determined for $T = 500^\circ\text{C}$

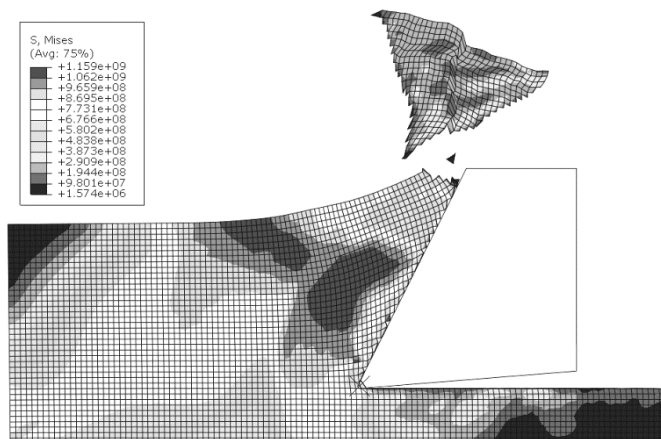


Rys. 5. Wyniki symulacji naprężeń zredukowanych Hubera-Misesa dla $U_{f2} = 5,5 \cdot 10^{-7}$ wyznaczonego dla $T = 700^\circ\text{C}$

Fig. 5. Simulation results of equivalent Huber-Mises stress for $U_{f2} = 5.5 \cdot 10^{-7}$ determined for $T = 700^\circ\text{C}$

Analizując zależności naprężeniowo-odkształceniowe stopu Ti6Al4V w funkcji temperatury, zauważono, że w zakresie 500-700°C graniczne odkształcenie nominalne waha się od 0,11 do 0,16%. Dla wyższych temperatur zakres ten jest prawie 6-krotnie większy (0,7; 0,88). Właśnie w przypadku tych wyższych wartości odkształceń zastosowanie wyliczonych parametrów U_f pozwoliło na osiągnięcie akceptowalnych wyników symulacji MES, ocenianych głównie przez

uzyskanie spęczenia materiału i segmentacji wióra porównywalnych z wynikami badań eksperymentalnych. Dla temperatur z zakresu poniżej i do 700°C występują znaczne przekłamanie w wynikach symulacji, gdzie obserwowano zbyt małą grubość wióra oraz brak jego segmentacji. Podczas samej symulacji powstawał także problem z usuwaniem elementów skończonych z siatki MES (rys. 4 i 5).



Rys. 6. Wyniki symulacji naprężeń zredukowanych Hubera-Misesa dla $U_{\beta} = 3,5 \cdot 10^{-6}$ wyznaczonego dla $T = 800^{\circ}\text{C}$

Fig. 6. Simulation results of equivalent Huber-Mises stress for $U_{\beta} = 3.5 \cdot 10^{-6}$ determined for $T = 800^{\circ}\text{C}$



Rys. 7. Wyniki symulacji naprężeń zredukowanych Hubera-Misesa dla $U_{f4} = 4,4 \cdot 10^{-6}$ wyznaczonego dla $T = 1000^{\circ}\text{C}$

Fig. 7. Simulation results of equivalent Huber-Mises stress for $U_{f4} = 4.4 \cdot 10^{-6}$ determined for $T = 1000^{\circ}\text{C}$

Jednoznacznie parametr U_f wpływa na efekt symulacji MES. Ze względu na jego ściśle powiązanie z temperaturą skrawania należy dążyć do jak najbardziej precyzyjnego jego wyznaczenia. Obecnie problemem podczas symulacji numerycznych może być powiązanie dynamicznie zmieniającej się temperatury w strefie dekohezji ze zmianami parametru U_f .

5. Podsumowanie

Modelowanie procesów obróbki ubytkowej stopów trudnoskrawalnych jest zagadnieniem trudnym, ze względu na silną zależność odkształcenia rzeczywistego materiału od jego temperatury. Przeprowadzone symulacje potwierdziły konieczność poprawnego doboru odpowiedniej wartości przemieszczenia niszczącego U_f oraz znaczną zależność wyników symulacji od zmiany charakterystyk wytrzymałościowych obrabianego materiału w funkcji temperatury. Zaobserwowano, że przy doborze wartości przemieszczenia niszczącego U_f należy uwzględnić wpływ zmiękczenia termicznego materiału odpowiedni dla temperatury w strefie skrawania właściwej dla danego zakresu parametrów procesu technologicznego. W przypadku ocenianego materiału wzrost U_f przyczynił się do znacznej poprawy wyników symulacji MES, szczególnie w aspekcie obserwowanej postaci wióra. Poprawnie wyznaczone charakterystyki naprężeniowo-odkształceniowe w funkcji temperatury pozwalają na ustalenie adekwatnego parametru przemieszczenia niszczącego, gdzie ważne jest odkształcenie krytyczne (niszczące). Regulując jedynie parametrem U_f , można było dosyć istotnie sterować symulacją MES, zarówno w zakresie formowania wióra, dekohezji materiału obrabianego, jak i rozkładu oraz umiejscowienia naprężeń zredukowanych. Wydaje się, że dla pakietu symulacyjnego Abaqus parametr ten ma istotne znaczenie funkcjonalne, a ze względu na jego czułość należy go wyznaczać bardzo starannie.

Podziękowania

W badaniach wykorzystano wyniki uzyskane w ramach Projektu Programu Badań Stosowanych (edycja I), Nr PBS1-178595, współfinansowanego przez Narodowe Centrum Badań i Rozwoju.

Literatura

- [1] Ambati R., Yuan H.: FEM mesh-dependence in cutting process simulations, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 53 (2011) 313-323.
- [2] Conradie P.J.T., Oosthuizen G.A., Treurnicht N.F., Al Shalane A.: Overview of work piece temperature measurement techniques for machining of Ti6Al4V, *South African J. Industrial Eng.*, 23 (2012) 116-130.
- [3] Hogström P., Ringsberg J.W., Johnson E.: Experimental verification of finite element failure criteria with respect to strain state and element size, *Proc. Twelfth Int. Conf. Fracture (ICF12)*, Ottawa 2009, pp. 10-20.

- [4] Kosmol J., Mieszczak W.: Zastosowanie metody elementów skończonych do modelowania procesu wiercenia, *Modelowanie Inżynierskie*, 6 (2009) 169-176.
- [5] Niestony P., Grzesik W.: Modelowanie procesu i operacji skrawania metodą elementów skończonych (MES). Cz. I. Podstawy i programy symulacyjne, *Mechanik*, 86 (2013) 825-833.
- [6] Podręcznik użytkownika programu Abaqus/CAE.
- [7] Zhang Y., Outeiro J.C., Mabrouki T.: On the selection of Johnson-Cook constitutive model parameters for Ti-6Al-4V using three types of numerical models of orthogonal cutting, *Procedia CIRP*, 31 (2015) 112-117.

THE EFFECT OF DISPLACEMENT AT FAILURE ON THE RESULTS OF FEM NUMERICAL SIMULATION

Summary

In the article the effect of displacement at failure U_f on the simulation results of machining process conducted in Abaqus/CAE program is presented. A Johnson-Cook constitutive model with parameters adequate for Ti6Al4V titanium alloy was used in the simulation. Boundary conditions and the effects of thermal softening at different cutting speeds on the simulation results were described. The results shows a substantial effect of displacement at failure value on decohesion and chip formation.

Keywords: strain rate, FEM, displacement at failure

DOI: 10.7862/rm.2017.45

Przesłano do redakcji: 12.08.2017

Przyjęto do druku: 18.10.2017

Marek MADAJEWSKI¹
Zbigniew NOWAKOWSKI²
Natalia ZNOJKIEWICZ³

ANALIZA MES WPŁYWU ZUŻYCIA POWIERZCHNI PRZYŁOŻENIA NARZĘDZIA NA JEGO OBCIĄŻENIE W SKRAWANIU ORTOGONALNYM STALI 42CrMo4

W artykule przedstawiono analizę wpływu zużycia powierzchni przyłożenia (wskaźnik VB_B) na składowe siły całkowitej oraz rozkład nacisków na ostrzu podczas toczenia ortogonalnego. Dane eksperymentalne uzyskano, mierząc składowe siły całkowitej siłomierzem tensometrycznym oraz przez rejestrację wartości reakcji ostrza w modelu MES procesu formowania wióra. Badania eksperymentalne posłużyły do walidacji modeli numerycznych przygotowanych w programie ABAQUS. Określone pasmo zużycia zostało zamodelowane geometrycznie na powierzchni przyłożenia, a wpływ tego zużycia został oceniony w niezależnych symulacjach. Model numeryczny formowania wióra wykorzystuje równanie konstytutywne Johnsona-Cooka do opisu wartości i rozkładu naprężeń w przedmiocie obrabianym, a ostrze z zamodelowanym zużyciem zostało opisane jako ciało idealnie sztywne. Mechanikę procesu skrawania przedstawiono, odwołując się do modelu Merchanta skrawania ortogonalnego, nanosząc wykreślnie wektory przyrostu składowych siły całkowitej obliczone MES na tle zamodelowanego konturu strefy skrawania. Wyniki pomiarów i symulacji wskazują, że wzrost zużycia określony wskaźnikiem VB_B wpływa bezpośrednio na wzrost składowych siły całkowitej.

Słowa kluczowe: metoda elementów skończonych, zużycie narzędzia, modelowanie, rozkład nacisków, składowe siły całkowitej

1. Wprowadzenie

Przed rozwinięciem technik numerycznych, takich jak metoda elementów skończonych (MES), badacze wykorzystywali narzędzia analityczne, w tym tradycyjny model Merchanta czy Oxleya do oceny rozkładu sił w warstwie wióra. Później zaproponowano [5, 8] wprowadzenie zmian do modelu Merchanta w celu

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Politechnika Poznańska, ul. Piotrowo 3, 60-965 Poznań, tel.: 616652723, e-mail: marek.w.madajewski@doctorate.put.poznan.pl

² Zbigniew Nowakowski, Politechnika Poznańska, e-mail: zbigniew.nowakowski@put.poznan.pl

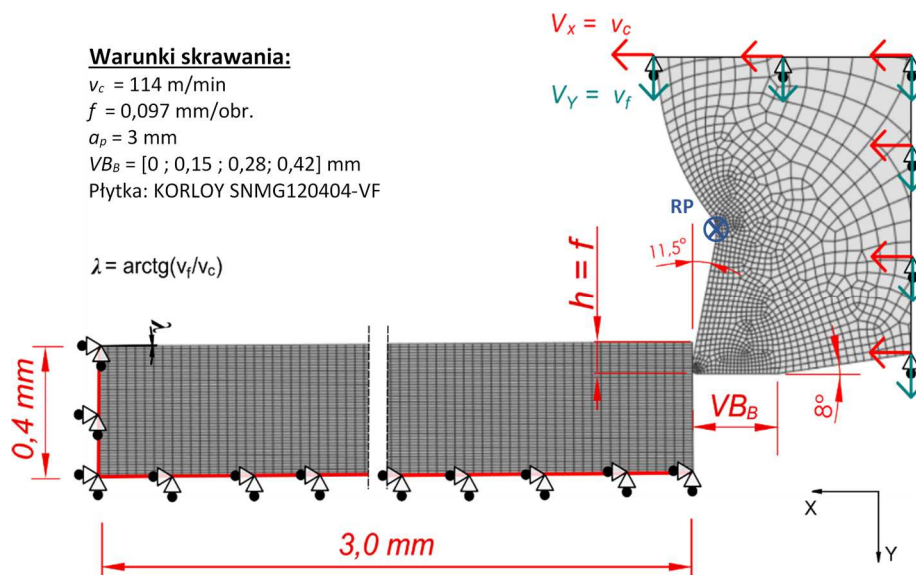
³ Natalia Znojkiwicz, Politechnika Poznańska, e-mail: natalia.w.znojkiwicz@doctorate.put.poznan.pl

ujęcia wpływu zużycia ostrza na składowe siły całkowitej. Z kolei pierwsze próby wykorzystania metody elementów skończonych do analizy procesu formowania wióra pojawiły się już w latach 80. i były regularnie udoskonalane. W modelowaniu MES są zauważalne dwa zasadnicze trendy: formowanie wióra wskutek zastosowania mechanizmu pęknięcia w warstwie przejściowej [1, 3] lub formowanie wióra przez odkształcenia plastyczne warstwy materiału spowodowane zagłębieniem się klina w przedmiot obrabiany [2, 6]. Ze względu na dysponowanie funkcjonującymi modelami procesu skrawania możliwe było skierowanie uwagi na miejsce zużycia w mechanice skrawania. W pracach Usui [7] zaproponowano wykorzystanie MES do estymowania zużycia na podstawie symulacji procesu skrawania. Zużycie powstawało przez przemieszczenie węzłów siatki na powierzchni ostrza na podstawie wartości temperatury i nacisków, jednak symulacje cechowały się olbrzymią czasochłonnością. Z tego powodu część badaczy [1, 3], aby ocenić wpływ zużycia na fizyczne aspekty skrawania, zdecydowała o geometrycznym zamodelowaniu starcia na powierzchni przyłożenia w sposób dyskretny (każdy kolejny stan zużycia stanowi kolejną symulację). Umożliwiło to ograniczenie czasochłonności badań, gdyż liczba potrzebnych symulacji zmniejsza się z kilku tysięcy do zaledwie kilkunastu. Celem tej pracy jest określenie wpływu zużycia ostrza na wielkość składowych siły całkowitej oraz wskazanie przyczyny tego zjawiska przez odwołanie się do modeli analitycznych oraz rozkładów nacisków powierzchniowych na ostrzu uzyskanych na drodze obliczeń MES.

2. Metodyka badań

Model uwzględniający warunki płaskiego stanu odkształcenia (PSO) został przygotowany w module Explicit programu ABAQUS, który służy do rozwiązywania nieliniowych problemów z zakresu dynamiki przez zastosowanie jawnego całkowania równań ruchu. Na rysunku 1 przedstawiono dwuwymiarowy model MES formowania wióra w skrawaniu ortogonalnym. Rozwiązanie dostarcza rozkłady i wartości temperatury, naprężeń, nacisków w funkcji czasu. W dwuwymiarowej analizie skrawania ortogonalnego przedmiot obrabiany można zamodelować jako prostokąt, który pozwoli na analizę 1,2 ms procesu skrawania w zadanych warunkach skrawania. W zamodelowanej parze kinematycznej ruch wykonuje narzędzie, dlatego utwierdzono podstawę oraz lewy bok prostokąta reprezentującego przedmiot obrabiany, a dla powierzchni ostrza zadano warunki brzegowe typu prędkościowego, które zamiast utwierdzić grupę węzłów, wymuszają jej przemieszczenie z określoną przez użytkownika prędkością. Warunki brzegowe typu prędkościowego opisują prędkość przemieszczeń węzłów ostrza w kierunku X (kierunek ruchu głównego v_c) oraz Y (kierunek ruchu posuwowego v_f). W skrawaniu ortogonalnym grubość warstwy skrawanej jest równa wartości posuwu. Dla dwuwymiarowej analizy MES w PSO grubość brył musi być zdefiniowana, aby uwzględnić pojemność cieplną badanych ciał oraz prędkość

przepływu temperatury. Jest to określane przez przypisanie grubości sekcji do konturów brył. Przedmiot obrabiany zdefiniowano z grubością sekcji 3 mm (odpowiadającą głębokości skrawania a_p), a ostrze ma przypisaną grubość 12 mm (grubość zastosowanej płytki). W przypadku niezdefiniowania grubości sekcji zagadnienie byłoby rozwiązywane dla głębokości skrawania równej 1 m.



Rys. 1. Model MES formowania wióra uwzględniający zużycie powierzchni przyłożenia

Fig. 1. The FEM model of chip formation accounting flank wear

Na ostrze jest nałożony warunek ciała sztywnego (*RIGID BODY*), który definiuje stałe położenie wszystkich węzłów wchodzących w skład domeny materiału ostrza względem jednego arbitralnie wybranego punktu referencyjnego (*RP*). Skutkiem tego będzie wyłączenie analizy związku naprężeniowo-odkształceniowego z domeny ostrza. Formowanie wióra jest spowodowane stopniowym zagłębianiem się klina ostrza w przedmiot obrabiany. W rezultacie jednostajnego ruchu ostrza zagłębianie się klina będzie zachodzić w modelu MES bez względu na ilość pracy potrzebnej do plastycznego odkształcenia przedmiotu obrabianego. Model MES nie wyznacza bezpośrednio wartości składowych siły całkowitej, lecz rejestruje reakcję ostrza na działanie nacisków na wszystkich jego powierzchniach. Reakcje w programie ABAQUS są rejestrowane w punkcie *RP*, który przejmuje obciążenie działające na całe ciało nieodkształcane. Reakcje są wyrażone przez zmienne *RF1* oraz *RF2* kolejno jako reakcja w kierunku *X* (siła F_c) oraz w kierunku *Y* (siła F_f).

W przeciwieństwie do ostrza, materiał obrabiany zostanie poddany w czasie analizy znacznym odkształceniom, które spowodują zniekształcenie siatki elementów skończonych. W celu przeciwdziałania deformacji siatki zastosowano

na przestrzeni materiału obrabianego sprzężony opis ruchu Lagrange'a-Eulera (ALE – Arbitrary Lagrangian-Eulerian). ALE jest ogólną adaptacyjną metodą formułowania rządzącą przemieszczeniem węzłów oraz materiału wewnątrz domeny zagadnienia. Łączy ona klasyczny opis Lagrange'a (przemieszczenia materiału oraz węzłów siatki są jednakowe) z opisem Eulera (materiał przemieszcza się na tle ustalonych w przestrzeni węzłów). Tutaj punkty węzłów siatki elementów skończonych nie są ani przytwierdzone do materiału, ani nie są na stałe umiejscowione w przestrzeni. Efektem stosowania opisu ALE jest wygładzanie siatki i utrzymanie topologii siatki zbliżonej do pierwotnej, gdyż jest ona ciągle przebudowywana, a wartości zmiennych węzłowych są interpolowane na do nowych położenia węzłów. Stąd opis ALE nadaje się do symulacji, w której występują znaczne odkształcenia, ale nie dopuszcza on możliwości usuwania elementów z domeny zagadnienia, przez co można analizować skrawanie w warunkach ciągłego wióra. Dla sprzężonej temperaturowo-przemieszczeniowej analizy w płaskim stanie odkształcenia w programie ABAQUS wybrano 4-węzłowy typ elementu CPE4RT. Obszar materiału obrabianego został podzielony na prostokątne elementy o jednakowej wielkości, których stosunek długości do wysokości wynosi 3:1. Taki stosunek boków prostokątnych elementów pozwala na realizację symulacji przy udziale ALE, gdyż algorytm utrzymuje przy nim topologię siatki zbliżoną do pierwotnej. W przypadku ostrza siatka została celowo zagęszczona w okolicy krawędzi skrawającej oraz pasma zużycia powierzchni przyłożenia, w celu dokładniejszego śledzenia rozkładów temperatur i nacisków.

Do opisu relacji naprężeniowo-odkształceniowej w materiale obrabianym, gdzie występują odkształcenia plastyczne o dużej intensywności, należy zastosować odpowiedni model konstytutywny. W latach 80. badacze Johnson i Cook zaproponowali model do analiz numerycznych służący do wyznaczenia wartości naprężenia zastępczego Hubera-Misesa, z uwzględnieniem wpływu prędkości odkształceń oraz temperatury. Model znalazł zastosowanie w analizach wytrzymałości w konstrukcjach poddanych nagłym uderzeniom oraz procesom formowania metali. Model jest wyrażony za pomocą wzoru [1, 6]:

$$\sigma_y = (A + B \varepsilon_p^n) \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_p^0} \right) \right) \left(1 - \left(\frac{T - T_o}{T_t - T_o} \right)^m \right) \quad (1)$$

gdzie w równaniu (1) do zmiennych niezależnych należy ε_p – zastępcze odkształcenie plastyczne, $\dot{\varepsilon}_p$ – zastępcza prędkość odkształcenia plastycznego oraz T – temperatura przedmiotu obrabianego. W dynamicznych symulacjach oprócz modelu konstytutywnego stosuje się model zniszczenia materiału Johnsona-Cooka. Zastosowanie modelu powoduje stopniową degradację sztywności przez element poddany znacznym deformacjom. Wzór wyznaczający zastępcze odkształcenie $\bar{\varepsilon}_D^p$ podczas inicjacji uszkodzenia jest wyrażony za pomocą zależności [1, 6]:

$$\bar{\epsilon}_D^{pl} = \left[D_1 + D_2 \exp(D_3 \eta) \right] \left[1 + D_4 \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_p^0} \right) \right] \left[1 - D_5 \left(\frac{T - T_o}{T_t - T_o} \right)^m \right] \quad (2)$$

w równaniu D_1 - D_5 są parametrami inicjacji zniszczenia ustalonymi w próbie statycznego rozciągania i skręcania, a bezwymiarowa stała $\eta = \sigma_m / \bar{\sigma}$ określa stosunek średniego naprężenia σ_m w trzech normalnych kierunkach do zastępczego naprężenia Hubera-Misesa $\bar{\sigma}$. Wszystkie parametry opisujące równanie konstytutywne oraz model zniszczenia dla stali 42CrMo4 zostały oparte na pracach [6] i zestawiono je w tab. 1 wraz z pozostałymi stałymi potrzebnymi do opisu zachowania materiału w sprzężonej termomechanicznej analizie MES.

Tabela 1. Parametry równania Johnsona-Cooka oraz stałe termomechaniczne

Table 1. Parameters of Johnson-Cook equation and thermal-mechanical constants

Model Johnsona-Cooka dla stali 42CrMo4					
Stała granicy plastyczności	A [MPa]	595	Temperatura topnienia materiału	T_t [K]	1793
Stała modułu utwardzania	B [MPa]	580	Parametry inicjacji zniszczenia	D_1 [-]	1,5
Współczynnik prędkości odkształcania	C [-]	0,023		D_2 [-]	3,44
Stała współ. utwardzania	n [-]	0,133		D_3 [-]	-2,12
Stała zmiękczenia materiału	m [-]	1,03		D_4 [-]	0,002
Ref. prędkość odkształcania	$\dot{\epsilon}_0$ [s ⁻¹]	1000		D_5 [-]	0,1
Temperatura odniesienia	T_o [K]	300			
Stałe termomechaniczne			42CrMo4	Węglik	
Gęstość	ρ [kg/m ³]		7850	15000	
Moduł Younga	E [GPa]		210	800	
Współczynnik Poissona	ν [-]		0,3	0,2	
Przewodność cieplna	λ [W/m·K]		38	80	
Ciepło właściwe	C_p [J/kg·K]		358	203	
Współczynnik tarcia	μ [-]		0,3		

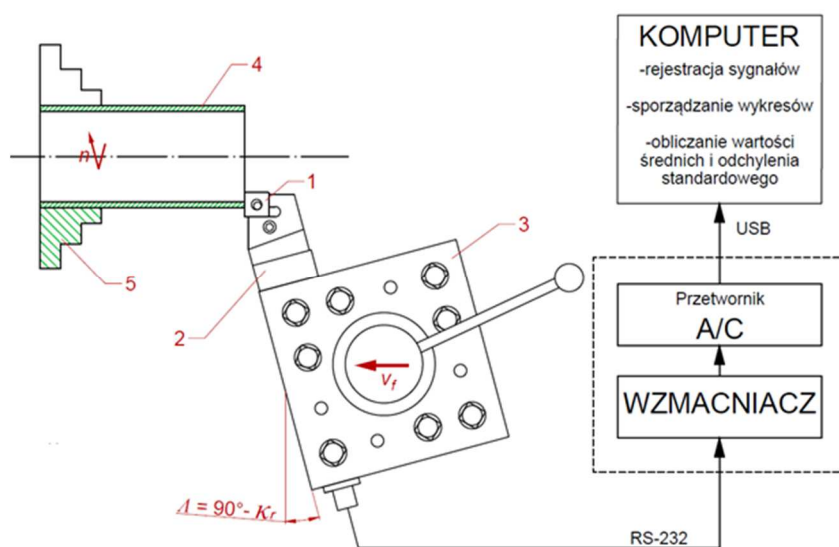
Zachowanie pary wiór–przedmiot obrabiany w warunkach tarcia opisano za pomocą zmodyfikowanego modelu Coulomba [1]. Model uwzględnia nieliniową wartość naprężenia stycznego τ wzdłuż powierzchni styku pary materiałów w zależności od współczynnika tarcia μ oraz naprężenia normalnego σ_n . Model jest wyrażony za pomocą zależności:

$$\begin{cases} \tau = \mu \sigma_n & \text{dla} & \mu \sigma_n < \tau_{\max} \\ \tau = \tau_{\max} & \text{dla} & \mu \sigma_n \geq \tau_{\max} \end{cases} \quad (3)$$

Zależność wynikająca z tego modelu tarcia pozwala wyróżnić dwie strefy oddziaływania: strefę przylegania ($\mu\sigma_n \geq \tau_{\max}$) oraz strefę poślizgu ($\mu\sigma_n < \tau_{\max}$). W strefie przylegania określona jest wartość naprężenia stycznego odnosząca się do wartości stycznego naprężenia uplastyczniającego. Wartość tę wyznacza się w przybliżeniu na podstawie wartości granicy plastyczności σ_y z prostej zależności:

$$\tau_{\max} = \tau_y = \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}} \quad (4)$$

Walidacji modeli numerycznych dokonano przez pomiar sił F_c i F_f w skrawaniu ortogonalnym tulei ze stali 42CrMo4 dla kolejnych stanów zużycia ostrza. Pasma zużycia zostało zamodelowane na powierzchni przyłożenia płytek skrawających przez ich przeszlifowanie. Łącznie w badaniach analizowano cztery stany zużycia VB_B : 0; 0,15; 0,28 oraz 0,42 mm dla warunków skrawania przedstawionych na rys. 1. Schemat stanowiska do pomiaru składowych siły całkowitej przedstawiono na rys. 2.

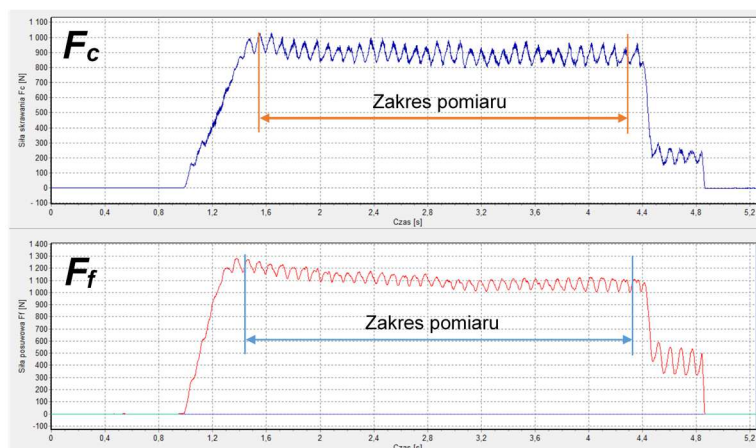


Rys. 2. Stanowisko do pomiaru sił skrawania w toczeniu ortogonalnym

Fig. 2. A stand for cutting force measurement in orthogonal turning

Płytką skrawającą (1) z określonym stanem zużycia jest zamocowana w dwuskładowym siłomierzu tensometrycznym (2). Warunki skrawania ortogonalnego zostały osiągnięte przez ustawienie krawędzi skrawającej płytki równoległe do czoła tulei (4), umieszczonej w uchwycie trójszczękowym (5) tokarki. Właściwe ustawienie krawędzi skrawającej zostało dokonane przez obrót imaka

narzędziowego tokarki (3) o kąt równy $\Lambda = 90^\circ - \kappa_r$. Sygnał z czujników tensometrycznych jest przekazywany do wzmacniacza, z którego następnie jest transformowany na postać cyfrową za pomocą przetwornika A/C. Cyfrowy sygnał jest rejestrowany w funkcji czasu przez oprogramowanie pomiarowe z zadaną częstotliwością próbkowania. Dla dwóch zarejestrowanych sygnałów odpowiadających składowym F_c i F_f wybierano zakres stanu ustalonego, z którego program pomiarowy wyznaczał wartość średnią sił oraz odchylenie standardowe. Przykładowy przebieg zarejestrowanego sygnału pokazano na rys. 3. Dla każdego stanu zużycia dokonano po trzy pomiary z których każdy trwał około 3-5 sekund. Jako wynik zanotowano wartość średnią siły z trzech pomiarów.

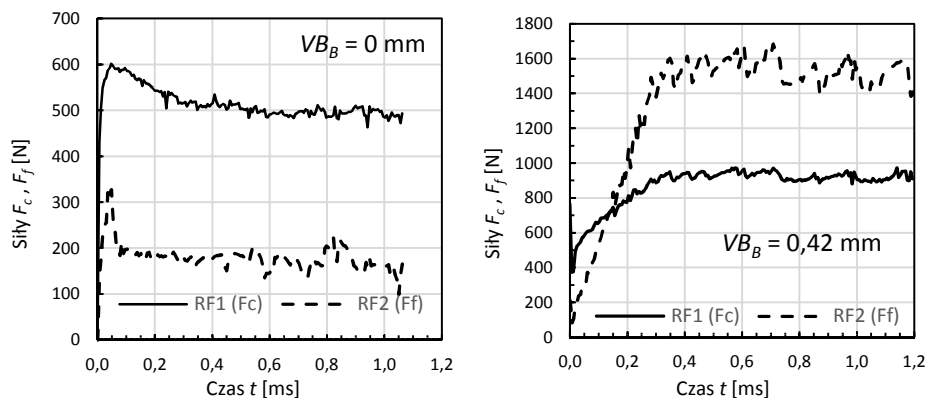


Rys. 3. Przykładowy pomiar sił dla toczenia ortogonalnego

Fig. 3. Exemplary measurement of forces in orthogonal turning

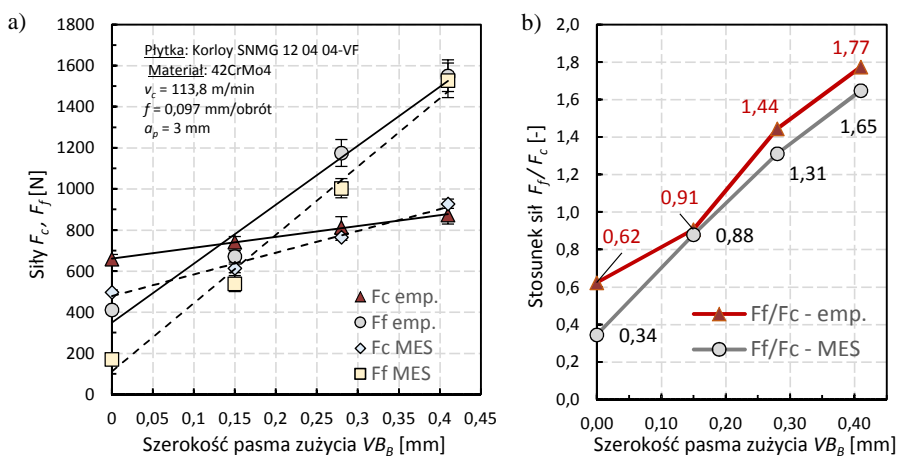
3. Wyniki badań i analiza

Ze względu na złożoność obliczeń dla symulacji z jawnym całkowaniem, wiążących duże zasoby obliczeniowe (czas, pamięć oraz liczba procesorów), podobnie jak w pracach [4, 6] ograniczono czas analizy do maksymalnie 1,2 ms procesu skrawania. Rysunek 4 przedstawia wartości siły skrawania i posuwowej w funkcji czasu dla symulacji dwóch wybranych przypadków zużycia. Wartość siły oscyluje wokół wartości ustalonej już po okresie 0,3 ms symulacji, który jest związany z początkowym zagłębieniem się klina w przedmiot obrabiany. Na rysunku 5a porównano składowe siły całkowitej F_c i F_f uzyskane z symulacji MES oraz z pomiarów podczas skrawania ortogonalnego dla różnych stanów zużycia ostrza.



Rys. 4. Wartości siły obliczone w programie ABAQUS dla wskaźników VB_B

Fig. 4. Force values calculated in ABAQUS software for VB_B index



Rys. 5. Składowe siły całkowitej (a) oraz stosunek sił F_f/F_c (b) w funkcji wskaźnika VB_B

Fig. 5. Components of total force (a) and F_f/F_c forces ratio (b) as a function of VB_B wear land

Wyniki pomiarów zamodelowano, wykorzystując do tego regresję potęgową, z czego pełne linie odnoszą się do pomiarów eksperymentalnych, a przerywane – do modeli numerycznych. Na podstawie badań można zauważyć, że modele numeryczne odwzorowują podstawową zależność towarzyszącą zużyciu ostrza, tj. wzrost składowych siły całkowitej. Zauważano jednak stosunkowo duże niedoszacowanie wartości sił dla $VB_B = 0 \text{ mm}$. Przyczyną tej rozbieżności dla wartości sił może być fakt, że stałe materiałowe wykorzystane w symulacjach pochodziły z literatury, gdzie badany materiał 42CrMo4 mógł się różnić w zakresie składu chemicznego, właściwości mechanicznych czy obróbki cieplnej. Na przestrzeni badanego pasma zużycia zauważalny jest znaczny przyrost wartości

składowej posuwowej, a wraz ze wzrostem zużycia symulacje przewidują wartości sił z mniejszym błędem. Przyrost tej składowej jest znacznie bardziej dynamiczny niż składowej F_c . Oprócz walidacji za pomocą porównania wartości sił, modele zweryfikowano, porównując stosunek F_f / F_c (rys. 5b). W analizie wpływu zużycia powierzchni przyłożenia na mechanikę procesu skrawania ortogonalnego odniesiono się do układu wektorów z rozszerzonego modelu Merchanta zaproponowane w pracach [5, 8], przedstawionego graficznie na rys. 6a na tle węzłowych wartości zredukowanego naprężenia uzyskanych z MES.

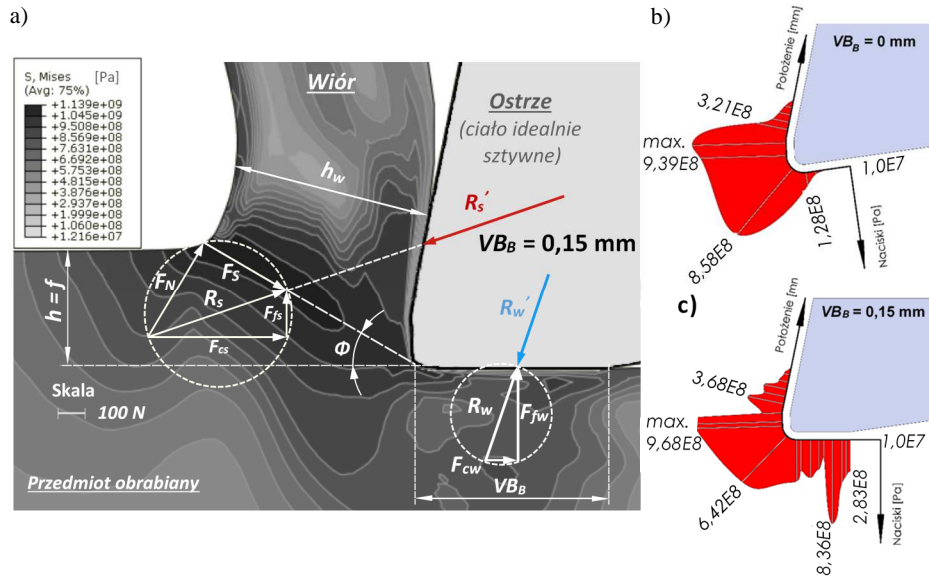
W tradycyjnym modelu Merchanta dla nowego ostrza siła całkowita jest wyrażona jako wektor R_S i przeciwny do niej wektor R_S' , które razem utrzymują wiór w położeniu równowagi. Wektor R_S może zostać rozłożony na składowe w kierunku siły skrawania (F_{cS}) oraz w kierunku siły posuwowej (F_{fS}). Wartości F_{cS} oraz F_{fS} odpowiadają kolejno sile skrawania i posuwowej dla obróbki nową płytką (dla $VB_B = 0$). Wartości tych dwóch sił nie zostały wyznaczone analitycznie, lecz przez wykorzystanie modeli MES. Dodatkowo analiza MES umożliwia geometryczne znalezienie płaszczyzny ścinania przez śledzenie położenia punktów z najwyższymi wartościami naprężenia. Dzięki temu można rozłożyć wektor R_S na składową siły ścinania (F_S) działającą pod kątem ścinania Φ oraz siłę normalną (F_N). W celu uwzględnienia wpływu zużycia na wielkości sił w procesie skrawania należy wprowadzić drugą parę sił: wektor R_w oraz R_w' , zdefiniowaną jako siłę wpływu zużycia. Siłę R_w można rozłożyć na dwie prostopadłe do siebie składowe: przyrostu siły skrawania (F_{cw}) oraz w przyrostu siły posuwowej (F_{fw}). Wartości tych składowych wyznacza się z zależności [5]:

$$F_{cw} = F_c - F_{cS} \quad (5)$$

$$F_{fw} = F_f - F_{fS} \quad (6)$$

gdzie: F_{cS} i F_{fS} to kolejno składowa skrawania i posuwowa zmierzone dla skrawania nowym ostrzem. Schemat z rys. 6a obrazuje zauważoną już zależność, że zużycie ostrza na powierzchni przyłożenia powoduje znaczny przyrost składowej F_{fS} , a mniejszy siły F_{cS} .

Efekt ten jest widoczny na podstawie rozkładu nacisków działających na ostrze skrawające z rys. 6b-c, sporządzonych na podstawie węzłowych wartości nacisków ze zmiennej CPRESS w programie ABAQUS. Zmienna CPRESS została odczytana dla każdego kolejnego węzła na powierzchni ostrza i przedstawiona w postaci wykresu. Porównując rozkłady nacisków dla dwóch przypadków zużycia, spostrzega się, że pasmo starcia trze o przedmiot obrabiany, powodując powstanie znacznych nacisków, których dominująca składowa działa w kierunku posuwowym (pionowym). Skutkuje to przyrostem siły posuwowej F_{fS} , przy czym wartość tego przyrostu będzie proporcjonalna do długości oddziaływania powierzchni przyłożenia z powierzchnią obrobioną, czyli długością pasma VB_B .



Rys. 6. Rozszerzony model sił w skrawaniu ortogonalnym uwzględniający wpływ zużycia (a), rozkład nacisków powierzchniowych dla nowego ostrza (b) oraz ostrza zużytego (c)

Fig. 6. An extended model of forces in orthogonal cutting including wear effect (a), distribution of contact pressure for new (b) and worn blade (c)

4. Wnioski

Postępujące zużycie ostrza na powierzchni przyłożenia powoduje monotoniczny wzrost składowych siły całkowitej. Model numeryczny potwierdza, że siła posuwowa jest bardziej wrażliwa na zużycie ostrza. Utwierdza to w przekonaniu, że sygnał siły posuwowej może być wykorzystywany do monitorowania stanu ostrza w skrawaniu ortogonalnym. Badania MES odwzorowały zjawisko tarcia ostrza o powierzchnię obrobioną, skutkującą znacznym przyrostem siły posuwowej. Kierunek towarzyszących tarcu nacisków powierzchniowych pokrywa się z kierunkiem siły F_f , dlatego długość starcia powierzchni przyłożenia będzie skutkować zwiększeniem kontaktu z przedmiotem obrabianym i proporcjonalnym zwiększeniem siły posuwowej. Potwierdzono zauważoną w pracach [5, 8] zależność, że rozszerzony model Merchanta pozwala uwzględnić wpływ zużycia na stan obciążenia ostrza. Model zakłada dwie przyczyny wpływające na obciążenie ostrza: składową związaną z mechanizmem ścinania R_s oraz siłę spowodowaną zużyciem R_w .

Literatura

- [1] Cai Y.J., Dou T., Duan C.Z., Li, Y.: Finite element simulation and experiment of chip formation process during high speed machining of AISI 1045 hardened steel, Int. J. Recent Trends Eng., 1 (2009) 123-130.

- [2] Docobu F., Arrazola P.J., Riviere-Lorpevre E., Filippi E.: Finite element prediction of the tool wear influence in Ti6Al4V machining, 15th CIRP Conf. Modelling of Machining Operations, Karlsruhe 2015.
- [3] Kohir V., Dundur S.T.: Finite Element Simulation to study the effect of flank wear land inclination on cutting forces and temperature distribution in orthogonal machining, J. Eng. Fundamentals, 1 (2014) 30-42.
- [4] Mashayekhi M., Salimi M., Vaziri M.R.: Evaluation of chip formation simulation models for material separation in the presence of damage models, Simulation Modelling Practice Theory, 19 (2011) 718-733.
- [5] Milutinović M., Tanović L.: Cutting forces in hard turning comprising tool flank wear and its implication for the friction between tool and workpiece, Tehnicki vjesnik, 23 (2016) 1373-1380.
- [6] Pantale O.: An ALE three-dimensional model of orthogonal and oblique metal cutting processes, Int. J. Forming Processes, 9 (1998) 371-388.
- [7] Usui E., Kitagawwa T., Maekawa K., Shirakashi T.: Analytical prediction of flank wear of carbide tools in turning plain carbon steels, Bull. Japan Society Precision Eng., 23 (1989) 263-269.
- [8] Wang J., Huang C.Z., Song W.G.: The effect of tool flank wear on the orthogonal cutting process and its practical implications, J. Mat. Proc. Technol., 142 (2003) 338-346.

FINITE ELEMENT METHOD ANALYSIS OF THE EFFECT OF TOOL FLANK WEAR ON TOOL LOADING IN ORTHOGONAL CUTTING OF 42CrMo4 STEEL

Summary

In this paper an analysis of influence of flank wear (VB_B index) on total force components and pressure distribution in orthogonal cutting is presented. The experimental results were obtained based on the measurement of total force components using force gauge and values of reaction of the blade in the finite element model of the chip formation process. The experimental investigations were used in validation of the numerical models prepared in ABAQUS program. The determined range of wear has been modeled on the flank and their influence has been assessed by independent simulations. The numerical models of chip formation utilized Johnson-Cook equation to calculate the value and stress distribution in the workpiece. The blade with modeled wear was assumed as a rigid body. The mechanics of cutting process is presented based on the Merchant model of orthogonal cutting. The vectors of increments of total force components determined by FEM were geometrically drawn up to scale on cutting zone stress contour plot. The results indicated that increasing of wear described by VB_B index has a direct effect on increasing of components of total force.

Keywords: finite element method, tool wear, modeling, pressure distribution, total force components

DOI: 10.7862/rm.2017.46

Przesłano do redakcji: 21.08.2017

Przyjęto do druku: 18.10.2017

Jakub MATUSZAK¹
Kazimierz ZALESKI²

ANALIZA SIŁ W PROCESIE OBRÓBKII KRAWĘDZI SZCZOTKAMI CERAMICZNYMI

Zjawisko formowania się zadziorów jest nieodzownym elementem procesu skrawania. Narzędziami przeznaczonymi do usuwania zadziorów są szczotki z włóknami ceramicznymi. Istnieje wiele czynników zmiennych związanych z konstrukcją szczotek ceramicznych, które dobiera się w zależności od rodzaju materiału obrabianego, wielkości zadziorów i spodziewanych efektów obróbki. Do czynników zmiennych zalicza się: rodzaj włókna ceramicznego, wartość wysunięcia włókien z tulei korpusu, sztywność sprężyny uchwytu kompensacyjnego. Poza zmiennymi wynikającymi z konstrukcji szczotek, podczas procesu można dodatkowo sterować parametrami technologicznymi (prędkość posuwu, prędkość skrawania i dosuw). W pracy analizowano wpływ wybranych czynników konstrukcyjnych szczotek ceramicznych na siłę osiową w procesie szczotkowania. Do badań użyto próbek prostopadłościennych wykonanych ze stopu aluminium 7075. Badania przeprowadzono na autorskim siłomierzu tensometrycznym o częstotliwości próbkowania 80 Hz. Szczotkowano płaską powierzchnię próbek ustawioną prostopadle do osi narzędzia. Wykazano, że dla ustalonych w eksperymencie warunków procesu w większym stopniu na wartość siły osiowej wpływa rodzaj zastosowanej sprężyny w uchwycie kompensacyjnym niż rodzaj zastosowanego włókna.

Słowa kluczowe: zadziory, siła skrawania, szczotki ceramiczne, amplituda siły

1. Wprowadzenie

W procesie obróbki skrawaniem pokonanie przez narzędzie oporów odkształceń sprężystych i plastycznych prowadzi do oddzielania warstwy skrawanej i przekształcania jej w wiór. Gdy narzędzie zbliża się do krawędzi próbki, wióry, które nie zostają odseparowane od materiału rodzimego, a ich podstawa jest połączona z materiałem obrabianym w obszarze krawędzi, są traktowane jako zadziory. Innym czynnikiem prowadzącym do powstawania zadziorów są silne odkształcenia plastyczne o dużej prędkości, towarzyszące typowym procesom obróbki skrawaniem, takim jak toczenie, frezowanie. Wychodzące z materiału narzędzie może prowadzić do odkształceń warstwy wierzchniej w pobliżu krawę-

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Jakub Matuszak, Politechnika Lubelska, ul. Nadbystrzycka 36, 20-618 Lublin, tel.: 815384707, e-mail: j.matuszak@pollub.pl

² Kazimierz Zaleski, Politechnika Lubelska, e-mail: k.zaleski@pollub.pl

dzi materiału obrabianego, co także jest rozumiane jako zadziór [1]. Te dwa zjawiska mogą występować niezależnie podczas procesu skrawania. Ponadto różna skrawalność materiałów obrabianych sprawia, że zadziory powstałe podczas procesów obróbki ubytkowej przyjmują różne kształty i wysokość. W literaturze można spotkać wiele klasyfikacji zadziorów w zależności od kształtu, miejsca występowania czy zjawisk towarzyszących procesowi ich formowania [4, 7]. Z uwagi na częste występowanie niekorzystnego zjawiska pojawiania się zadziorów, istnieje wiele metod usuwania zadziorów oraz kształtowania krawędzi [2, 3]. Wybór optymalnej metody obróbki krawędzi jest związany nie tylko z właściwościami materiału czy wielkością zadziorów, ale także wymaga uwzględnienia kształtu i rozmiaru przedmiotu obrabianego. Ze względu na stopień zmechanizowania, metody obróbki krawędzi można podzielić na ręczne, ręczno-maszynowe i maszynowe.

Metody ręczne są stosowane głównie w produkcji jednostkowej. Do usunięcia zadziorów są wykorzystywane pilniki, skrobaki i gratowniki o różnej geometrii. Obróbka ręczna jest czasochłonnym procesem o małej powtarzalności, a jej koszt podnosi konieczność wydzielenia w zakładach dodatkowych stanowisk ślusarskich. Obróbka ręczno-maszynowa jest popularna z uwagi na szeroki dostęp szybkoobrotowych narzędzi o napędzie elektrycznym lub pneumatycznym. Część roboczą tych narzędzi stanowią najczęściej ściernice, szczotki druciane czy taśmy ściernie.

Obróbka maszynowa stanowi najbardziej rozwiniętą grupę metod obróbki krawędzi. Jest to związane z automatyzacją procesu i dużą wydajnością [5]. W tej grupie istnieje wiele metod, które opierają się na działaniu medium ściernego. W obróbce wibrościerniej są stosowane różnego rodzaju kształtki ściernie o określonej twardości, uzależnionej od rodzaju materiału obrabianego oraz o gabarytach dopasowanych do przedmiotu obrabianego. Medium ściernie jest także wykorzystywane w obróbce przetłoczno-ścierniej i magnetościerniej. Można również wyróżnić metody termiczne, chemiczne, elektrochemiczne. Na obrabiarkach sterowanych numerycznie jest możliwa maszynowa obróbka krawędzi przy użyciu frezów, fazowników, szczotek druczanych czy ceramicznych. Włókna szczotek druczanych, uderzając w powierzchnię obrabianą, mogą dodatkowo wprowadzić korzystne zmiany w warstwie wierzchniej stref przykrawędziowych.

Wykorzystując fakt zamocowania przedmiotu na stole obrabiarki po przeprowadzonym procesie frezowania, warto przeprowadzić obróbkę polegającą na usunięciu zadziorów narzędziami mocowanymi w uchwycie wrzeciona. Narzędziami dedykowanymi do tego procesu są szczotki, których część robocza jest zbudowana z pęków włókien na bazie tlenku glinu. Mikrowłókna szczotek ze względu na ich dużą liczbę (każde włókno może się składać z ok. 1000 mikrowłókien [9]) i elastyczność są w stanie dopasować się do kształtu obrabianego przedmiotu, co jest szczególnie korzystne w przypadku elementów cienkościennych o małej sztywności. Producent w swojej ofercie posiada kilka odmian włókien. W celu ułatwienia wyboru, produkowane włókna mają różną kolorystykę,

w zależności od materiału obrabianego, przeznaczenia i spodziewanych efektów [9]. Wymienne włókna, stanowiące element roboczy narzędzia, mocuje się w uchwycie kompensacyjnym wyposażonym w sprężynę. Dostępne są dwie sprężyny różniące się sztywnością. Wybór sprężyny, podobnie jak wybór rodzaju włókna, także wpływa na efekty obróbki. Narzędzia te można wykorzystywać nie tylko do obróbki krawędzi, ale także do oczyszczania powierzchni, zmniejszania chropowatości powierzchni czy też uzyskiwania powierzchni o określonym układzie kierunkowości.

W pracy [6] przedstawiono wyniki badań chropowatości powierzchni po szczotkowaniu otworów powstałych w procesie wiercenia wiertłami ze stali szybkoobrotowej oraz węglików spiekanych w stopie magnezu AM60. Wykazano, że największy spadek chropowatości w stosunku do procesu wiercenia uzyskano już w pierwszym przejściu szczotki ceramicznej, a dalsze zwiększanie liczby przejść nie jest już tak efektywne.


Autorzy pracy [8] przedstawili wyniki badań chropowatości powierzchni po obróbce stopu niklu, stali oraz stopu aluminium. Wykazano wpływ prędkości posuwu i liczby przejść na chropowatość powierzchni, co jest zbieżne z zaleceniami producenta. Z uwagi na niewielką liczbę prac badawczych dotyczących obróbki szczotkami ceramicznymi oraz brak analizy sił podczas obróbki, w artykule podjęto próbę analizy wpływu rodzaju włókna ceramicznego szczotki na siły w procesie szczotkowania.

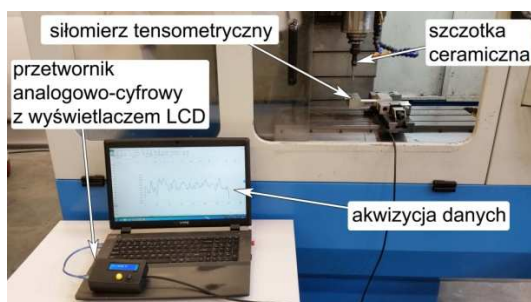
2. Metodyka badań

Badania sił w procesie szczotkowania przeprowadzono na frezarskim pionowym centrum obróbkowym HX712G ze sterowaniem firmy Fanuc. Do badań użyto czterech szczotek ceramicznych, różniących się właściwościami, których parametry przedstawiono w tab. 1. Zróżnicowanie cech narzędzi polegało na zastosowaniu włókien o różnej elastyczności i gęstości upakowania w pęku. Średnica pęku włókien wynosiła 6 mm. Ponadto zastosowano dwie wymienne sprężyny w uchwycie kompensacyjnym o różnej sztywności. Jako materiał obróbkowy wykorzystano próbki ze stopu aluminium 7075 o wymiarach 50x15x5 mm. Powierzchnia obrabiana była ustawiona prostopadle do osi szczotki. Dla wszystkich włókien zachowano stałą wartość wysunięcia z uchwytu kompensacyjnego, równą 5 mm. Badania przeprowadzono z zachowaniem stałych parametrów technologicznych szczotkowania: $v_c = 94$ m/min, $v_f = 1000$ mm/min, $a_p = 0,5$ mm. Badania prowadzono przy użyciu autorskiego siłomierza z zastosowaniem belki tensometrycznej o symbolu NA1, pozwalającej na pomiary sił do ok. 400 N. Stanowisko pomiarowe przedstawiono na rys. 1.

Tabela 1. Widok narzędzi użytych podczas eksperymentu

Table 1. View of the tools used during the experiment

Kolor włókien			
różowe	czerwone	białe	niebieskie
przeznaczenie			
najbardziej miękkie i elastyczne włókna – delikatna obróbka	wysoka elastyczność włókna – gratowanie, efekt polerowania	sztyniejsze włókno, wyższa efektywność – gratowanie, zmniejszanie chropowatości	najbardziej sztywne włókno, wysoka efektywność – obróbka materiałów trudnoobrobialnych
widok rzeczywisty			
			
uchwyt kompensacyjny z zamocowanym włóknem			
			



Rys. 1. Widok stanowiska badawczego

Fig. 1. View of the research stand

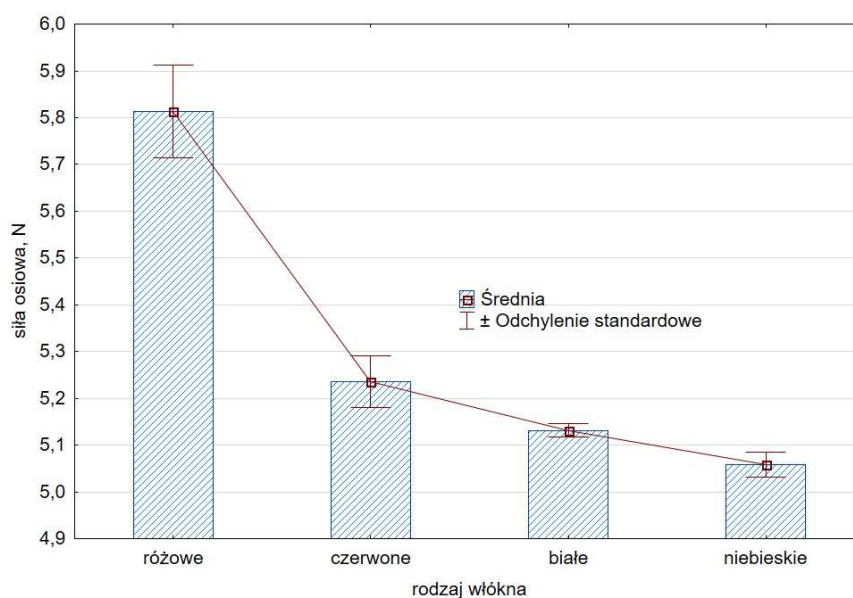
Siłomierz w zależności od potrzeb może być mocowany w orientacji zarówno poziomej, jak i pionowej. Sposób mocowania podczas przeprowadzonych badań zapewniał pomiar siły osiowej. Jako wzmacniacz belki tensometrycznej zastosowano 24-bitowy przetwornik analogowo-cyfrowy. Przetwornik nominalnie posiada dwie częstotliwości próbkowania: 10 oraz 100 Hz, jednak częstotliwość można zwiększyć z zastosowaniem zewnętrznego zegara taktującego. Badania przeprowadzono z częstotliwością próbkowania 100 Hz. Cyfrowy sygnał jest odbierany przez mikrokontroler AVR – ATmega328 i przez port COM transmitowany bezpośrednio do arkusza Microsoft Excel. Przed przystąpieniem do badań urządzenie wycechowano w zakresie dopuszczalnych obciążeń belki

tensometrycznej, wprowadzając równanie matematyczne do mikrokontrolera, konwertujące sygnał z tensometrów belki na wartość siły.

Badania w ustalonych warunkach dla każdego rodzaju włókna oraz sprężyny powtórzono pięciokrotnie. Wyznaczono wartości średnie, odchylenia standardowe oraz amplitudę siły osiowej.

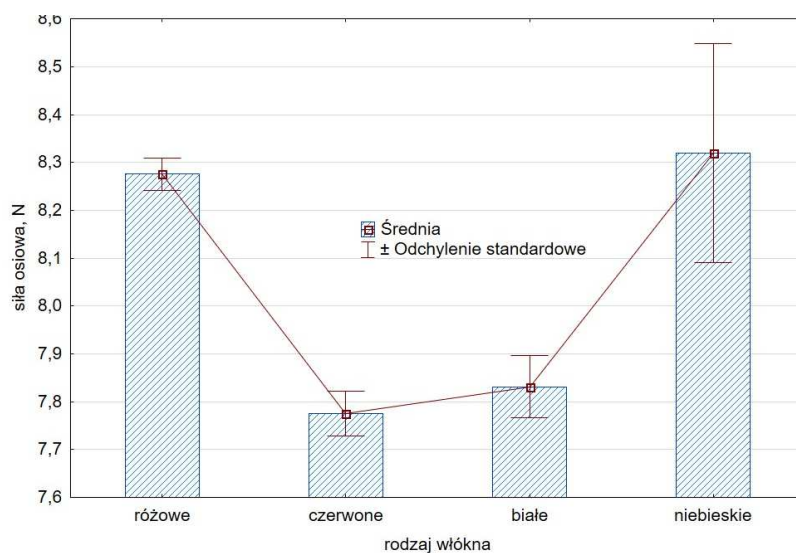
3. Wyniki badań

Na rysunku 2 przedstawiono wpływ rodzaju włókna szczotki na siłę osiową w procesie szczotkowania, z zastosowaniem sprężyny o małej sztywności. Wraz ze wzrostem sztywności włókien wartość siły maleje. Zauważalnie większa wartość siły dla włókien najbardziej elastycznych może być spowodowana nakładaniem się siły pochodzącej od włókien powracających podczas obróbki do swojego pierwotnego kształtu. Znacznie wyższe wartości siły oraz inną tendencję zaobserwowano podczas obróbki z zastosowaniem sprężyny o dużej sztywności (rys. 3). Niepodatne na odkształcenia włókna niebieskie powodowały większe ugięcie sprężyny w uchwycie kompensacyjnym i wyższe wartości siły osiowej.



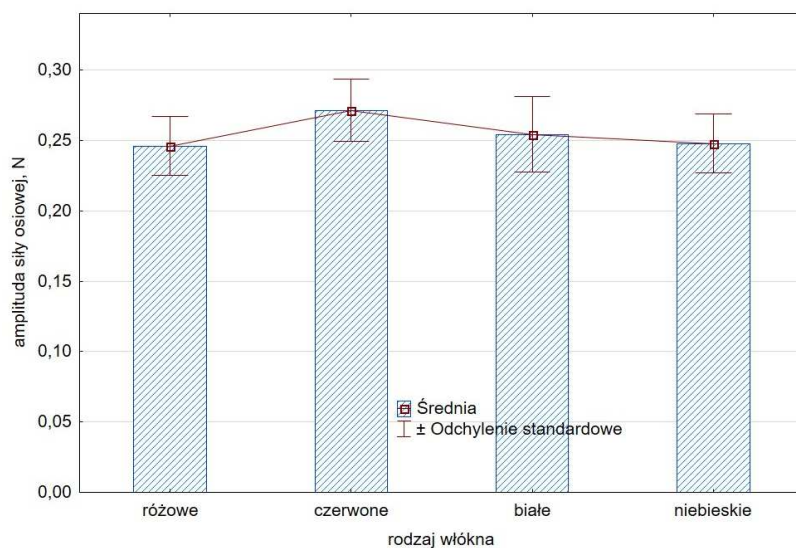
Rys. 2. Wpływ rodzaju włókna ceramicznego na siły w procesie szczotkowania (mała sztywność sprężyny)

Fig. 2. Effect of the type of ceramic fibre on forces in brushing process (low spring stiffness)



Rys. 3. Wpływ rodzaju włókna ceramicznego na siły szczotkowania (duża sztywność sprężyny)

Fig. 3. Effect of the type of ceramic fibre on forces in brushing process (high spring stiffness)

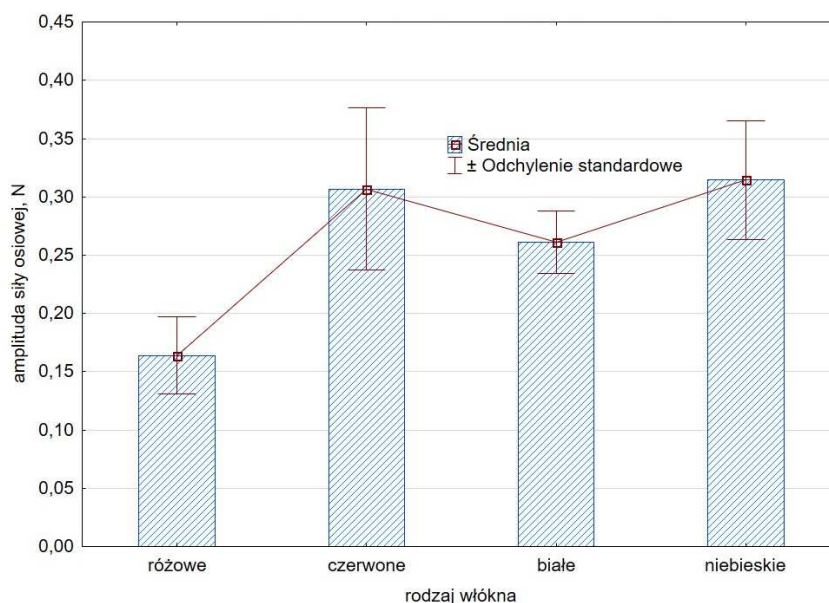


Rys. 4. Wpływ rodzaju włókna na amplitudę siły osiowej (mała sztywność sprężyny)

Fig. 4. Effect of fibre type on axial force amplitude (low spring stiffness)

Na rysunkach 4 i 5 przedstawiono wpływ rodzaju włókna szczotki na amplitudę siły osiowej odpowiednio dla sprężyny o małej i dużej sztywności. W przy-

padku włókien różowych i sprężyny o dużej sztywności w uchwycie kompensacyjnym zaobserwowano niższe wartości amplitudy siły osiowej w porównaniu z pozostałymi włóknami.



Rys. 5. Wpływ rodzaju włókna na amplitudę siły osiowej (duża sztywność sprężyny)

Fig. 5. Effect of fibre type on axial force amplitude (high spring stiffness)

4. Podsumowanie

W pracy analizowano wpływ wybranych czynników konstrukcyjnych szczotek ceramicznych na siłę osiową w procesie szczotkowania. Przeprowadzone badania eksperymentalne podsumowują następujące rezultaty:

- dla ustalonych w eksperymencie warunków procesu na wartość siły osiowej w większym stopniu wpływa rodzaj zastosowanej sprężyny w uchwycie kompensacyjnym niż rodzaj zastosowanego włókna,
- zaobserwowano wpływ rodzaju włókna na wartość siły osiowej,
- nie zaobserwowano znaczącego wpływu rodzaju włókna (z wyjątkiem włókien różowych i sprężyny o dużej sztywności) na wartość amplitudy siły osiowej.

Należy zwrócić uwagę, że zarówno siły, jak i amplitudy występujące w procesie obróbki szczotkami ceramicznymi są znacząco niższe w porównaniu z typowymi procesami obróbki skrawaniem. Może to mieć szczególne znaczenie w przypadku konieczności usuwania zadziorów z elementów cienkościennych charakteryzujących się małą sztywnością. Niskie wartości amplitudy wpływają na stabilny przebieg i mniejsze drgania w procesie obróbki.

Literatura

- [1] Aurich J.C., Dornfeld D., Arrazola P.J., Franke V., Leitz L., Min S.: Burrs – analysis, control and removal, CIRP Annals – Manuf. Technol., 58 (2009) 519-542.
- [2] Cichosz P., Kuzinovski M.: Metody wykonywania fazek i gratowania krawędzi. Cz. 1, Mechanik, 84 (2011) 553-554.
- [3] Cichosz P., Kuzinovski M.: Metody wykonywania fazek i gratowania krawędzi. Cz. 2, Mechanik, 84 (2011) 674-681.
- [4] Gillespie L.K., Blotter P.T.: The formation and properties of machining burrs, J. Eng. Ind., 98 (1976) 66-74.
- [5] Kosmol J., Dyrbuś G., Kazimierczak M., Kolka A., Lis K.: Automatyzacja fazowania i zatepiania krawędzi uzębień kół zębatych, Mechanik, 88 (2015) 66-80.
- [6] Kowalski M., Kołodziej M.: Analiza wpływu warunków szczotkowania na stan warstwy wierzchniej otworów wykonanych w stopach magnezu, Mechanik, 89 (2016) 1440-1441.
- [7] Lin T.-R.: Experimental study of burr formation and tool chipping in the face milling of stainless steel, J. Mat. Proc. Technol., 108 (2000) 12-20.
- [8] Sałaciński T., Pajak P.: Obróbka wykończeniowa powierzchni z wykorzystaniem narzędzi ceramicznych do gratowania i polerowania, Mechanik, 88 (2015) 762-765.
- [9] Secma.pl – Katalogi XEBEC, <http://secma.pl/secma/index.php/katalogi-xebec> (dostęp: 10.06.2017 r.).

FORCE ANALYSIS DURING EDGE MACHINING USING CERAMIC BRUSH

Summary

The formation of burrs is an inevitable part of the cutting process. Dedicated tools for deburring are brushes with ceramic fibres. There are many variable factors relating to the construction of ceramic brushes, which are selected depending on the type of the workpiece, the size of burrs and the expected machining effects. Variable factors include the type of ceramic fibre, projection of ceramic fibre from sleeve, the spring stiffness of the floating holder. In addition to variables related to the construction of the brushes, the process parameters (feed rate, cutting speed and depth of cut) can be controlled during the process. The article analyzes the influence of selected ceramic brush construction factors on the axial force in the brushing process. Cuboid samples made of 7075 aluminium alloy were used during the studies. The tests were carried out on a strain gauge with a sampling frequency of 80 Hz. Flat surfaces of specimens perpendicular to the tool axis were subjected to brushing. It has been shown that the type of spring used in the floating holder has a greater effect on the value of axial force than the type of fibre used.

Keywords: burrs, cutting force, ceramic brushes, force amplitude

DOI: 10.7862/rm.2017.47

Przesłano do redakcji: 24.08.2017

Przyjęto do druku: 18.10.2017

Stanisław NOGA¹
Tadeusz MARKOWSKI²

ANALIZA DRGAŃ WŁASNYCH PRZEKŁADNI ZĘBATEJ MAŁEJ MOCY

W artykule omówiono drgania własne przekładni zębatej małej mocy, dedykowanej do współpracy z pompą hydrauliczną stoiska hamownianego. W procesie analizy wykorzystano metodę elementów skończonych i komercyjne oprogramowanie ANSYS. Analizę drgań omawianego układu prowadzono dwuetapowo. W pierwszej kolejności wyznaczono częstotliwości własne drgań poprzecznych kół zębatych z uwzględnieniem rotacji kół. Następnie, wykorzystując opracowane wykresy Campbella, wyznaczono prędkości wzbudzenia poszczególnych częstotliwości drgań własnych poprzecznych omawianych kół. W dalszej kolejności analizowano drgania własne korpusu reduktora. Rozważono dwa przypadki obliczeniowe. W pierwszym przypadku uwzględniono tylko masę i geometrię korpusu zasadniczego i pokrywy. W drugim przypadku uwzględniono dodatkowo masę poszczególnych kół oraz ich geometryczny rozkład. Na podstawie opracowanych modeli numerycznych wyznaczono pierwszych dziesięć częstotliwości drgań własnych i odpowiadające im formy własne korpusu reduktora. Następnie wyniki te wykorzystano do oszacowania poziomu naprężeń w ściankach korpusu dla dopuszczalnej wartości przyspieszenia. Prezentowana w pracy metodyka może być pomocna inżynierom zajmującym się analizą drgań przekładni zębatych.

Słowa kluczowe: drgania poprzeczne, częstotliwości rezonansowe, formy własne, przekładnie zębate

1. Wprowadzenie

Rozwój współczesnej techniki wymaga tworzenia urządzeń o przewidywalnej trwałości i niezawodności działania. Dotyczy to w szczególności układów produkowanych na potrzeby przemysłu lotniczego, farmaceutycznego, medycznego oraz biomedycznego. Jednym z istotnych czynników mogących zakłócić prawidłową pracę urządzeń jest możliwość pojawienia się drgań ich poszczególnych elementów bądź zespołów [6]. Z tego względu korzystnie jest na etapie projektowania wykonać badania modelowe, pozwalające ograniczyć skutki drgań. Obserwowany rozwój systemów obliczeniowych opartych na metodzie elemen-

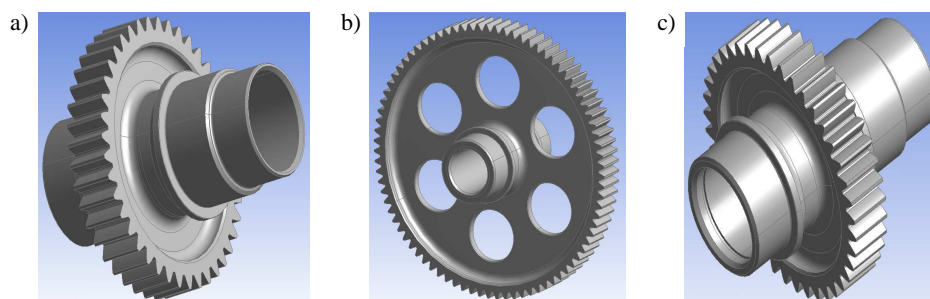
¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Stanisław Noga, Politechnika Rzeszowska, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, tel.: 178651639, e-mail: noga@prz.edu.pl

² Tadeusz Markowski, Politechnika Rzeszowska, e-mail: tmarkow@prz.edu.pl

tów skończonych (MES) pozwala analizować drgania układów o znacznym stopniu złożoności konstrukcyjnej. W pracy [4] omówiono badania symulacyjno-eksperymentalne (z uwzględnieniem MES) dotyczące drgań własnych stoiska do badań zmęczeniowych kół zębatych w układzie mocy krążącej. W publikacjach [1, 2, 6-10] analizowano drgania poprzeczne kół zębatych, modelowanych płytami kołowo-symetrycznymi, stosując MES oraz komercyjne systemy obliczeniowe. W monografii [6] omówiono różne przypadki drgań układów kołowo-symetrycznych, z uwzględnieniem rozwiązań analitycznych, numerycznych i doświadczalnych. W pracach [3, 11] dyskutowano zagadnienia drgań własnych przekładni planetarnych, z zastosowaniem zaproponowanych modeli dyskretnciągłych przekładni i wyznaczonych rozwiązań analitycznych. W niniejszej publikacji są rozważane drgania własne przekładni zębatej małej mocy. Zakres omawianych zagadnień obejmuje drgania poprzeczne kół zębatych przekładni wraz z wyznaczeniem prędkości wzbudzenia częstości własnych kół oraz drgania własne korpusu przekładni wraz z analizą naprężeń dla dopuszczalnej wartości przyspieszeń. Artykuł jest kontynuacją prac autorów dotyczących analizy drgań przekładni zębatych [7-9].

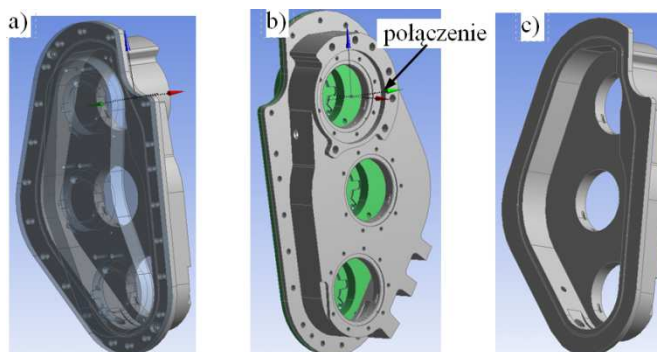
2. Analizowany obiekt

Przedmiotem rozważań jest analiza drgań reduktora pompy hydraulicznej (rys. 1), stanowiącego istotne urządzenie pomocnicze stoiska hamownianego. Reduktor składa się z trzech współpracujących ze sobą kół zębatych (rys. 1), osadzonych na łożyskach wałeczkowych w gniazdach korpusu. Korpus jest konstrukcją dzieloną, składającą się z korpusu zasadniczego i pokrywy (rys. 2). Pokrywa jest przymocowana do korpusu zasadniczego śrubami (21 sztuk) skręconymi z zadaniem momentem zaciskowym. Cały zespół jest przymocowany tuleją montażową do korpusu urządzenia współpracującego. Odbiór i przekazanie mocy odbywają się za pośrednictwem dodatkowych wałów środkowych, współpracujących z kołami przez połączenia wielowypustowe. Jak wspomniano wcześniej,



Rys. 1. Modele geometryczne kół zębatych: a) koło nr 1, b) koło nr 2, c) koło nr 3

Fig. 1. Geometrical models of the toothed gears: a) gear no. 1, b) gear no. 2, c) gear no. 3



Rys. 2. Model geometryczny korpusu reduktora (a, b, c)

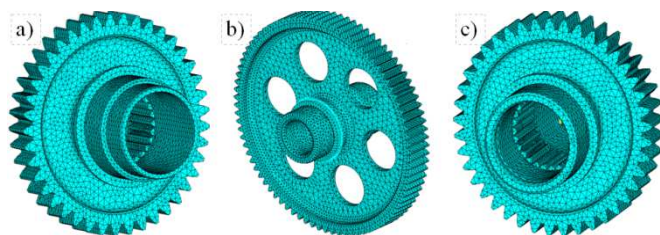
Fig. 2. A geometrical model of the body of reduction gear (a, b, c)

istotnymi elementami składowymi, z punktu widzenia rozważanych zagadnień, są koła zębate (rys. 1) oraz korpus zasadniczy i pokrywa (rys. 2). Koła zębate stanowią jednolite zespoły z wałami drążonymi. Dodatkowo koła nr 1 i 3 są przystosowane do odbioru i przekazywania ruchu obrotowego i mocy urządzeniom zewnętrznym przez połączenie wielowypustowe. Koła te charakteryzują się znacznym podobieństwem kształtowym (rys. 1a, c).

3. Modele numeryczne rozważanych układów

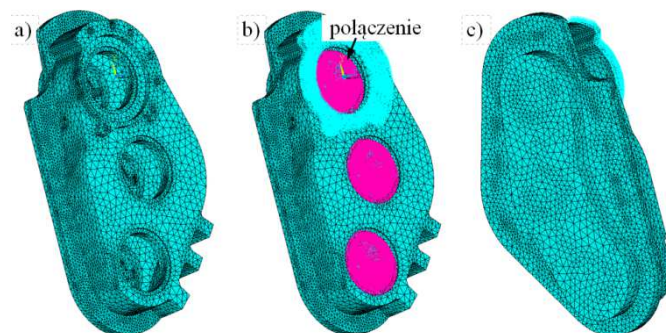
W pierwszym etapie rozważań opracowano modele numeryczne istotnych części składowych zespołu, czyli modele kół zębatych, korpusu zasadniczego i pokrywy. Proces modelowania i analizy prowadzono w środowisku obliczeniowym ANSYS. W celu uzyskania modeli charakteryzujących się optymalną liczbą elementów pominięto w modelach geometrycznych powierzchnie wynikające z zaokrągleń ostrych krawędzi. W przypadku kół dotyczy to głównie zaokrągleń głów i stóp zębów, wielowypustów oraz podcięć na czopach łożyskowych. W przypadku elementów korpusu pominięto także otwory pod śruby mocujące oraz geometrię kanałów smarujących. W procesie generowania siatki wymienionych części stosowano element bryłowy czworosieczny (solid187), dziesięciowęzłowy, o trzech stopniach swobody w każdym węźle. Modele numeryczne kół nr 1 i 3 (rys. 3) zawierają odpowiednio 73 028 elementów i 118 848 węzłów. Model numeryczny koła nr 2 zawiera 49 810 elementów oraz 89 013 węzłów. W przypadku korpusu (rys. 4) model numeryczny całości (korpus zasadniczy i pokrywa) zawiera 137 579 elementów oraz 212 388 węzłów. W modelach kół zębatych warunki brzegowe przyłożono do węzłów. W każdym modelu węzłom leżącym na powierzchniach czopów łożyskowych odebrano stopnie swobody związane z przemieszczeniem promieniowym węzłów. Ponadto w modelach kół nr 1 i 3 węzłom leżącym na powierzchniach głów wielowypustów odebrano stopnie swobody związane z przemieszczeniem wzdłużnym oraz obrotem węzłów

wokół osi obrotu wymiennych kół. Współpracę pokrywy z korpusem zasadniczym zrealizowano przez tzw. sklejenie obu brył na powierzchni współpracy. Pozwoliło to wygenerować siatkę elementów skończonych obu ciał zgodną na tej powierzchni.



Rys. 3. Modele numeryczne kół zębatych: a) model koła nr 1, b) model koła nr 2, c) model koła nr 3

Fig. 3. FE models of the following gears: a) gear no. 1, b) gear no. 2, c) gear no. 3



Rys. 4. Modele numeryczne korpusu reduktora: a) model pierwszy, b) model drugi, c) model trzeci

Fig. 4. FE models of the body of reduction gear: a) first model, b) second model, c) third model

Następnie węzłom leżącym na powierzchni współpracy reduktora z zewnętrznym urządzeniem (rys. 2, oznaczenie: *połączenie*) odebrano stopień swobody związany z przemieszczeniem wzdłuż osi obrotu koła nr 1, stopień swobody związany z obrotem wokół tej osi oraz stopień swobody związany z przemieszczeniem promieniowym węzłów płaszczyzny współpracy względem tej samej osi. W obliczeniach numerycznych rozważono dwa modele numeryczne zespołu reduktora. W pierwszym modelu numerycznym uwzględniono geometrię i masy korpusu zasadniczego oraz pokrywy. W drugim modelu numerycznym układu uwzględniono dodatkowo masy kół zębatych reduktora. W tym przypadku mo-

delu koła zębate zamodelowano jako tzw. sztywne obszary, zawierające punkty masowe, w których są umieszczone masy skupione kół [4].

4. Analiza numeryczna

Analizę drgań układu reduktora prowadzono dwuetapowo. W pierwszej kolejności wyznaczono częstotliwości własne drgań poprzecznych kół zębatych z uwzględnieniem efektu wirowania. W dalszej kolejności analizowano drgania własne korpusu reduktora. W przypadku kół zębatych proces obliczeniowy wykonano w dwóch krokach obliczeniowych. W pierwszym kroku, związanym z analizą statyczną, wyznaczono rozkład naprężeń wynikający z rotacji. Następnie uzyskany rozkład uwzględniono w drugim kroku obliczeniowym, związanym z analizą modalną. Zgodnie ze standardami przyjętymi w teorii płyt kołowych i pierścieniowych, poszczególne częstotliwości własne oznaczono przez ω_{mn} , gdzie m oznacza liczbę okręgów węzłowych, a n odnosi się do liczby średnic węzłowych. Na podstawie prowadzonej analizy opracowano wykresy Campbella dla rozpatrywanych kół zębatych. Ze względu na realne niebezpieczeństwo pojawienia się drgań poprzecznych kół najbardziej niebezpieczna jest częstotliwość wymuszająca drgania poprzeczne od zazębienia [6]. Wyróżnia się tu tzw. częstotliwość wymuszenia podstawową od zazębienia (pierwsza harmoniczna), wyznaczaną z zależności [1, 6-8]:

$$k_1 = (n_0 z) / 60 \quad (1)$$

oraz podwójną częstotliwość od zazębienia (druga harmoniczna), którą wyznacza się ze wzoru [1, 6-8]:

$$k_2 = 2(n_0 z) / 60 \quad (2)$$

W podanych zależnościach n_0 [obr./min] jest prędkością obrotową koła, a z – liczbą zębów w kole. Zjawisko rezonansu może się pojawić w przypadku, gdy któraś z częstotliwości wymuszających ((1) lub (2)) zrówna się co do wartości z którąś z częstotliwości drgań własnych koła przy zmianie prędkości obrotowej. Szczególnie istotna jest możliwość wzbudzenia drgań od częstotliwości (1). W przypadku wystąpienia takiego faktu oblicza się dodatkowo częstotliwość wymuszającą od zazębienia z zależności [1, 6-8]:

$$k_1^* = (n_0 z \pm n) / 60 \quad (3)$$

gdzie, jak wcześniej wspomniano, n jest liczbą średnic węzłowych. Prosta (1) w takim przypadku jest rozumiana jako nominalna podstawowa częstotliwość wymuszająca od zazębienia. W tabeli 1 podano dane techniczne oraz zakres operacyjny prędkości obrotowych analizowanych kół.

Tabela 1. Dane techniczne i eksploatacyjne kół zębatach

Table 1. Technical and operational data for toothed gears

Nr koła	Masa [kg]	z	n_1 [obr./min]	n_2 [obr./min]	Moduł [mm]	ν	E [Pa]	ρ [kg/m ³]
1	1,29	41	3400	6500	2,5	0,3	$2,06 \cdot 10^{11}$	$7,85 \cdot 10^3$
2	2,75	83	168	3211				
3	1,29	41	3400	6500				

W tabeli 1 ν jest współczynnikiem Poissona, E to moduł Younga, ρ – gęstość materiału, obroty n_1 i n_2 określają przedział wartości prędkości obrotowych, jakie mogą przyjmować koła w czasie pracy (tzw. zakres operacyjny). Dla omawianych kół obliczenia numeryczne ograniczono do wyznaczenia częstości własnych mniejszych lub równych ω_{16} . Obliczenia wykonano przy założeniu, że koła obracają się z prędkościami obrotowymi z zakresu od 0 do n_2 (tab. 1). W celu uwzględnienia efektu wirowania, w procesie obliczeniowym zwiększano prędkości kątowne kół nr 1 i 3 o 1150 obr./min, a koła nr 2 o 860 obr./min, co dało siedem wariantów wyników dla kół nr 1 i 3 (częstości własne i odpowiadające im formy własne) oraz pięć dla koła nr 2, które należało zinterpretować. Otrzymane wyniki obliczeń wykorzystano do opracowania wykresów Campbella dla poszczególnych kół. Opis sposobu tworzenia wykresu Campbella można znaleźć między innymi w pracach [1, 6]. Koła nr 1 i 3 charakteryzują się znacznym podobieństwem konstrukcyjnym. Występuje też znaczna zbieżność wyników obliczeń dla wymienionych kół. Z tego względu prezentowane będą wyniki obliczeń odnoszące się do kół nr 1 i 2. W tabeli 2 podano wartości częstości drgań własnych koła nr 1 wyznaczone przy zadanych prędkościach obrotowych. W tabeli 3 podano wyniki obliczeń odnoszących się do koła nr 2. Otrzymane rozwiązania przedstawiono w kolejności występowania. Podczas analizy otrzymanych rezultatów zauważa się nieznaczny wpływ prędkości obrotowej na wzrost wartości poszczególnych częstości drgań własnych omawianych kół (nieznaczny wzrost sztywności giętej kół). Ponadto w przypadku koła nr 2 obserwuje się rozdzielenie wartości częstości ω_{13} , ω_{23} i ω_{16} . Jest to spowodowane występowaniem otworów przelotowych w tarczy koła. Szerszą dyskusję tego zagadnienia można znaleźć w pracach [1, 6, 10]. W dalszej kolejności prezentowane w tab. 2 i 3 wyniki wykorzystano do opracowania wykresów Campbella dla omawianych kół zębatach. Wykresy te posłużyły do wyznaczenia prędkości wzbudzenia poszczególnych częstości drgań własnych analizowanych kół. Na rysunku 5 pokazano wykres Campbella z zakresu częstotliwości 4600-5600 Hz odnoszący się do koła nr 1. Z analizy wykresu zauważa się, że może wystąpić rezonans drgań od podwójnej częstotliwości wymuszającej od zazębienia (2), w zakresie operacyjnym koła (punkty przecięcia prostej (2) z krzywymi odnoszącymi się częstości drgań własnych). Linie pionowe $nk\omega_1$, $nk\omega_2$, $nk\omega_3$ na wykresie Campbella (rys. 5) odnoszą się do prędkości wzbudzenia częstości ω_{10} , ω_{11} i ω_{12} . W tabeli 4 zamieszczono wartości prędkości

wzbudzenia wymienionych częstości własnych koła. Na rysunku 6 zilustrowano wykres Campbella z zakresu częstotliwości 2000-3500 Hz odnoszący się do koła nr 2. W tym przypadku zauważa się, że może wystąpić rezonans od częstości wymuszającej od zazębienia (1) z częstością ω_{13} w zakresie operacyjnym koła. Konieczne było więc dodatkowe wyznaczenie prostych (3). Linie nw_2 i nw_3 odnoszą się do nominalnych prędkości wzbudzenia częstości ω_{13} , natomiast linie nw_1 i nw_4 – do prędkości wzbudzenia pochodzących od częstości wymuszającej (3). W tabeli 5 podano wartości wymienionych prędkości wzbudzenia częstości ω_{13} .

Tabela 2. Wpływ prędkości obrotowej na wartości częstości własnych (koło nr 1)

Table 2. The impact of the rotational speed on the natural frequency values (gear no. 1)

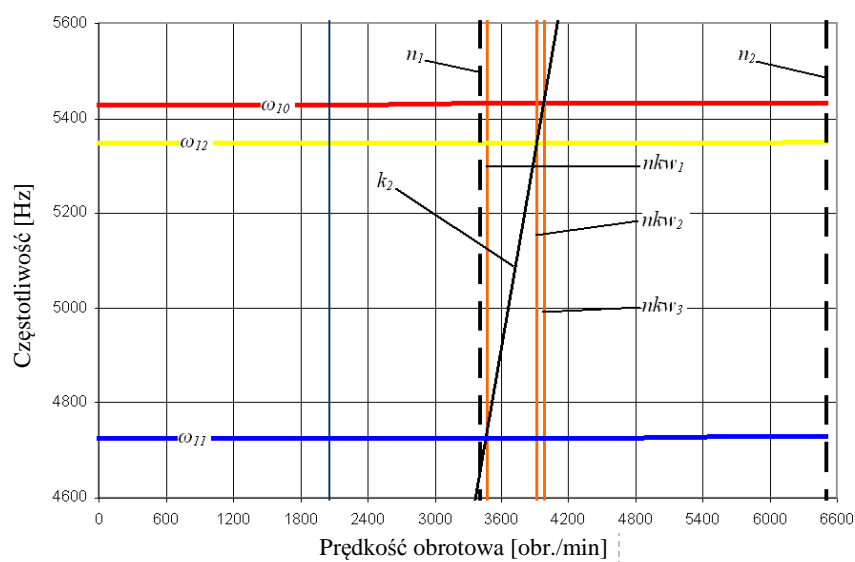
Prędkość obrotowa [obr./min]	Częstotliwości własne [Hz]									
	ω_{11}	ω_{12}	ω_{10}	ω_{13}	ω_{14}	ω_{20}	ω_{21}	ω_{15}	ω_{22}	ω_{16}
0	4726	5347	5430	10111	16821	21037	24025	24199	28128	31731
1146	4726	5347	5430	10111	16822	21037	24025	24199	28128	31731
2292	4727	5347	5430	10111	16822	21037	24025	24199	28128	31731
3400	4727	5348	5430	10112	16822	21037	24026	24199	28129	31732
4584	4727	5348	5431	10112	16822	21037	24026	24200	28129	31733
5730	4728	5349	5431	10113	16823	21037	24026	24200	28129	31733
6500	4728	5350	5431	10113	16823	21038	24027	24200	28130	31734

Tabela 3. Wpływ prędkości obrotowej na wartości częstości własnych (koło nr 2)

Table 3. The impact of the rotational speed on the natural frequency values (gear no. 2)

Prędk. obrot. [obr./min]	Częstotliwości własne [Hz]												
	ω_{11}	ω_{10}	ω_{12}	ω_{13}	ω_{20}	ω_{21}	ω_{14}	ω_{22}	ω_{23}	ω_{15}	ω_{24}	ω_{30}	ω_{16}
0	443,2	626,2	978,9	2706 2741	4782	5045	5107	5811	6402 8811	7994	9594	10347	11134 11186
859	443,5	626,3	979,2	2706 2741	4783	5045	5107	5811	6402 8811	7994	9594	10347	11134 11186
1680	444,3	626,6	980,0	2707 2742	4783	5046	5108	5812	6403 8812	7994	9595	10348	11134 11187
2578	445,8	627,3	981,5	2708 2743	4784	5047	5109	5813	6405 8813	7995	9596	10349	11135 11187
3211	447,2	627,8	983,0	2709 2744	4786	5048	5109	5815	6406 8814	7996	9597	10350	11136 11188

Dalszy etap badań odnosił się do analizy drgań własnych korpusu reduktora. Jak wspomniano wcześniej, rozważano przypadek, w którym uwzględniono tylko masę i geometrię korpusu oraz przypadek, w którym dodatkowo uwzględniono masy kół reduktora oraz ich położenie. Korpus jest wykonany ze stopu aluminium o następujących właściwościach mechanicznych: $E = 7,25 \cdot 10^{10}$ Pa, $\nu = 0,33$,



Rys. 5. Wykres Campbella dla koła nr 1

Fig. 5. The Campbell diagram for the gear no. 1

Tabela 4. Wartości prędkości wzbudzenia częstości własnych koła nr 1

Table 4. Values of the excitation speed of natural frequencies of gear no. 1

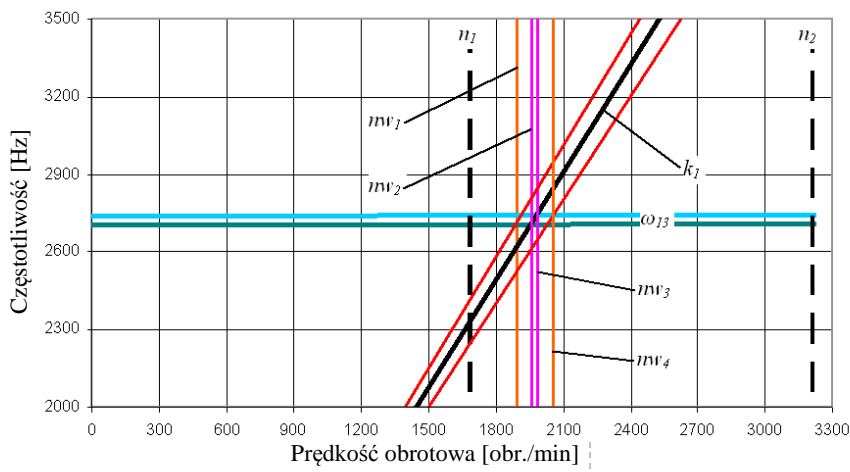
Częstotliwość wymuszająca	Prędkość wzbudzenia [obr./min]		
	nkw_1	nkw_2	nkw_3
k_2	ω_{11}	ω_{12}	ω_{10}
	3460	3914	3975

Tabela 5. Wartości prędkości wzbudzenia częstości własnych koła nr 2

Table 5. Values of the excitation speed of natural frequencies of gear no. 2

Częstotliwość wymuszająca	Prędkość wzbudzenia [obr./min]			
	nw_1	nw_2	nw_3	nw_4
k_1		ω_{13}	ω_{13}	
k_1^*	ω_{13}			ω_{13}
	1889	1959	1984	2056

$\rho = 2,79 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$. Oszacowana masa korpusu wynosi 14,7 kg. Masy poszczególnych kół przyjęto zgodnie z tab. 1. Obliczenia numeryczne prowadzono z zastosowaniem omówionych wcześniej modeli numerycznych. W obu przypadkach modeli wyznaczono dziesięć pierwszych częstości własnych i odpowiadających im postaci drgań własnych. Wyniki obliczeń zamieszczono w tab. 6.



Rys. 6. Wykres Campbella dla koła nr 2

Fig. 6. The Campbell diagram of the gear no. 2

Na rysunku 7 pokazano dwie pierwsze postacie wygenerowane z wykorzystaniem opracowanych modeli. Analizując otrzymane wyniki, zauważa się podobieństwo kształtowe odpowiadających sobie w kolejności form własnych otrzymanych z pierwszego i drugiego modelu numerycznego. Zauważa się (tab. 6) znacznie wyższe wartości częstości własnych uzyskanych z drugiego modelu numerycznego (pomimo większej masy) w porównaniu z rezultatami otrzymanymi z pierwszego modelu. Zespoły ruchome reduktora pracują w zakresie prędkości obrotowej 1679-6500 obr./min, co w przeliczeniu na liczbę cykli wynosi 28-108 Hz. W zakresie tym mieszczą się prędkości obrotowe wzbudzenia częstości własnej ω_{13} koła nr 2. Wszystkie częstości drgań własnych korpusu (tab. 6) przyjmują wartości powyżej przedziału pracy zespołów ruchomych analizowanego urządzenia.

Tabela 6. Częstości i postacie drgań własnych reduktora

Table 6. Natural frequencies and mode shapes of the free vibrations of the reduction gear

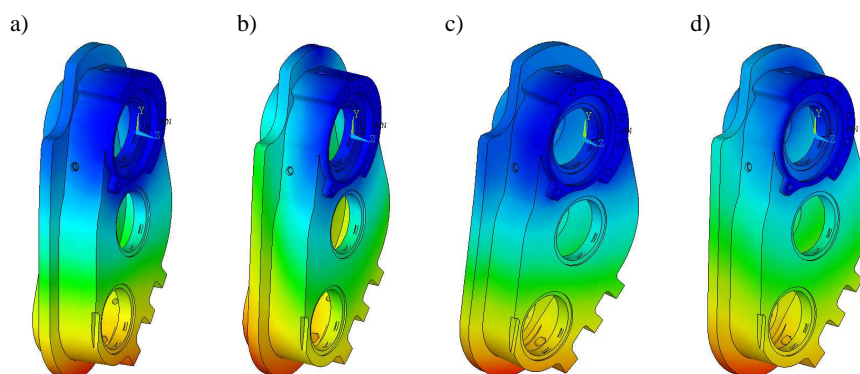
Pierwszy model numeryczny										
Nr postaci	P1	P2	P3	P4	P5	P6	P7	P8	P9	P10
Wartość częstości własnej ω^p [Hz]	419	596	1153	1750	1864	2081	2265	2807	2996	3113
Drugi model numeryczny										
Nr postaci	D1	D2	D3	D4	D5	D6	D7	D8	D9	D10
Wartość częstości własnej ω^p [Hz]	679	830	1601	2291	2997	3115	3701	3967	4757	4969

W kolejnym kroku obliczeniowym wyznaczono poziomy naprężenia dla dopuszczalnej wartości przyspieszeń. Dla przypadku pracy reduktora (stoisko stacjonarne) przyjmuje się przyspieszenie dopuszczalne równe $2g$, gdzie $g = 9,81 \text{ m/s}^2$. Dla wyznaczonych częstości własnych w pierwszej kolejności oblicza się tzw. przyspieszenie względne p_0 z zależności [7, 8]:

$$p_0 = b \omega^2 \quad (4)$$

gdzie b jest maksymalnym przemieszczeniem względnym dla danej postaci, a ω – częstością własną odnoszącą się do danej postaci. Następnie jest wyznaczony współczynnik k_w ze wzoru [7, 8]:

$$k_w = p_0 / (2g) \quad (5)$$



Rys. 7. Postacie drgań własnych korpusu: (a) P1, (b) P2, (c) D1, (d) D2

Fig. 7. The free vibration modes of the body: (a) P1, (b) P2, (c) D1, (d) D2

Dzieląc przez k_w maksymalną wartość naprężeń zredukowanych względnych (wg hipotezy H-M-H) wyznaczanych dla danej częstości własnej, otrzymuje się tzw. maksymalną wartość naprężeń dla dopuszczalnej wartości przyspieszenia. Wielkość tę porównuje się z graniczną wytrzymałością zmęczeniową materiału, z którego jest wykonany korpus. W tabeli 7 podano, wyznaczone dla poszczególnych częstości własnych, maksymalne wartości naprężeń dla dopuszczalnej wartości przyspieszenia. Analizując otrzymane rezultaty, zauważa się nieco niższe wartości naprężeń dla dopuszczalnej wartości przyspieszenia w odniesieniu do drugiego modelu numerycznego układu. Dla każdej częstości własnej (tab. 7) maksymalna wartość naprężeń dla dopuszczalnej wartości przyspieszenia jest niższa od granicznej wytrzymałości zmęczeniowej materiału korpusu, której szacunkowa wartość przy liczbie 10^8 cykli wynosi co najmniej $5,5 \cdot 10^7 \text{ Pa}$ [5].

Tabela 7. Poziom naprężeń dla dopuszczalnego przyspieszenia

Table 7. Stress level for the permissible acceleration

Pierwszy model numeryczny				Drugi model numeryczny			
nr formy	przemieszczenia względem b [m]	naprężenia zredukowane względne (wg H-M-H) [Pa]	maks. poziom naprężeń dla dop. wartości przyspieszeń [Pa]	nr formy	przemieszczenia względem b [m]	naprężenia zredukowane względne (wg H-M-H) [Pa]	maks. poziom naprężeń dla dop. wartości przyspieszeń [Pa]
P1	0,5807	$2,95 \cdot 10^{11}$	$1,44 \cdot 10^6$	D1	0,5308	$4,20 \cdot 10^{11}$	$8,53 \cdot 10^5$
P2	0,4864	$1,93 \cdot 10^{11}$	$5,56 \cdot 10^5$	D2	0,4850	$4,29 \cdot 10^{11}$	$6,39 \cdot 10^5$
P3	0,6479	$3,78 \cdot 10^{11}$	$2,18 \cdot 10^5$	D3	0,7389	$5,02 \cdot 10^{11}$	$1,32 \cdot 10^5$
P4	0,5406	$5,72 \cdot 10^{11}$	$1,72 \cdot 10^5$	D4	0,3597	$8,43 \cdot 10^{11}$	$2,22 \cdot 10^5$
P5	0,5791	$5,10 \cdot 10^{11}$	$1,26 \cdot 10^5$	D5	0,6402	$1,32 \cdot 10^{12}$	$1,14 \cdot 10^5$
P6	0,5099	$6,33 \cdot 10^{11}$	$1,42 \cdot 10^5$	D6	0,5046	$1,17 \cdot 10^{12}$	$1,19 \cdot 10^5$
P7	1,0980	$8,86 \cdot 10^{11}$	$7,82 \cdot 10^5$	D7	1,5620	$1,28 \cdot 10^{12}$	$2,97 \cdot 10^4$
P8	0,9429	$5,52 \cdot 10^{11}$	$3,69 \cdot 10^5$	D8	2,5880	$1,84 \cdot 10^{12}$	$2,25 \cdot 10^4$
P9	0,6480	$5,74 \cdot 10^{11}$	$4,90 \cdot 10^5$	D9	1,8410	$1,31 \cdot 10^{12}$	$1,56 \cdot 10^4$
P10	0,6799	$8,59 \cdot 10^{11}$	$6,48 \cdot 10^5$	D10	0,8737	$1,42 \cdot 10^{12}$	$3,27 \cdot 10^4$

5. Uwagi i wnioski

Projektowanie współczesnych urządzeń wymaga stosowania zaawansowanych technik obliczeniowych, co pozwala prowadzić analizy statyczne i dynamiczne złożonych układów technicznych na etapie projektowym. W pracy są rozważane zagadnienia drgań własnych przekładni zębatej małej mocy. W procesie analizy stosowano metodę elementów skończonych oraz komercyjne oprogramowanie ANSYS. Jak pokazano w pracy, wykres Campbella stanowi użyteczne narzędzie w analizie drgań wirujących układów, ze szczególnym uwzględnieniem kół zębatach. Z otrzymanych rezultatów wynika, że istnieje niebezpieczeństwo wzbudzenia częstości własnej ω_{13} koła nr 2 w zakresie operacyjnym przez częstotliwość wymuszającą od zazębienia. Zauważa się także nieco niższe wartości naprężeń względnych dla dopuszczalnej wartości przyspieszenia w odniesieniu do wyników z drugiego modelu numerycznego. Prezentowane analizy, w szczególności dotyczące drgań korpusu, wymagają dalszych badań, z uwzględnieniem weryfikacji eksperymentalnej. Prezentowana metodyka może być pomocna inżynierom zajmującym się analizą drgań przekładni zębatych.

Literatura

- [1] Bogacz R., Noga S.: Free transverse vibration analysis of a toothed gear, Arch. Applied Mech., 82 (2012) 1159-1168.
- [2] Drago R.J., Brown F.W.: The analytical and experimental evaluation of resonant response in high-speed, lightweight, highly loaded gearing, ASME J. Mech. Design, 103 (1981) 346-356.

- [3] Kiracofe D.R., Parker R.G.: Structured vibration modes of general compound planetary gear systems, *ASME J. Vibration Acoustics*, 129 (2007) 1-16.
- [4] Markowski T., Noga S., Rudy S.: Modelling and vibration analysis of some complex mechanical systems, [in:] *Recent advances in vibrations*, ed. N. Baddour, Intech Open Access Publisher, Rijeka 2011, pp. 143-168.
- [5] Niezgodziński M., Niezgodziński T.: *Wzory, wykresy i tablice wytrzymałościowe*, WNT, Warszawa 2013.
- [6] Noga S.: *Analityczne i numeryczne zagadnienia drgań układów z symetrią kołową*, OW PRz, Rzeszów 2015.
- [7] Noga S., Markowski T.: Modelling and vibration analysis of a low-power transmission gear, *Progressive technologies and materials*, ed. J. Mucha, OW PRz, Rzeszów 2016, pp. 47-60.
- [8] Noga S., Markowski T.: Vibration analysis of a low-power reduction gear, *Strength Materials*, 48 (2015) 507-514.
- [9] Noga S., Markowski T.: Vibration analysis of the low-power transmission gear, [in:] *Proc. Int. Sci. Conf. PRO-TECH-MA'2016*, Bezmiechowa 2016, pp. 87-88.
- [10] Noga S., Markowski T., Bogacz R.: Metoda oznaczania form własnych kół zębatych o złożonym kształcie, *ZN Politechniki Śląskiej, Seria Transport*, 89 (2015) 119-127.
- [11] Wu X., Parker R.G.: Modal properties of planetary gears with an elastic continuum ring gear, *ASME J. Applied Mechanics*, 75 (2008) 031014-031014-12.

FREE VIBRATION ANALYSIS OF A LOW-POWER GEAR

Summary

This paper discusses the free vibrations of the low-power gear which is dedicated to cooperate with the hydraulic pump of the test rig. The finite element (FE) method and the commercial ANSYS software are employed. The vibration analysis of the discussed system is performed in two stages. Firstly the natural frequencies of the free transverse vibration of the gears are obtained with including the centrifugal effect. Next, on the basis of the elaborated Campbell diagrams, the excitation speeds for selected natural frequencies of the analyzed wheels are obtained. Then, the free vibrations of the reduction gear are analyzed and two computational cases are discussed. In the first computing case, only the mass and geometry of all parts of the body are taken into account. In the second case, the mass of the toothed gears is also included. Based on the elaborated FE models, the first ten natural frequencies and natural mode shapes of the reduction gear are obtained. Then, these results are used to estimate the stress level in the walls of the body for the permissible acceleration value. Presented investigation can be attractive for design engineers dealing with the dynamics of complex systems.

Keywords: transverse vibrations, resonance frequencies, normal modes, gears

DOI: 10.7862/rm.2017.48

Przesłano do redakcji: 17.09.2017

Przyjęto do druku: 18.10.2017

Adrian NOSOL¹
Marian BARTOSZUK²
Przemysław WINIARSKI³

BADANIA ENERGOCHŁONNOŚCI PROCESU TOCZENIA

W obecnej dobie energochłonność procesu wytwarzania często jest czynnikiem decydującym o pozycji wytwórcy na rynku. Konsumpcja energii jest w dużym stopniu uzależniona od parku maszynowego wytwórcy. Dąży się zatem do poszukiwania innowacyjnych strategii obróbki zmniejszających energochłonność wytwarzania. Niniejszy artykuł jest poświęcony analizie energochłonności przykładowego procesu toczenia. Rozważaniom poddano konsumpcję energii biernej w odniesieniu do całkowitej energii pobieranej z sieci dla procesu toczenia narzędziami konwencjonalnymi. Wykazano, że istnieje możliwość minimalizowania strat związanych z produkcją energii biernej przez umiejętny dobór narzędzi skrawających oraz stosowanie nowych strategii obróbki.

Słowa kluczowe: energochłonność, moc bierna, moc czynna, toczenie

1. Wprowadzenie

Współcześnie ze względów ekonomicznych i ekologicznych przemysł maszynowy dąży do zmniejszenia zużycia energii podczas realizacji procesów produkcyjnych [6]. Trzeba zaznaczyć, że znaczący udział w tych kosztach ma koszt energii elektrycznej. W związku z tym przemysł szuka oszczędności w tym zakresie przez zakup energooszczędnych obrabiarek oraz stosowanie nowych energooszczędnych strategii obróbki [4].

Bardzo często przedsiębiorstwa, nie mając dostatecznej wiedzy o ilości i rodzaju pobieranej przez siebie energii, płacą wysokie rachunki. Co więcej, w wielu przypadkach zakład energetyczny nalicza karne opłaty za nadmierną konsumpcję mocy biernej. Nie każdego przedsiębiorcę stać na zainstalowanie systemu do kompensacji energii biernej. Zazwyczaj są to drogie urządzenia, opłacalne tylko w przypadku dużych zakładów produkcyjnych [7-9]. W świetle przedstawionych informacji wiedza o pobieranej z sieci energii oraz umiejętne gospodarowanie

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Adrian Nosol, Politechnika Opolska, 45-272 Opole, ul. Sosnkowskiego 31, tel.: +48 774498672, e-mail: a.nosol@po.opole.pl

² Marian Bartoszek, Politechnika Opolska, e-mail: m.bartoszek@po.opole.pl

³ Przemysław Winiarski, Politechnika Opolska, e-mail: winiarski.przemyslaw@gmail.com

konsumpcją energii mogą się przyczyniać do konkretnych korzyści ekonomicznych.

Maszyny technologiczne są najczęściej zasilane układami wielofazowymi. Z tego względu, badając sumaryczną moc pobieraną przez obrabiarkę w czasie procesu, należy zwrócić szczególną uwagę na jej składowe, czyli moc czynną i bierną [2, 3, 5, 9]. Moc czynna jest średnią wartością mocy chwilowej i jest niezbędna do wykonywania pracy przez maszynę. Opisuje się ją za pomocą wzoru [8]:

$$P = U \times I \times \cos\varphi \quad (1)$$

gdzie: U – napięcie,
 I – natężenie,
 Φ – kąt przesunięcia fazowego.

Z kolei moc bierna nie jest bezpośrednio wykorzystywana przez maszynę, jest jednak pobierana z sieci. Wyraża się ją wzorem [8]:

$$Q = U \times I \times \sin\varphi \quad (2)$$

gdzie: U – napięcie,
 I – natężenie,
 Φ – kąt przesunięcia fazowego.

Moc pozorna stanowi iloczyn wartości skutecznej napięcia i natężenia. Wyraża się ją wzorem [8]:

$$S = U \times I \quad (3)$$

gdzie: U – napięcie,
 I – natężenie.

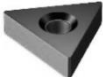


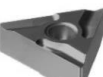
Ze względu na fakt, że krajowy przemysł części maszyn wciąż posiada maszyny konwencjonalne, autorzy niniejszego artykułu postanowili przeanalizować przypadek toczenia na tokarce konwencjonalnej.

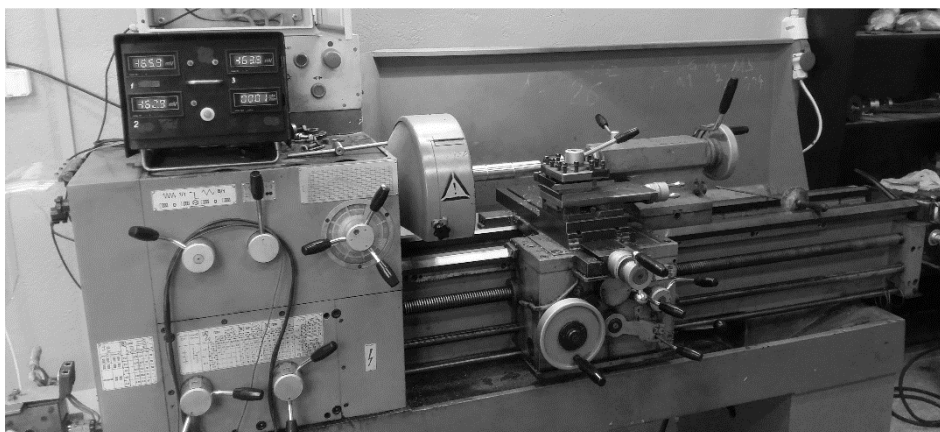
2. Metodyka badań

Do badań przyjęto zatem przypadek toczenia konwencjonalnego narzędziem PTG NR 2020-16 wyposażonym w ostrza o różnej konfiguracji łamacza wiórów. Narzędzia użyte w badaniach pokazano w tab. 1. Badania zrealizowano na tokarce konwencjonalnej TUM-35D1 ze zmodernizowanym układem napędowym, zapewniającym elastyczną regulację prędkości skrawania. Stanowisko badawcze przedstawiono na rys. 1.

Tabela 1. Zestawienie ostrzy użytych w badaniach

Table 1. The list of cutting inserts used in the tests

Symbol	Materiał	Fot.
TNMA 160408	GC3205	
TNMG 160404-PC	GC4225	
TNMG 160408	GC4235	
TNMG 160408R-K	GC1525	



Rys. 1. Stanowisko badawcze

Fig. 1. Research stand

Pomiarów konsumpcji energii dokonywano z użyciem przyrządu UT233 firmy UNI-T. W trakcie badań zbierano informacje o napięciu sieci zasilającej U , poborze prądu I przez maszynę i o wartości przesunięcia fazowego $\cos\varphi$. Wartość mocy pozornej S , czynnej P i biernej Q wyznaczano z obliczeń, zgodnie ze wzorami (1)-(3).

Jako materiał obrabiany wybrano stal węglową konstrukcyjną AISI 1045 normalizowaną. Próbka była podzielona na sekcje w taki sposób, aby umożliwić wykonanie trzech pomiarów dla jednych ustawień maszyny. W badaniach przy-

jęto stałą prędkość skrawania $v_c = 170$ m/min oraz głębokość skrawania $a_p = 0,5$ mm. Posuw był zmienny skokowo i wynosił odpowiednio: 0,04; 0,10; 0,16; 0,20; 0,28; 0,40 mm/obr. W badaniach zbierano również informacje o chropowatości powierzchni obrobionej, ze szczególnym uwzględnieniem parametrów R_a i R_t .

3. Wyniki badań i ich analiza

Na podstawie badań otrzymano wyniki dla różnych ostrzy, ale dla parametrów obróbki zmiennych w tym samym zakresie. Przykładowe wyniki badań zamieszczono w tabelach. W tabeli 2 przedstawiono wyniki dla ostrza TNMA 160408, natomiast w tab. 3 – dla ostrza TNMG 160404-PC.

Tabela 2. Wyniki prób eksperymentalnych uzyskane dla ostrza TNMA 160408

Table 2. Experimental results obtained for the TNMA 160408 cutting insert

TNMA 160408						
f [mm/obr.]	moc czynna P [W]	moc bierna Q [Var]	moc pozorna S [VA]	Q/S [%]	R_t [μ m]	R_a [μ m]
0,04	1542,6	61,2	1545,6	3,96	10,88	1,38
0,10	1797,6	39,6	1798,6	2,20	9,94	1,26
0,16	2076,6	49,8	2078,4	2,40	8,97	1,54
0,20	2205,1	34,3	2205,9	1,56	11,62	2,52
0,28	2481,9	4,3	2481,9	0,17	15,22	3,49
0,40	2843,5	10,3	2843,5	0,36	26,35	5,90

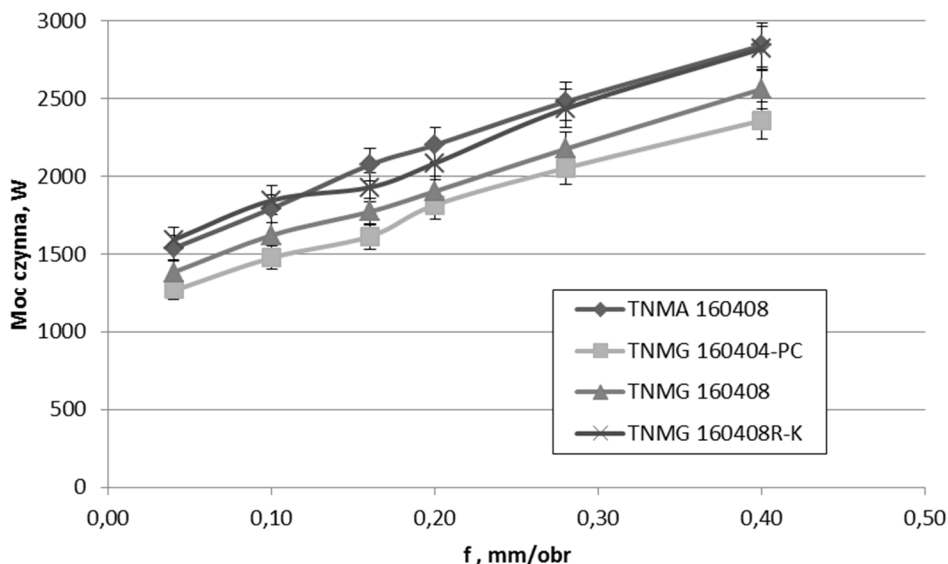
Tabela 3. Wyniki prób eksperymentalnych uzyskane dla ostrza TNMG 160404-PC

Table 3. Experimental results obtained for the TNMG 160404-PC cutting insert

TNMG 160404-PC						
f [mm/obr.]	moc czynna P [W]	moc bierna Q [Var]	moc pozorna S [VA]	Q/S [%]	R_t [μ m]	R_a [μ m]
0,04	1269,1	75,9	1274,0	5,96	6,01	0,88
0,10	1480,9	103,2	1487,1	6,94	10,13	1,33
0,16	1617,1	44,5	1618,4	2,75	9,03	1,34
0,20	1819,6	46,0	1821,0	2,52	9,80	1,42
0,28	2055,9	47,7	2057,1	2,32	12,39	2,46
0,40	2362,1	32,4	2362,6	1,37	22,91	5,39

Analiza wartości zebranych w tabelach wskazuje, że oczywiście konsumpcja mocy wzrasta wraz z intensyfikacją procesu skrawania, co jest równoznaczne ze wzrostem obciążenia napędu głównego tokarki. Analizując otrzymane wyniki w ujęciu graficznym (rys. 2), można stwierdzić, że intensywność wzrostu poboru mocy czynnej dla wszystkich badanych ostrzy jest bardzo podobna. Niewielkie zmiany przebiegu krzywej mocy, zaobserwowane dla posuwów mniejszych od

0,2 mm/obr., pochodzą prawdopodobnie od zakłóceń spowodowanych przez mechanizmy obrabiarki. Należy jednak zauważyć, że dla ostrzy TNMG odnotowano wartości pobieranej z sieci mocy czynnej mniejsze o około 10% w całym badanym zakresie. Za przyczynę takiego obniżenia poboru mocy uważa się kształt powierzchni natarcia tych ostrzy. Obiektywnie można zatem stwierdzić, że umiejętny dobór stereometrii ostrza (łamacza wiórów) może prowadzić do zmniejszenia konsumpcji energii zużywanej na obróbkę skrawaniem.

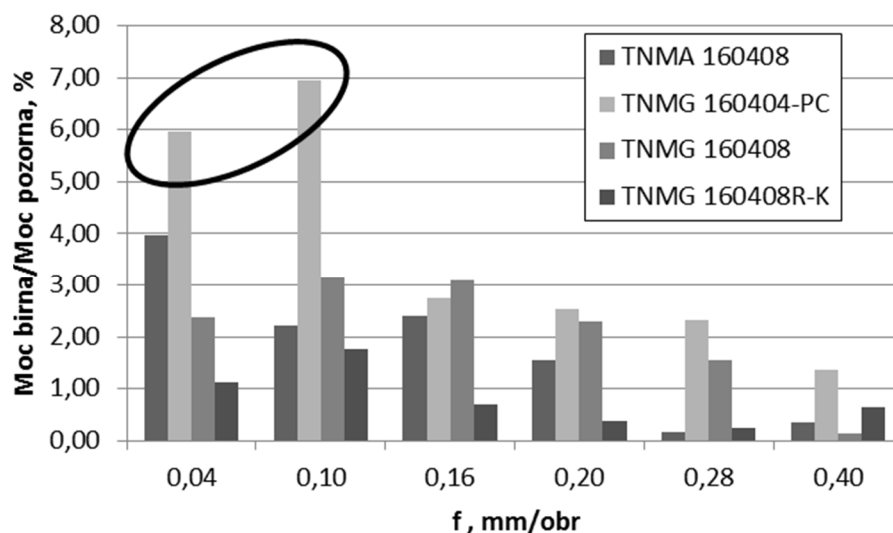


Rys. 2. Zależność poboru mocy czynnej od posuwu dla badanych ostrzy

Fig. 2. The effect of feed on active power consumption for the tested inserts

Analiza zmian mocy biernej pozwala zauważyć, że zwiększenie obciążenia maszyny przez zwiększenie parametrów obróbki skrawaniem powoduje wzrost konsumpcji energii pozornej przy jednoczesnym zmniejszeniu procentowego udziału energii biernej [1-3]. Zjawisko to zobrazowano graficznie na rys. 3. Zaznaczone na wykresie anomalie w przebiegu mocy biernej wynikają prawdopodobnie z obserwowanych zmian parametrów sieci zasilającej oraz z zakłóceń wprowadzanych do sieci przez maszyny pracujące w pobliżu.

Analizując jakość powierzchni obrabianego elementu, zauważa się niższe wartości parametrów chropowatości R_t i R_a dla ostrza TNMG. Można zaobserwować, że wartość parametru R_t ma podobną wartość przy toczeniu ostrzem TNMA z posuwem 0,1 mm/obr. oraz przy toczeniu ostrzem TMNG z posuwem 0,2 mm/obr. Inaczej rzecz ujmując – chcąc uzyskać wartość parametru R_t zbliżoną do 10 μm , można zastosować ostrze TNMG z wartością posuwu większą o 100% niż w przypadku ostrza TNMA. Powoduje to nieznaczne zwiększenie poboru mocy



Rys. 3. Stosunek mocy biernej do mocy pozornej przy zmiennych wartościach posuwu

Fig. 3. The ratio of passive power to apparent power for variable feed rates

pozornej (bo tylko o ok. 1-2%), przy jednoczesnym skróceniu czasu obróbki o połowę. W konsekwencji zmniejsza się energochłonność całego procesu. Zdaniem autorów przyczyną różnic w wartościach zmierzonych parametrów chropowatości trzeba upatrywać w różnej stereometrii badanych ostrzy skrawających. W niniejszych badaniach nie wyznaczano rzeczywistej stereometrii ostrzy. Do analiz założono wszystkie wymiary ostrzy na podstawie danych producenta narzędzi. Przytoczone informacje skłaniają do wniosku, że celowe wydaje się prowadzenie procesu skrawania przy możliwie wysokich wartościach parametrów obróbkowych. W ten sposób więcej energii (w ujęciu procentowym) pożytkuje się na sam proces skrawania. Z kolei udział energii biernej – niekorzystnej z punktu widzenia odbiorcy, jest pomniejszony [8, 10]. Zjawisko to jest szczególnie ważne, gdyż większość wytwórców części maszyn nie posiada urządzeń do kompensacji energii biernej. Jak wiadomo, każda maszyna indukcyjna wytwarza energię bierną, musi ją zatem przesyłać przez sieć. Przedstawione w niniejszym artykule wyniki wskazują na możliwość opracowania strategii obróbki pozwalającej na bardziej racjonalne wykorzystanie energii, bez konieczności inwestowania w drogą systemy kompensacji energii biernej.

4. Podsumowanie

Przeprowadzone badania i wyniki analizowane w ramach niniejszego artykułu stanowią jedynie część badań wstępnych związanych z analizą konsumpcji mocy w obróbce skrawaniem. Już na ich podstawie można stwierdzić, że kształt

powierzchni natarcia ostrza w sposób istotny wpływa na konsumpcję energii elektrycznej. W konsekwencji możliwy jest dobór takiego narzędzia, przy którym będzie zachowana jakość powierzchni obrabianej i dokładność wymiarowa, a zmniejszeniu ulegnie energochłonność procesu. Co więcej, wzrost intensywności procesu skrawania powoduje oczywisty wzrost konsumpcji energii elektrycznej, jednak procentowy udział energii biernej maleje. Oznacza to bardziej ekonomiczne wykorzystanie pobieranej z sieci energii.

Literatura

- [1] Barylski A.: Energochłonność docierania jednotarczowego elementów płaskich z węglików spiekanych oraz ceramiki technicznej, *Mechanik*, 89 (2016) 1358-1359.
- [2] Chudy R., Grzesik W.: Badanie energochłonności toczenia i nagniatania stali utwardzonej, IX Szkoła Obróbki Skrawaniem, red. E. Miko, Mierzęcín 2015, ss. 408-414.
- [3] Chudy R., Grzesik W.: Comparison of power and energy consumption for hard turning and burnishing operations of 41Cr4 steel, *J. Machine Eng.*, 15 (2015) 113-120.
- [4] Grzesik W.: Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych, WNT, Warszawa 2010.
- [5] Liu N., Zhang Y.F., Lu W.F.: A hybrid approach to energy consumption modelling based on cutting power: a milling case, *J. Cleaner Production*, 104 (2015) 264-272.
- [6] Mori M., Fujishima, M., Inamasu, Y., Oda Y.: A study on energy efficiency improvement for machine tools, *CIRP Annals – Manuf. Technol.*, 60 (2011) 145-148.
- [7] Stembalski M.: Sposoby ograniczenia zużycia energii przez obrabiarki skrawające do metali, *Inż. Ap. Chem.*, 49 (2010) 107-108.
- [8] Strzelecki R., Supronowicz H.: Współczynnik mocy w systemach zasilania prądu przemiennego i metody jego poprawy, OW PW, Warszawa 2000.
- [9] Terelak-Tymczyna A., Miądlicki K., Nowak. M.: Efektywność energetyczna procesu obróbki skrawaniem na przykładzie toczenia, *Mechanik*, 89 (2016) 1308-1309.
- [10] Zhong Q., Tang R., Peng T.: Decision rules for energy consumption minimization during material removal process in turning, *J. Cleaner Production*, 140 (2017) 1819-1827.

A STUDY OF THE ENERGY CONSUMPTION OF THE TURNING PROCESS

Summary

In the present day, the energy consumption of the manufacturing process is often the decisive factor for the manufacturer's position on the market. Energy consumption depends to a large extent on the manufacturer's machine stock. It is therefore industry sought to seek innovative machining strategies that reduce the energy intensity of production. This article is devoted to an analysis of the energy consumption of an exemplary turning process. Passive energy consumption was investigated

for total energy drawn from the grid for the conventional tool turning process. It has been shown that there is the possibility of minimizing losses associated with the production of passive energy through the skillful selection of cutting tools and the application of new machining strategies.

Keywords: energy consumption, passive power, active power, turning

DOI: 10.7862/rm.2017.49

Przesłano do redakcji: 14.08.2017

Przyjęto do druku: 18.10.2017

Stanisław PŁONKA¹Piotr ZYZAK²Paweł KOBIELA³

WPLYW OBCIĄGANIA ŚCIERNICY NA DOKŁADNOŚĆ UZĘBIENIA SZLIFOWANEGO METODĄ KSZTAŁTOWĄ

W pracy przedstawiono badania wpływu liczby obciągnięć ściernicy na dokładność szlifowanego uzębienia metodą kształtowo-podziałową. Operacji szlifowania na szlifierce RAPID 2000 firmy Höfler poddano koła zębate wykonane ze stali C55 po frezowaniu obwiedniowym i hartowaniu indukcyjnym, o następującej charakterystyce: $m = 5$ mm, $z = 68$, $d_p = 345,131$ mm. Obciążanie ściernicy prowadzono po wyszlifowaniu 9, 13, 17 wrębów koła zębatego. Dla kół zębatach po szlifowaniu ściernicą z różną liczbą obciągnięć wykonano pomiary na współrzędnościowej maszynie pomiarowej następujących odchylek: odchyłki całkowitej zarysu F_{α} , odchyłki kształtu zarysu $f_{r\alpha}$, odchyłki położenia zarysu $f_{H\alpha}$, odchyłki całkowitej linii zęba F_{β} , odchyłki kształtu linii zęba $f_{r\beta}$, odchyłki położenia linii zęba $f_{H\beta}$, odchyłki podziałki f_p , odchyłki sumarycznej podziałki koła F_p , odchyłki bicia promieniowego F_r .

Słowa kluczowe: koła zębata, szlifowanie kształtowo-podziałowe, dokładność uzębienia

1. Wprowadzenie

Wysokie wymagania jakościowe stawiane przekładniom zębatym, dotyczące przede wszystkim ich cichobieżności, wymuszają stosowanie obróbki wykończeniowej uzębienia, np. przez szlifowanie, zapewniającej co najmniej 7 klasę dokładności i chropowatość powierzchni $Ra \leq 0,8$ μm . Znane są następujące metody szlifowania uzębienia kół zębatach walcowych: kształtowo-podziałowe, obwiedniowo-podziałowe (najczęściej metodą Maaga i metodą Nilesa) oraz obwiedniowe ciągłe (metodą Reishauera) [7-9]. W drugiej połowie XX w.

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Stanisław Płonka, Akademia Techniczno-Humanistyczna, Bielsko-Biała, ul. Willowa 2, 43-309, tel.: 338279213, e-mail: splonka@ath.bielsko.pl

² Piotr Zyzak, Akademia Techniczno-Humanistyczna, Bielsko-Biała, e-mail: pzyzak@ath.bielsko.pl

³ Paweł Kobiela, Fabryka Reduktorów i Motoreduktorów BEFARED Spółka Akcyjna, Bielsko-Biała, e-mail: pawel.kobiela@befared.pl

w wytwarzaniu kół zębatach walcowych w produkcji przekładni zębatach ogólnego przeznaczenia były na ogół stosowane dwie metody: obwiedniowo-podziałowa oraz obwiedniowa ciągła. Intensywny rozwój układów sterowania numerycznego pod koniec XX i na początku XXI w. spowodował coraz szersze zastosowanie metody kształtowo-podziałowej szlifowania uzębienia kół zębatach.

Aby było możliwe szlifowanie boków zębów metodą kształtowo-podziałową, należy nadać określony profil czynnej powierzchni ściernicy. W artykule przedstawiono czynności związane z przygotowaniem szlifierki do obróbki i z obciążaniem ściernicy do szlifowania uzębienia walcowych metodą kształtowo-podziałową na szlifierce RAPID 2000 firmy Höfler oraz wybrane wyniki badań własnych dotyczących wpływu obciążania ściernicy na dokładność szlifowanego uzębienia [4-6, 12].

2. Metodyka i zakres badań

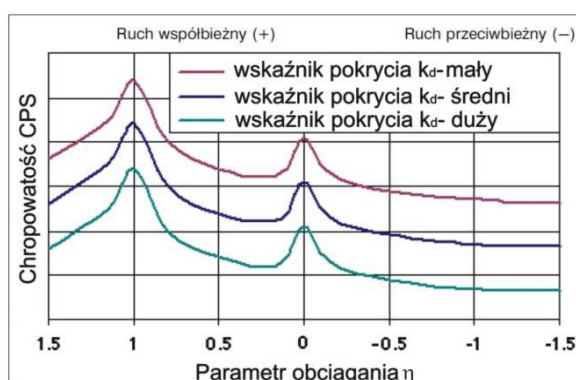
Badania wpływu liczby obciążeń ściernicy na dokładność operacji szlifowania kół zębatach walcowych o uzębieniu zewnętrznym przeprowadzono na kołach zębatach o następującej charakterystyce: $m = 5$ mm, $z = 68$, $\alpha = 20^\circ$, $\beta = 9^\circ 53' 30''$, współczynnik przesunięcia $x = 0$ mm i pochylenie linii zęba prawe. Koła zębata, w liczbie 6 sztuk, wykonano ze stali do ulepszania cieplnego C55 o zawartości następujących pierwiastków stopowych: 0,52-0,60% C; 0,6-0,9% Mn; max 0,4% Si; max 0,045% P; max 0,045% S; max 0,4% Cr; max 0,4% Ni; max 0,1% Mo. Po operacjach: toczenia zgrubnego, ulepszania cieplnego, toczenia kształtującego, wiercenia i gwintowania drugorzędnych otworów, uzębienie kół zębatach nacinano frezem ślimakowym NM5 PA20° ze stali szybko tnącej z pokryciem ALCROM Al2+ (FUTURA NANO), o następującej charakterystyce: $m = 5$, $\alpha = 20^\circ$, $\lambda = 2^\circ 41'$, średnicy frezu $d_a = 119,8$ mm oraz szerokości frezu $B = 140$ mm. Operację frezowania uzębienia wykonano na frezarce obwiedniowej SAMPUTENSILI S800 z układem sterowania SINUMERIK. W czasie frezowania obwiedniowego stosowano następujące parametry skrawania: prędkość obrotową freza $n_f = 186,09$ obr./min ($v_c = 70$ m/min) i posuw freza $f = 2,50$ mm/obr., oraz intensywne chłodzenie i smarowanie olejem obróbkowym MOBILMET 443 zawierającym dodatki uszlachetniające.

Po operacji frezowania oraz gratowania zębów kół zębatach poddano je hartowaniu indukcyjnemu metodą zęb po zębie, do uzyskania twardości 58-60 HRC. Hartowanie indukcyjne poszczególnych zębów odbywało się metodą posuwową, gdzie w trakcie operacji dokonuje się podziału o jeden ząb. Stosowano generator HF 35 kW oraz podajnik IV-630 przy częstotliwości 300-400 kHz i natężeniu prądu 670 A oraz posuwie maszynowym 2. Grubość warstwy zahartowanej ~1 mm. Po hartowaniu indukcyjnym koła poddano operacji odpuszczania. Opierając się na średnicy wierzchołków zębów (zewnętrznej uzębienia), szlifowano otwór na $\phi 100H7$ i powierzchnię prostopadłą do niego (czołową), a następnie

koło zębate ustawiono na wyszlifowanym otworze oraz powierzchni czołowej, za pomocą tulejki rozprężnej, i szlifowano uzębienie.

W dalszej kolejności należy określić dane dotyczące obciążania ściernicy: liczbę przebiegów obciążania $i_d = 1$, wartość promieniowego dosuwu obciążacza do ściernicy $a_d = 0,02$ mm i posuwu obciążacza $f_d = 0,10$ mm/obr. oraz wskaźnik pokrycia k_d , będący stosunkiem czynnej szerokości powierzchni obciążacza b_d do posuwu obciążacza f_d . Wskaźnik pokrycia k_d wpływa znacząco na chropowatość CPS. Im mniejszy jest wskaźnik pokrycia, tym bardziej chropowata jest czynna powierzchnia ściernicy. Najmniejszy wskaźnik pokrycia $k_d = 1$. Ustalenie wskaźnika pokrycia zależy od materiału ściernicy. Dla obróbki zgrubnej $2 \leq k_d \leq 5$, natomiast dla obróbki wykończeniowej $5 \leq k_d \leq 15$ [2]. W operacji obciążania przyjęto parametr η oznaczający stosunek prędkości obwodowej rolki obciążającej do prędkości obwodowej ściernicy. Dla ruchu współbieżnego rolki obciążającej i ściernicy należy przyjąć wartości dodatnie tego parametru, natomiast dla ruchu przeciwbieżnego wartości ujemne (rys. 1). W programie szlifowania przyjęto następujące wartości parametrów nastawnych procesu dotyczących obciążania:

- Przejście 1: promieniowe dostawienie obciążacza $a_d = 0,02$ mm, wskaźnik pokrycia $k_d = 1,0$, parametr obciążania $\eta = 0,6$ (prędkość obwodowa rolki obciążającej stanowi 0,6 prędkości obwodowej ściernicy),
- Przejście 2: promieniowe dostawienie obciążacza $a_d = 0,02$ mm, wskaźnik pokrycia $k_d = 1,0$, parametr obciążania $\eta = 0,6$,
- Przejście 3: promieniowe dostawienie obciążacza $a_d = 0,02$ mm, wskaźnik pokrycia $k_d = 1,5$, parametr obciążania $\eta = -0,3$,
- Przejście 4: promieniowe dostawienie obciążacza $a_d = 0,02$ mm, wskaźnik pokrycia $k_d = 6,0$, parametr obciążania $\eta = -0,6$.



Rys. 1. Zależność chropowatości CPS od wskaźnika pokrycia k_d oraz parametru obciążania η

Fig. 1. CPS surface roughness in a function of k_d teeth overlaps index and η truing parameter

Na szlifierkach sterowanych numerycznie typu Rapid 2000 firmy Höfler do obciążania konwencjonalnych ściernic płaskich i profilowych wykorzystuje się rolki obciążające z nasypem diamentowym. Sterowanie numeryczne umożliwia sterowanie kątem pochylenia rolki, co w połączeniu z przemieszczeniem ściernicy pozwala na kształtowanie dowolnego profilu ściernicy. Podczas realizacji badań doświadczalnych do obciążania ściernicy wykorzystano rolki obciążające NC 32730/6. W następnym kroku należy dokonać ustawienia (wypośrodkowania) ściernicy, które obejmuje: znalezienie wrębu (zgrubne ustalenie pozycji wrębu), oraz centrowanie wrębu (dokładne ustalenie środka wrębu). Znalezienie wrębu przeprowadzono ręcznie, wprowadzając ściernicę we wręb na głębokość średnicy podziałowej d_p koła zębatego. Centrowanie wrębu zostało zrealizowane automatycznie przez zetknięcie ściernicy z lewym i prawym bokiem wrębu, co pozwoliło na określenie podziału naddatku. Centrowanie wykonano w dwóch płaszczyznach: górnej oraz dolnej, które są symetrycznie rozłożone na szerokości wieńca zębatego dla sześciu wrębów równomiernie rozłożonych na obwodzie koła. Po hartowaniu indukcyjnym oraz odpuszczaniu realizowano operację szlifowania zębów kół zębatych, a następnie dokonano kontroli uzębienia, mycia i konserwowania.

Do szlifowania kół zębatych użyto jednoprotfilowej ściernicy z elektrokorundu T1ESP-400×45×27-V60°-U12-93A80/80F15VPH601W firmy 3M, zaprofilowanej na moduł $m = 5$ mm, profil E (50 Grad). Warunki operacji szlifowania: prędkość obwodowa szlifowania $v_s = 30$ m/s dla ściernicy 400 mm, prędkość ruchu posuwisto-zwrotnego ściernicy dla: przejść zgrubnych $v_f = 7$ m/min, przejść kształtujących $v_f = 4,5$ m/min, przejść wykończeniowych $v_f = 2,2$ m/min, naddatek całkowity na szlifowanie $C_c = 0,31$ mm, naddatek dla przejść zgrubnych $C_z = 0,24$ mm (głębokość szlifowania dla przejść zgrubnych $a_{p(z)} = 0,02$ mm), naddatek dla przejść kształtujących $C_k = 0,05$ mm (głębokość szlifowania dla przejść kształtujących $a_{p(k)} = 0,015$ mm, $i_p = 2$ przejścia i $a_{p(k)} = 0,01$ mm, $i_p = 2$ przejścia), naddatek na szlifowanie wykończeniowe $C_w = 0,02$ mm (głębokość szlifowania dla przejść wykończeniowych $a_{p(w)} = 0,01$ mm, $i_p = 2$), płyn obróbkowy: olej Rotel Spezial 277-4 o wydatku 220 l/min.

3. Wyniki pomiarów i ich analiza

Po zakończeniu realizacji operacji frezowania uzębienia oznaczono koła numerami od 1 do 3. Wykonano również cechy na każdym oznakowanym kole, oznaczające pierwszy jego wręb. Szlifowanie każdego koła zębatego rozpoczynano od wrębu oznaczonego numerem 1. Przed rozpoczęciem szlifowania wrębu 1 ściernica była obciążana. Układ sterowania numerycznego szlifierki umożliwia wybór dwóch strategii obciążania. Do wyboru są dwie metody: liczba wrębów (ściernica obciążana jest po szlifowaniu podanej liczby wrębów), określona objętość skrawania (obciążanie następuje po osiągnięciu zdefiniowanej wartości objętości warstwy usuniętej). W badaniach własnych zastosowano metodę obciąż-

gania polegającą na ustaleniu liczby wrębów. Tabela 1 zawiera informacje o wariantach obciążania ściernicy do szlifowania kół zębatach (w nawiasach podana liczba oznacza numer wrębu, który jest szlifowany jako ostatni przed obciążaniem ściernicy).

Tabela 1. Warianty obciążania ściernicy do szlifowania badanych kół zębatach
Table 1. Truing variants of the grinding wheel for grinding of the tested gear wheels

Nr koła	Wręb (numer)				
1	[co 9 wręb – obciążanie] dla każdego przejścia. Liczba obciągnięć ściernicy – 7				
	1	10(9)	19(18)	28(27)	37(36)
		46(45)	55(54)	64(63)	
2	[co 13 wręb – obciążanie] dla każdego przejścia. Liczba obciągnięć ściernicy – 5				
	1	14(13)	27(26)	40(39)	53(52)
		66(65)			
3	[co 17 wręb – obciążanie] dla każdego przejścia. Liczba obciągnięć ściernicy – 4				
	1	18(17)	35(34)	52(51)	68(67)

Pomiary dokładności uzębienia badanych kół zębatach przeprowadzono oddzielnie po operacjach frezowania, hartowania indukcyjnego oraz szlifowania na maszynie współrzędnościowej typu ZEISS PRISMO NAVIGATOR firmy CARL ZEISS skaningową głowicą pomiarową Vast Gold, wykorzystując oprogramowanie ZEISS GEAR PRO involute 2014. Maksymalny błąd dopuszczalny współrzędnościowej maszyny pomiarowej $MPE = 2 + 3L$ [μm], gdzie: L – wartość liczbową mierzonej długości w m. W każdym kole zmierzono lewą i prawą stronę wrębów szlifowanych ściernicą przed obciążaniem i bezpośrednio po obciążaniu dla oznaczonego koła zębatego (tab. 1). W pracy do oceny dokładności wykonania uzębienia przyjęto wg PN-ISO 1328-1:2013(E): całkowitą odchyłkę zarysu F_a , odchyłkę położenia zarysu f_{Ha} , odchyłkę kształtu zarysu f_{fa} , całkowitą odchyłkę linii zęba F_β , odchyłkę położenia linii zęba $f_{H\beta}$, odchyłkę kształtu linii zęba $f_{f\beta}$, odchyłkę sumaryczną podziałek koła F_p , odchyłkę podziałki f_p oraz bicie promieniowe F_r [1, 3, 10, 11].

Ze względu na to, że uzębienie koła miało być wykonane w 6 klasie dokładności, a norma ISO 1328-1:2013 (E) zaleca do oceny kół zębatach o średnicy $d \leq 4\,000$ mm w klasie od 1 do 6 następujące parametry: $F_p, f_p, s, F_a, f_{Ha}, f_{fa}, F_\beta, f_{H\beta}, f_{f\beta}$, ograniczono się do analizy tylko tych wielkości (z wyjątkiem parametru s). Dodatkowo, w ocenie dokładności uzębienia kół zębatach uwzględniono bicie promieniowe F_r . Średnie wartości odchyłek: $F_a, f_{Ha}, f_{fa}, F_\beta, f_{H\beta}, f_{f\beta}, f_p, F_p, F_r$ uzyskanych z pomiarów dla lewej i prawej strony wrębu, przyjętych do oceny

dokładności szlifowanego uzębienia zamieszczono w tab. 2-4. Wartości zmierzonych odchyłek: F_α , $f_{H\alpha}$, $f_{f\alpha}$, F_β , $f_{H\beta}$, $f_{f\beta}$, f_p , F_p , F_r szlifowanego uzębienia dla pierwszego wrębu po obciążeniu ściernicy i po wyszlifowaniu 9, 13 oraz 17 wrębów przedstawiono na rys. 2.

Po operacji frezowania obwiedniowego frezem ślimakowym klasy Bp średnie wartości całkowitej odchyłki zarysu F_α mieściły się, dla lewej strony wrębu, w przedziale 12,9-13,8 μm (co odpowiada 6 klasie dokładności), odchyłki kształtu zarysu $f_{f\alpha}$ w przedziale 12,9-13,2 μm (7 klasa), odchyłki położenia zarysu $f_{H\alpha}$ w przedziale -0,6- -3,6 μm (3 klasa), całkowite odchyłki linii zęba F_β w przedziale 9,9-17,8 μm (6 klasa), odchyłki kształtu linii zęba $f_{f\beta}$ w przedziale 9,4-13,2 μm (7 klasa), odchyłki położenia linii zęba $f_{H\beta}$ w przedziale -1,0- -15,5 μm (7 klasa). Z kolei średnie wartości całkowitej odchyłki zarysu F_α dla prawej strony wrębu są większe: od 32,7 do 90,7% (co odpowiada 8 klasie dokładności), odchyłki kształtu zarysu $f_{f\alpha}$ są większe od 34,8 do 50% (8 klasa), a odchyłki położenia zarysu $f_{H\alpha}$ są mniejsze (wartości tych odchyłek mieszczą się w 1 klasie dokładności). Średnie wartości całkowitej odchyłki linii zęba F_β dla prawej strony wrębu są na ogół większe: od 27,0 do 45,2% (co odpowiada 7 klasie dokładności), odchyłki kształtu linii zęba $f_{f\beta}$ są prawie identyczne z uzyskanymi w przypadku lewej strony wrębu, a odchyłki położenia linii zęba $f_{H\beta}$ są znacząco większe: od 106,5 do 190,6%, od średnich wartości tych odchyłek dla lewej strony wrębu. Maksymalna wartość odchyłki $f_{f\beta}$ po frezowaniu wyniosła 26 μm , co daje 8 klasę dokładności koła zębatego. Wartości odchyłki podziałki f_p po frezowaniu obwiedniowym zawierają się w przedziale 3,0-3,5 μm (3 klasa), odchyłki sumarycznej podziałki F_p w przedziale 6,5-21,0 μm (4 klasa), a bicia promieniowego F_r w przedziale 7,0-24,0 μm (6 klasa). W wyniku operacji hartowania indukcyjnego następuje nieznaczny wzrost wartości odchyłek F_α , $f_{H\alpha}$, $f_{f\alpha}$ oraz znaczący wzrost odchyłek F_β , $f_{H\beta}$, $f_{f\beta}$, f_p , F_p , F_r . Maksymalna wartość odchyłki F_β po hartowaniu indukcyjnym wyniosła 30 μm , co daje 8 klasę dokładności koła zębatego, a odchyłki $f_{f\beta}$ 35 μm , co daje 9 klasę dokładności koła zębatego.

Zastosowanie operacji szlifowania uzębienia metodą kształtowo-podziałową spowodowało bardzo znaczące zmniejszenie wartości prawie wszystkich badanych odchyłek. Przykładowo średnie wartości całkowitej odchyłki zarysu F_α uległy po operacji szlifowania zmniejszeniu od 5,2 do 9,2 razy, a całkowitej odchyłki linii zęba F_β od 5,0 do 11,5 razy. Maksymalna wartość całkowitej odchyłki zarysu F_α po szlifowaniu wyniosła 3,0 μm , odchyłki kształtu zarysu $f_{f\alpha}$ 3,0 μm , odchyłki położenia zarysu $f_{H\alpha}$ 1 μm (co odpowiada 2 klasie dokładności), natomiast całkowita odchyłka linii zęba $F_\beta = 4,0 \mu\text{m}$, odchyłka kształtu linii zęba $f_{f\beta} = 2 \mu\text{m}$, odchyłka położenia linii zęba $f_{H\beta} = 3$ (2 klasa). Maksymalna wartość odchyłki podziałki f_p wyniosła 3,0 μm (3 klasa), odchyłki sumarycznej podziałki koła $F_p = 7,0 \mu\text{m}$ (1 klasa) oraz bicia promieniowego $F_r = 11,0 \mu\text{m}$ (4 klasa).

Tabela 2. Średnie wartości odchyłek dokładności wykonania uzębienia po frezowaniu, hartowaniu indukcyjnym oraz szlifowaniu z określonym wariantem obciążania ściernicy co 9 wręb

Table 2. Average values of deviations of fabrication accuracy of the teeth after milling, induction hardening and grinding with determined truing variant of the grinding wheel at every 9th tooth space

	Wartości średnie odchyłek dla wariantu obciążania co 9 wręb [μm]												Wartości odchyłek z pomiarów dla wariantu obciążania co 9 wręb [μm]		
	lewa strona wrębu szlifowanego po obciążaniu ściernicy						prawa strona wrębu szlifowanego po obciążaniu ściernicy								
	F_α	$f_{j\alpha}$	$f_{H\alpha}$	F_β	$f_{j\beta}$	$f_{H\beta}$	F_α	$f_{j\alpha}$	$f_{H\alpha}$	F_β	$f_{j\beta}$	$f_{H\beta}$	f_p	F_p	F_r
Frezowanie	12,9	12,9	-2,3	10,0	9,4	-1,6	20,3	19,8	-0,9	17,6	9,5	15,3	3,0	6,5	7,0
Hartowanie indukcyjne	13,0	13,0	1,4	17,4	12,4	-15,6	23,9	21,0	4,8	19,5	12,1	17,5	4,0	23,5	31,0
Szlifowanie	2,5	1,0	-2,4	2,0	2,0	0,6	1,9	2,0	0,1	1,8	1,5	-0,6	3,0	7,0	7,0
	lewa strona wrębu po szlifowaniu 9 wrębów						prawa strona wrębu po szlifowaniu 9 wrębów								
	F_α	$f_{j\alpha}$	$f_{H\alpha}$	F_β	$f_{j\beta}$	$f_{H\beta}$	F_α	$f_{j\alpha}$	$f_{H\alpha}$	F_β	$f_{j\beta}$	$f_{H\beta}$			
Frezowanie	13,6	13,0	-2,1	9,9	9,6	-1,0	20,4	20,0	-1,4	18,0	9,1	15,3			
Hartowanie indukcyjne	13,7	13,7	1,4	17,3	12,7	-14,9	23,6	21,1	4,7	19,6	11,3	18,3			
Szlifowanie	2,4	1,0	-2,3	1,7	2,0	0,7	2,0	1,9	0,6	1,6	1,1	-0,3			

Tabela 3. Średnie wartości odchyłek dokładności wykonania uzębienia po frezowaniu, hartowaniu indukcyjnym oraz szlifowaniu z określonym wariantem obciążania ściernicy co 13 wręb

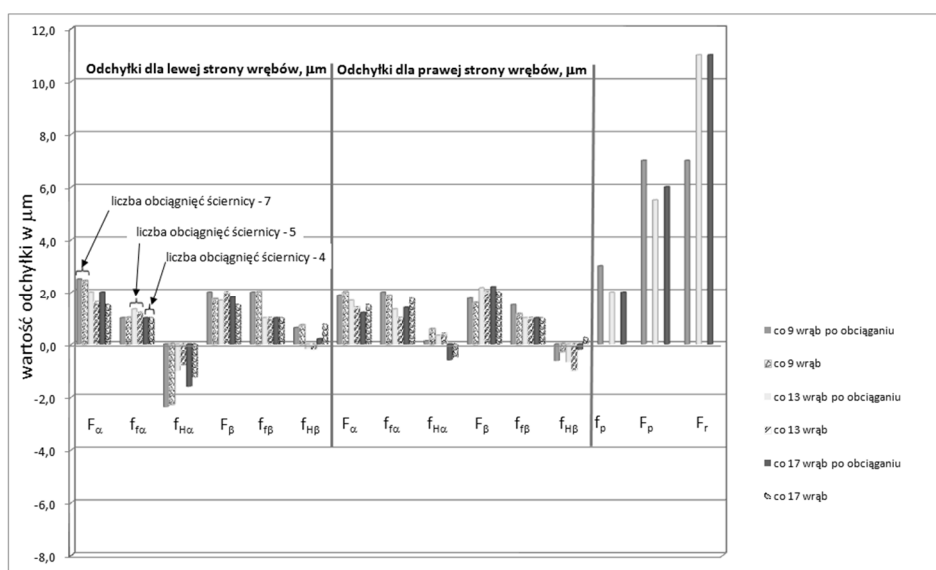
Table 3. Average values of deviations of fabrication accuracy of the teeth after milling, induction hardening and grinding with determined truing variant of the grinding wheel at every 13th tooth space

	Wartości średnie odchyłek dla wariantu obciążania co 13 wręb [μm]												Wartości odchyłek z pomiarów dla wariantu obciążania co 13 wręb [μm]		
	lewa strona wrębu szlifowanego po obciążaniu ściernicy						prawa strona wrębu szlifowanego po obciążaniu ściernicy								
	F_α	$f_{j\alpha}$	$f_{H\alpha}$	F_β	$f_{j\beta}$	$f_{H\beta}$	F_α	$f_{j\alpha}$	$f_{H\alpha}$	F_β	$f_{j\beta}$	$f_{H\beta}$	f_p	F_p	F_r
Frezowanie	13,2	12,3	-0,7	12,2	10,0	-6,3	23,0	22,8	-1,3	16,7	10,2	16,8	3,0	21,0	11,0
Hartowanie indukcyjne	13,8	12,8	-4,7	17,0	12,3	-16,2	24,8	23,3	2,7	21,5	13,5	16,8	4,0	23,0	14,0
Szlifowanie	2,0	1,3	-1,0	1,7	1,0	-0,2	1,7	1,3	0,3	2,2	1,0	-0,7	2,0	5,5	11,0
	lewa strona wrębu po szlifowaniu 13 wrębów						prawa strona wrębu po szlifowaniu 13 wrębów								
	F_α	$f_{j\alpha}$	$f_{H\alpha}$	F_β	$f_{j\beta}$	$f_{H\beta}$	F_α	$f_{j\alpha}$	$f_{H\alpha}$	F_β	$f_{j\beta}$	$f_{H\beta}$			
Frezowanie	13,6	13,0	-0,6	12,0	9,6	-6,4	26,0	26,0	0,0	19,0	12,4	16,8			
Hartowanie indukcyjne	14,4	13,4	-4,2	16,8	12,2	-15,8	24,2	22,8	3,0	21,0	13,0	20,0			
Szlifowanie	1,6	1,2	-0,8	2,0	1,0	-0,2	1,4	1,0	0,4	2,0	1,0	-1,0			

Tabela 4. Średnie wartości odchyłek dokładności wykonania uzębienia po frezowaniu, hartowaniu indukcyjnym oraz szlifowaniu z określonym wariantem obciągania ściernicy co 17 wręb

Table 4. Average values of deviations of fabrication accuracy of the teeth after milling, induction hardening and grinding with determined truing variant of the grinding wheel at every 17th tooth space

	Wartości średnie odchyłek dla wariantu obciągania co 17 wręb [μm]												Wartości odchyłek z pomiarów dla wariantu obciągania co 17 wręb [μm]		
	lewa strona wrębu szlifowanego po obciąganiu ściernicy						prawa strona wrębu szlifowanego po obciąganiu ściernicy								
	F_α	$f_{f\alpha}$	$f_{H\alpha}$	F_β	$f_{f\beta}$	$f_{H\beta}$	F_α	$f_{f\alpha}$	$f_{H\alpha}$	F_β	$f_{f\beta}$	$f_{H\beta}$	f_D	F_D	F_r
Frezowanie	13,8	13	-3,6	17,8	12,6	-15,4	21,2	21,2	-1,4	18	11,8	17	3,5	21,0	24,0
Hartowanie indukcyjne	14	14,4	0,8	20,2	18,4	-16,8	22,8	22,4	2,4	25,8	12,8	28,8	4,0	23,0	26,0
Szlifowanie	2	1	-1,6	1,8	1	0,2	1,2	1,4	-0,6	2,2	1	-0,2	2,0	6,0	11,0
	lewa strona wrębu po szlifowaniu 17 wrębów						prawa strona wrębu po szlifowaniu 17 wrębów								
	F_α	$f_{f\alpha}$	$f_{H\alpha}$	F_β	$f_{f\beta}$	$f_{H\beta}$	F_α	$f_{f\alpha}$	$f_{H\alpha}$	F_β	$f_{f\beta}$	$f_{H\beta}$			
Frezowanie	13,8	13,3	-2,8	17,8	13,3	-15,5	21,0	21,0	-1,3	16,5	10,3	16,3			
Hartowanie indukcyjne	14,3	13,5	1,0	20,0	17,3	-16,8	22,5	21,3	2,5	26,3	12,3	27,8			
Szlifowanie	1,5	1,0	-1,3	1,5	1,0	0,8	1,5	1,8	-0,5	2,0	1,0	0,3			



Rys. 2. Średnie wartości odchyłek dokładności wykonania uzębienia po szlifowaniu z określoną liczbą obciągnięć ściernicy

Fig. 2. Average values of deviations of fabrication accuracy of the teeth after grinding with the specified number of truing the grinding wheel

Przykładowo, odchylenie standardowe wyników pomiarów całkowitej odchyłki zarysu F_α dla kół zębatych szlifowanych ściernicą obciążaną co 9 wręb dla lewej strony zęba wynosi $s_{(l)} = 0,53 \mu\text{m}$, a dla prawej $s_{(p)} = 0,35 \mu\text{m}$. Z kolei dla kół zębatych szlifowanych ściernicą obciążaną co 13 wręb odchylenie standardowe dla lewej strony zęba wynosi $s_{(l)} = 0,54 \mu\text{m}$, a dla prawej $s_{(p)} = 0,81 \mu\text{m}$. W przypadku kół zębatych szlifowanych ściernicą obciążaną co 17 wręb odchylenie standardowe zarówno dla lewej, jak i prawej strony wynosi $s_{(l)} = s_{(p)} = 0,57 \mu\text{m}$.

Nie stwierdzono w badanym zakresie wpływu liczby obciągnięć ściernicy na obwodzie koła na dokładność uzębienia kół zębatych. Należy to tłumaczyć dużą trwałością ściernicy oraz obciążaniem ściernicy po przeszlifowaniu stosunkowo niewielkiej liczby wrębów (rys. 2).

4. Podsumowanie

Przeprowadzone badania częstości obciążania ściernicy nie wykazały jej wpływu na dokładność szlifowania uzębień metodą kształtowo-podziałową. Należy to tłumaczyć przede wszystkim zbyt częstym obciążaniem ściernicy po przeszlifowaniu stosunkowo niewielkiej liczby wrębów. Po operacji frezowania frezem ślimakowym klasy Bp dokładność uzębienia kół zębatych mieściła się w klasie 8, natomiast po operacji hartowania indukcyjnego nastąpiło pogorszenie dokładności uzębienia o 1 klasę (9 klasa dokładności). Zastosowanie operacji szlifowania metodą kształtowo-podziałową po frezowaniu i następnie hartowaniu indukcyjnym spowodowało zmniejszenie badanych odchyłek od kilku do kilkunastu razy i umożliwiło wykonanie uzębienia kół zębatych w 4 klasie dokładności.

Literatura

- [1] DIN 3962 (1978): Toleranze für Stirnradverzahnungen. Toleranze für abweichungen einzelner Bestimmungsgrößen.
- [2] Instrukcja obsługi szlifierki kształtowo-podziałowej Rapid 2000 do obróbki wykończeniowej uzębień firmy Höfler (Niemcy).
- [3] ISO 1328-1: 2013 (E): Cylindrical gears – ISO system of flank tolerance classification. Part 1: Definitions and allowable values of deviations relevant to flanks of gear teeth.
- [4] Koziarski A.: Czynna powierzchnia ściernicy. Metody badań makro- i mikrogeometrii, Monografie, Politechnika Łódzka 1996.
- [5] Krzempek A., Płonka S., Tubielewicz K.: Metody obciążania ściernicy ślimakowej oraz ich wpływ na dokładność szlifowanego uzębienia. Monografia 99. Budowa i Eksploatacja Maszyn, Wydawn. Politechniki Częstochowskiej, Częstochowa.
- [6] Mazurowicz R., Raczyk R.: Przyrządy do profilowania ściernic ślimakowych do szlifowania kół zębatych metodą Reishauer, Mechanik, 71 (1998) 599-600.
- [7] Ochęduszek K.: Koła zębate. T. II. Wykonanie i montaż, WNT, Warszawa 1992.

- [8] Oczóś K., Marciniak J.: Rozwój konstrukcji obrabiarek do realizacji procesów szlifowania. Cz. II, *Mechanik*, 79 (2006) 192-198.
- [9] Oczóś K., Porzycki J.: *Szlifowanie. Podstawy i technika*, WNT, Warszawa 1986.
- [10] PN-ISO 1328-1 (1997): Przekładnie zębate walcowe. Dokładność wykonania według ISO. Definicje i wartości odchyłek jednoimiennych boków zębów.
- [11] PN-ISO 1328-2 (1997): Definicje i wartości odchyłek pomiarowych złożonych i odchyłek bicia.
- [12] Rybak J.: Badania dokładności kształtowania ściernic ślimakowych oraz niektóre aspekty jej wpływu na dokładność szlifowania uzębień, Praca doktorska, Politechnika Poznańska, Poznań 1971.

EFFECT OF TRUING OF GRINDING WHEEL ON ACCURACY OF GEAR TEETH GRINDED WITH THE USE OF PROFILE METHOD

Summary

In this paper the results of investigations concerning the effects of number of truing operations of a grinding wheel on accuracy of gear wheel grinded with the use of profile dividing method are presented. The grinding operation was performed on the gear wheels made of hobbed and induction hardened C55 steel on grinding machine of RAPID 2000 made by Höfler Company. The gear wheels parameters were as follows: $m = 5$ mm, $z = 68$, $d_p = 345,131$ mm. Truing of the grinding wheel was performed after grinding of 9, 13, 17 tooth spaces of the gear wheel. The measurements of deviations of gear wheels were conducted on coordinate measuring machine. Following deviations are measured: total profile deviation F_α , profile form deviation $f_{f\alpha}$, profile slope deviation $f_{H\alpha}$, total helix deviation F_β , helix form deviation $f_{f\beta}$, helix slope deviation $f_{H\beta}$, single pitch deviation f_p , total cumulative pitch deviation F_p , radial runout deviation F_r .

Keywords: gear wheels, profile dividing grinding, accuracy of toothing

DOI: 10.7862/rm.2017.50

Przesłano do redakcji: 22.08.2017

Przyjęto do druku: 18.10.2017

Piotr SZABLEWSKI¹
Tomasz DOBROWOLSKI²
Piotr KIERUJ³

BADANIA WPLYWU GŁĘBOKOŚCI SKRAWANIA NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI STOPU INCONEL 718 PODCZAS TOCZENIA WYKOŃCZENIOWEGO

Celem badań było określenie wpływu głębokości skrawania podczas wytaczania otworu w materiale Inconel 718 na chropowatość powierzchni obrobionej. Zbadano również w porównywalnych warunkach uzyskane chropowatości powierzchni po toczeniu wzdłużnym i wytaczaniu. Otrzymane wyniki wskazują na sensowność stosowania mniejszych wartości głębokości skrawania, ze względu na szybsze zużycie ostrza skrawającego, na co ma bezpośredni wpływ ograniczone chłodzenie w strefie skrawania. Przy najmniej korzystnych warunkach podczas wytaczania ostrze szybciej ulega zużyciu, co powoduje pogorszenie jakości powierzchni obrobionej. Ograniczona ilość cieczy chłodząco-smarującej w strefie skrawania jest efektem kłębiących się wiórów, które w przypadku małych średnic obrabianych otworów trudno usunąć z obrabianego przedmiotu. Takie same parametry, jakie stosowano w próbie, gdzie uzyskano najwyższą wartość chropowatości, zastosowano podczas toczenia wzdłużnego. W tym przypadku wiór swobodnie spływający po obrabianej części nie ograniczał ilości dostarczanego chłodziwa w strefie skrawania, czego efektem było mniejsze zużycie ostrza oraz mniejsza wartość chropowatości powierzchni.

Słowa kluczowe: trwałość ostrza, mikronierówność, wióry

1. Wprowadzenie

Materiały typu Inconel, których głównym składnikiem stopowym jest nikiel (w zależności od rodzaju stopu mogą one zawierać od 50 do 75% tego pierwiastka) są bardzo szeroko stosowane w przemyśle lotniczym, m.in. na korpusy sprężarek, dyski turbin, wały główne, zawory wydechowe, obudowy łożysk, komory spalania (rys. 1). Ze względu na wysoką cenę tego materiału jest on stosowany w gorącej sekcji silnika lotniczego, gdzie wykorzystuje się jego zdolność do pracy w wysokich temperaturach, nawet do 750°C [1, 5].

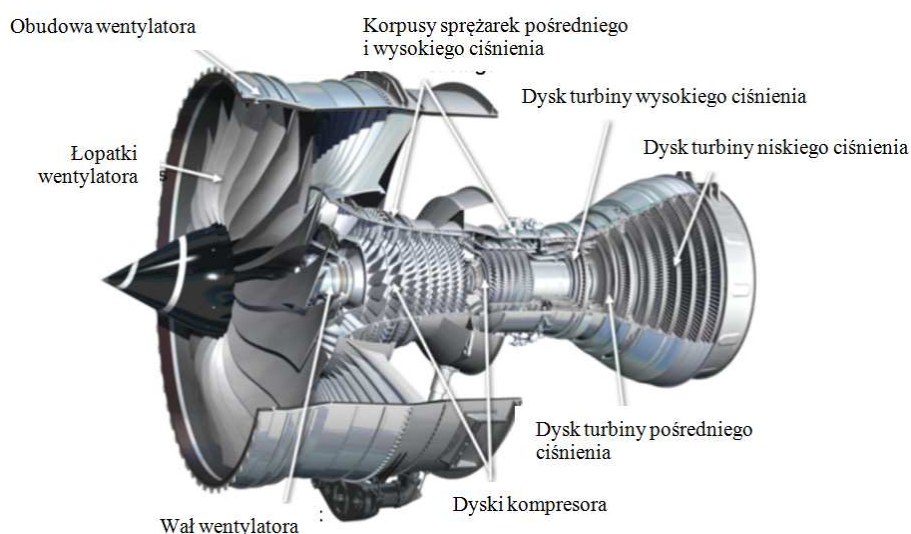
¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Piotr Szablewski, Pratt & Whitney Kalisz / PWSZ Kalisz, ul. Elektryczna 4a, tel.: 667681866, e-mail: piotr.szablewski@pwk.com.pl

² Tomasz Dobrowolski, Pratt & Whitney, Kalisz, e-mail: tomasz.dobrowolski@pwk.com.pl

³ Piotr Kieruj, Politechnika Poznańska, e-mail: piotr.kieruj@put.poznan.pl

Materiał ten jest często obiektem badań, lecz mimo licznych publikacji i coraz szerszej wiedzy na jego temat wykonywanie części wciąż nastęrcza wielu problemów. Inconel 718 z powodu swoich właściwości, do których należą: skłonność do umacniania się, mała przewodność cieplna, duża twardość i skłonność do reakcji z narzędziem, jest trudny w obróbce. Firmy narzędziowe specjalizujące się w produkcji narzędzi do obróbki materiałów na osnowie niklu przyjmują trwałość ostrzy na poziomie 15-20 min. Trwałość ta jest w dużej mierze uzależniona od konfiguracji obrabianej części. W przypadku elementów cienkościennych podczas obróbki pojawiają się drgania, zatem trwałość ostrza jest jeszcze krótsza.

Badania dotyczące trwałości ostrzy, która w głównej mierze decyduje o jakości obrobionej powierzchni, są prowadzone dla ostrzy zarówno z powłokami przeciwzuzyciowymi, jak i bez nich [2, 3, 4].



Rys. 1. Silnik turbowentylatorowy firmy Rolls-Royce XWB

Fig. 1. Rolls-Royce XWB turbofan engine

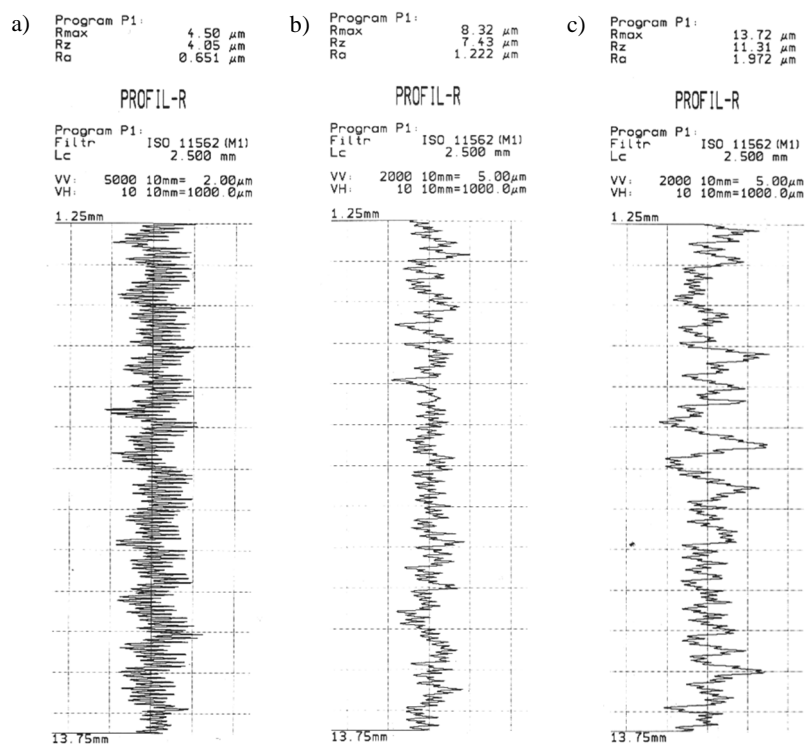
2. Zakres i metodyka badań

Toczenie wzdłużne powierzchni wewnętrznych i zewnętrznych przeprowadzono na tokarce TZD Chofum. Materiałem obrabianym był stop na osnowie niklu – Inconel 718. W badaniach zastosowano płytki skrawające DCGT 11T308 z powłoką przeciwzuzyciową S05F nakładaną metodą CVD. W zależności od rodzaju obróbki – toczenie powierzchni walcowej zewnętrznej i wytaczanie – zastosowano oprawki narzędziowe: SDJCL 2525 M11 i A32S-SDUCL 11 (kąt przystawienia główny $\kappa = 95^\circ$). Chropowatość powierzchni rejestrowano na profilografometrze firmy Hommel Tester T1000. Mierzono parametry chropowatości R_a . Próby przeprowadzono z użyciem cieczy chłodząco-smarującej.

W badaniach zastosowano następujące parametry skrawania: $v_c = 45$ m/min, $f = 0,1$ mm/obr., $a_p = 0,1-0,4$ mm.

3. Wyniki badań i ich analiza

Rysunek 2 przedstawia profile chropowatości poprzecznej powierzchni obrabianej po wytaczaniu płytką z węgla spiekanego S05F, który potwierdza zmiany mikrogeometrii ostrza w czasie skrawania t .

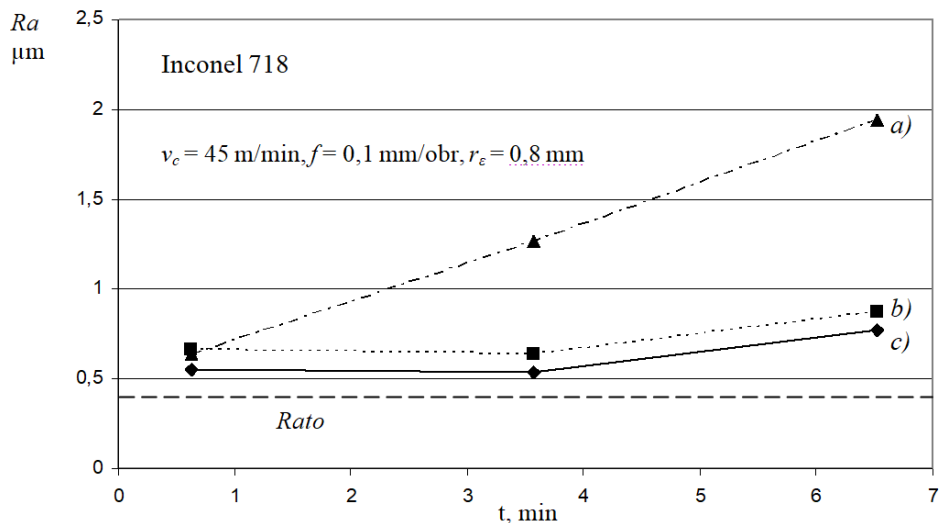


Rys. 2. Profile chropowatości poprzecznej powierzchni obrabianej po toczeniu: a) $t = 30$ s, b) $t = 3$ min 30 s, c) $t = 6$ min 30 s; $v_c = 45$ m/min, $f = 0,1$ mm/obr., $a_p = 0,4$ mm

Fig. 2. Profiles of roughness of lateral surface after turning: a) $t = 30$ s, b) $t = 3$ min 30 s, c) $t = 6$ min 30 s; $v_c = 45$ m/min, $f = 0.1$ mm/rev., $a_p = 0.4$ mm

Na rysunku 3 przedstawiono wpływ czasu skrawania t na wartości średnie Ra mikronierówności powierzchni obrabianej po toczeniu płytką z węgla spiekanego DCGT 11T308-UM S05F przy różnych głębokościach skrawania. Z badań wynika, że w początkowej fazie toczenia, niezależnie od wartości dosuwu, parametry mikronierówności są zbliżone. Po około 3,5 min pracy ostrza wartość parametru Ra dla głębokości skrawania $a_p = 0,4$ mm jest około 2 razy większa od

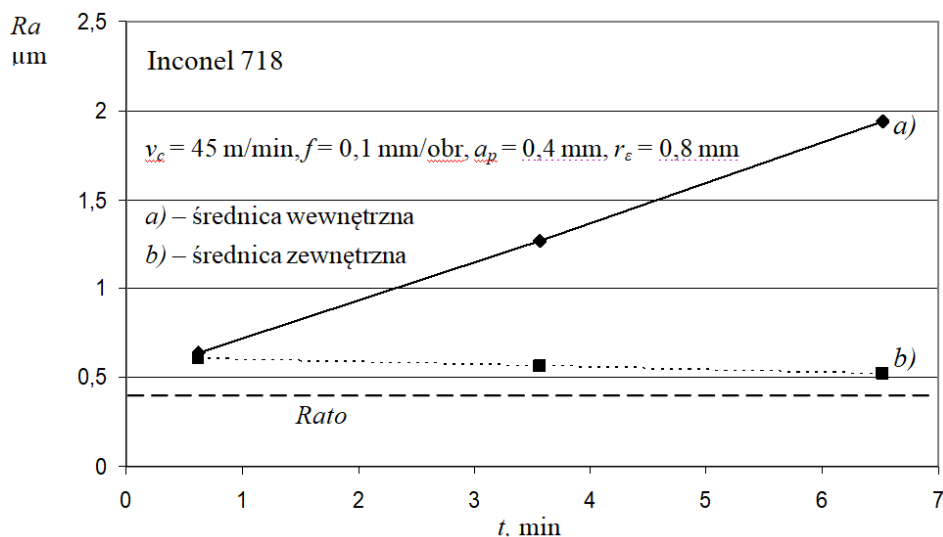
wartości początkowej. Po kolejnych 3 min skrawania parametr Ra jest 4 razy większy od wartości początkowej. Tak dużych zmian chropowatości nie zaobserwowano ani dla głębokości skrawania $a_p = 0,15$ mm, ani dla $a_p = 0,1$ mm. Rozstęp wyników parametru chropowatości Ra (dla każdej wartości dosuwu a_p) zawiera się w przedziale $Ra \pm 0,05$ μm .



Rys. 3. Zależność parametru chropowatości Ra od czasu skrawania po wytaczeniu dla różnych głębokości skrawania a_p : a) $a_p = 0,4$ mm, b) $a_p = 0,15$ mm, c) $a_p = 0,1$ mm

Fig. 3. Dependence of roughness parameter Ra from the cutting time after boring at various cutting depths a_p : a) $a_p = 0.4$ mm, b) $a_p = 0.15$ mm, c) $a_p = 0.1$ mm

Na rysunku 4 przedstawiono przebieg zależności parametru chropowatości Ra od czasu skrawania podczas toczenia Inconelu 718 płytką z węgliku spiekane DCMT 11T308-UM S05F średnicy wewnętrznej i zewnętrznej. Przy zastosowanych takich samych parametrach skrawania otrzymano dwie różne funkcje $Ra = f(t)$. Podczas obróbki otworu funkcja ta jest monotonicznie rosnąca, natomiast podczas skrawania materiału na średnicy zewnętrznej funkcja ta jest monotonicznie malejąca. Większa chropowatość w otworze przy dosuwie $a_p = 0,4$ mm w porównaniu z chropowatością uzyskaną przy $a_p = 0,15$ mm i $a_p = 0,1$ mm (rys. 3) sugeruje, że jest to wynik szybszego zużycia ostrza. Uzyskana chropowatość podczas toczenia średnicy zewnętrznej przy takim samym dosuwie $a_p = 0,4$ mm (rys. 4) podważa jednak tę tezę. Pogorszenia jakości powierzchni w otworze przy $a_p = 0,4$ mm należy się więc doszukiwać w uszkodzeniu jej przez kłębiące się wióry (rys. 5). Teza ta (podobnie jak przy wierceniu) potwierdza, że bardzo istotne staje się odprowadzenie wiórów z przestrzeni roboczej.

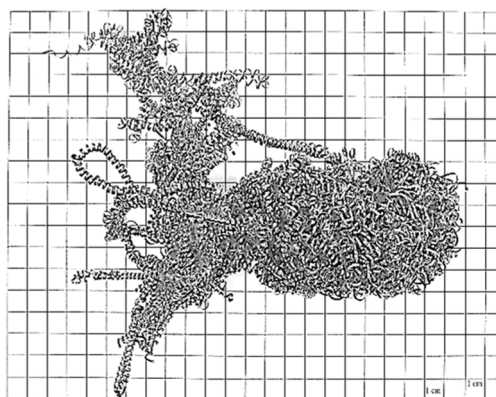


Rys. 4. Zależność parametru chropowatości Ra od czasu skrawania po wytaczaniu i toczeniu stopu Inconel 718: a) średnica wewnętrzna, b) średnica zewnętrzna

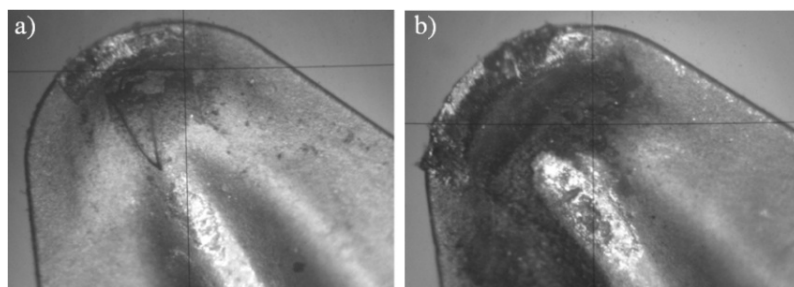
Fig. 4. Dependence of roughness parameter Ra from the cutting time after boring and turning Inconel 718 alloy: a) inside diameter, b) outside diameter

Rys. 5. Wióry po wytaczaniu Inconelu 718 płytką z węgla spiekanego z powłoką S05F: $v_c = 45 \text{ m/min}, f = 0,1 \text{ mm/obr.}, a_p = 0,4 \text{ mm}$

Fig. 5. Chips after boring of Inconel 718 by carbide insert with S05F coating: $v_c = 45 \text{ m/min}, f = 0.1 \text{ mm/rev.}, a_p = 0.4 \text{ mm}$

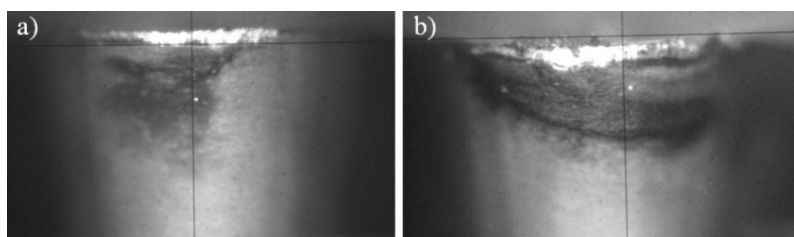


Rysunek 6 przedstawia objawy zużycia ostrza na powierzchni natarcia ostrza z węgla spiekanego powlekanego S05F po wytaczaniu Inconelu 718 przy różnych wartościach dosuwu a_p . Z kolei na rysunku 7 przedstawiono objawy zużycia tego samego ostrza na powierzchni przyłożenia. Większe zużycie ostrza zarówno na powierzchni natarcia, jak i na powierzchni przyłożenia zaobserwowano dla dosuwu $a_p = 0,4 \text{ mm}$. Duży wpływ na taką sytuację ma ilość wytworzonych wiórów, która dla $a_p = 0,4 \text{ mm}$ jest znacznie większa, a kłębiące się wióry (rys. 5) utrudniają dokładne doprowadzenie cieczy chłodząco-smarującej do



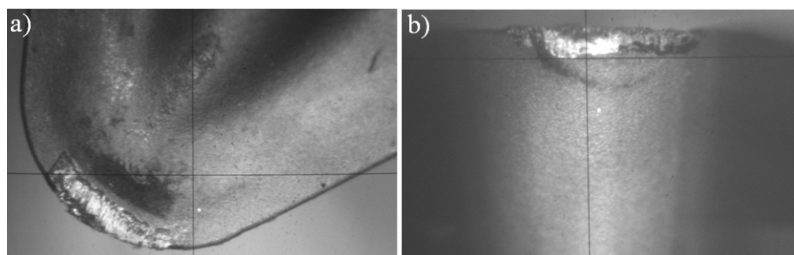
Rys. 6. Objawy zużycia ostrza z węgla spiekanego na powierzchni natarcia po wytaczaniu – $v_c = 45$ m/min, $f = 0,1$ mm/obr.: a) $a_p = 0,1$ mm, b) $a_p = 0,4$ mm

Fig. 6. Symptoms of carbide insert's wear on the rake face after boring at $v_c = 45$ m/min and $f = 0.1$ mm/rev.: a) $a_p = 0.1$ mm, b) $a_p = 0.4$ mm



Rys. 7. Objawy zużycia ostrza z węgla spiekanego na powierzchni przyłożenia po wytaczaniu – $v_c = 45$ m/min, $f = 0,1$ mm/obr.: a) $a_p = 0,1$ mm, b) $a_p = 0,4$ mm

Fig. 7. Symptoms of carbide insert's wear on the flank face after boring at $v_c = 45$ m/min and $f = 0.1$ mm/rev.: a) $a_p = 0.1$ mm, b) $a_p = 0.4$ mm



Rys. 8. Objawy zużycia ostrza z węgla spiekanego na powierzchni natarcia i przyłożenia po toczeniu Inconelu 718 – $v_c = 45$ m/min, $f = 0,1$ mm/obr.: a) $a_p = 0,4$ mm, b) $a_p = 0,4$ mm

Fig. 8. Symptoms of carbide insert's wear on the rake face and flank face after turning Inconel 718 at $v_c = 45$ m/min and $f = 0.1$ mm/rev.: a) $a_p = 0.1$ mm, b) $a_p = 0.4$ mm

strefy skrawania. W celu przedstawienia różnic objawów zużycia podczas toczenia i wytaczania Inconelu 718 na rys. 8 pokazano objawy zużycia ostrza z węgla spiekanego powlekanego S05F po toczeniu z dosuwem $a_p = 0,4$ mm.

Mniejsze zużycie na powierzchni natarcia i przyłożenia podczas toczenia w porównaniu ze zużyciem ostrza po wytaczaniu z tą samą głębokością skrawania potwierdza konieczność dokładnego doprowadzenia cieczy chłodząco-smarującej do strefy skrawania.

4. Podsumowanie

Chropowatość powierzchni obrobionej podczas wytaczania materiału Inconel 718 w dużym stopniu zależy od głębokości skrawania. Większa głębokość skrawania utrudnia możliwość dostarczenia cieczy chłodząco-smarującej do strefy skrawania. Powodem tego są kłębiące się wióry, które w przypadku tego materiału są trudne do złamania. Chropowatość powierzchni obrobionej podczas wytaczania dość szybko zmienia się w czasie. Jej wartość po 6 min obróbki jest 4 razy większa. Takiej sytuacji nie zaobserwowano podczas toczenia średnicy zewnętrznej, gdzie wiór nie ogranicza ilości cieczy chłodząco-smarującej dostarczanej podczas procesu obróbki.

Literatura

- [1] Alauddin M., El-Baradie M.A., Hashmi M.S.J.: Optimization of surface finish in end milling Inconel 718, *J. Mat. Pro. Technol.*, 56 (1996) 54-65.
- [2] Aronson R.B.: What's different about manufacturing for Aerospace?, *Manuf. Eng.*, 126 (2002) 36-38.
- [3] 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, *J. Mat. Pro. Technol.*, 116 (2001) 2-9.
- [4] Jindal P.C., Santhanam A.T., Schleinkofer U., Shuster A.F.: Performance of PVD TiN, TiCN, and TiAlN coated cemented carbide tools in turning, *Int. J. Refractory Metals Hard Materials*, 17 (1999) 163-170.
- [5] M'Saoubi R., Axinte D., Soo S.L., Nobel C., Attia H., Kappmeyer G., Engin S., Sim W.M.: High performance cutting of advanced aerospace alloys and composite materials, *CIRP Annals – Manuf. Technol.*, 64 (2015) 557-580.

STUDY OF EFFECT OF THE CUTTING DEPTH ON SURFACE ROUGHNESS OF INCONEL 718 ALLOY DURING FINISH TURNING

Summary

The aim of this study was to determine the impact of the depth of cut while boring a hole in the Inconel 718 on the roughness of the machined surface. The surface roughness after longitudinal turning and boring at comparable conditions were also measured. The obtained results indicated the meaningfulness of the application of lower cutting depth values, due to the faster wear of the cutting edge, which is directly affected by limited cooling in the cutting zone. With unfavorable conditions while boring, the cutting edge wears faster, resulting in deterioration in the quality of the work surface. The limited amount of cutting fluid in the cutting zone is the result of curling of chips, which, in the case of small workpiece diameters, are difficult to remove from the workpiece. The

same parameters used in the trial where the highest roughness was obtained were applied during longitudinal turning. In this case, the free-flow chip after the machined part did not limit the amount of coolant supplied in the cutting zone, resulting in less cutting edge wear and less surface roughness.

Keywords: tool life, microroughness, chips

DOI: 10.7862/rm.2017.51

Przesłano do redakcji: 14.08.2017

Przyjęto do druku: 18.10.2017

Stanisław ZABORSKI¹
Tomasz STECHNIJ²
Jan MASALSKI³
Dariusz POROŚ⁴

WŁAŚCIWOŚCI FIZYKOCHEMICZNE POWIERZCHNI WYBRANYCH MATERIAŁÓW PO OBRÓBCE STRUMIENIOWO-ŚCIERNEJ

Celem prezentowanych wyników badań jest ocena stanu warstwy powierzchniowej stali oraz metali lekkich w kontekście parametrów obróbki strumieniowej. Referat zawiera wyniki pomiarów, takich jak: odporność na korozję, chropowatość i mikro-twardość. Praca przez analizę materiałów prowadzi do oceny właściwości użytko-wych wyrobów produkowanych z blach.

Słowa kluczowe: obróbka strumieniowo-ścierna, kształtowanie powierzchni izo-tropowych, odporność korozyjna

1. Wprowadzenie

Blacha jest typowym wyrobem hutniczym stosowanym w różnych gałęziach przemysłu. Realizowany przez autorów cykl badań dotyczy obróbki powierzch-niowej blach. Obróbka warstwy powierzchniowej modyfikuje w materiałach istotne parametry: strukturę stereoskopową powierzchni oraz właściwości fizyko-chemiczne, takie jak: twardość, adhezja, chropowatość, aktywność chemiczna, przewodność ciepła i elektryczność [1, 3, 5]. Spośród wielu efektów obróbki stru-mieniowo-ścierniej mało poznanym zagadnieniem jest odporność korozyjna materiału po obróbce [4, 6]. W tym celu poczyniono przedstawione w pracy próby pomiaru odporności korozyjnej.

2. Materiały poddane badaniom

Badania realizowano na próbkach o wymiarach 60x20x2 mm. Stosowano kilkanaście typów materiałów, z których w niniejszej pracy ukazano dwa typowe:

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Stanisław Zaborski, Politechnika Wrocławska, ul. I. Łukasiewicza 5, 50-370 Wrocław, tel.: 71 3202075, e-mail: stanislaw.zaborski@pwr.wroc.pl

² Tomasz Stechnij, Politechnika Wrocławska, e-mail: tomasz.stechnij@pwr.wroc.pl

³ Jan Masalski, Politechnika Wrocławska, e-mail: jan.masalski@pwr.wroc.pl

⁴ Dariusz Poros, Politechnika Wrocławska, e-mail: dariusz.poros@pwr.wroc.pl

stop aluminium 2017 (PA6) oraz stal niskowęglową S255 (tab. 1). W referacie zaprezentowano badania odporności na korozję sześciu próbek w stanie po polerowaniu (oznaczane w tekście i na rysunkach jako St3 oraz PA) oraz w dwóch stanach po obróbkach strumieniowych (oznaczone a, b – stop glinu oraz c, d – stal). Zarówno przed, jak i po obróbce prowadzono systematyczne pomiary cech warstwy powierzchniowej [2, 3, 9]: badania mikroskopowe struktury geometrycznej, pomiary mikrotwardości oraz pomiary odporności na korozję.

Tabela 1. Materiały przeznaczone do obróbki w stanie pierwotnym (polerowane mechanicznie)

Table 1. Materials to be treated in the original state (mechanically polished)

Parametr / Materiał	AlCu4MgSi	S255
Mikrotwardość	HV_{50} 71,7	HV_{50} 136,7
Chropowatość	-	-
Ra	0,1	0,11
Rz	0,8	0,45
Rp	0,1	0,17
Rt	0,9	0,47

3. Metoda obróbki

Obróbka strumieniowo-ścierna może być prowadzona na mokro, hydrościerna [3]. W takim przypadku, aby zabezpieczyć powierzchnię przed korozją w strumieniu wodnym, dodaje się odczynniki zabezpieczające powierzchnię przed korozją (inhibitory) [7]. Z kolei w przypadku obróbki strumieniowo-ściernej na sucho należy pamiętać, aby tuż po obróbce przedmiot obrabiany dokładnie oczyścić z wszelkich pozostałości procesu. Niedostatecznie oczyszczona powierzchnia, przykładowo pozostałości pyłów, może być przyczyną powstania łańcuchów korozji, tzw. ogniów korozyjnych [5]. Zastosowano obróbkę suchą strumieniowo-ścierną, kabinową. Sterowano wszystkimi dostępnymi parametrami, a zatem: ciśnieniem strugi, rozmiarami dysz, rodzajem ziarna, kątami natarcia strugi, ułożeniem i posuwem przedmiotu obrabianego [8, 9]. Publikacja, z racji objętości, zawiera wyselekcjonowane wyniki badań. Zaprezentowano najistotniejsze parametry oraz ich wpływ na stan powierzchni. Przedstawione wyniki dotyczą obróbki, w której podczas różnicowania kąta strugi oraz ciśnienia pozostałe parametry były bez zmian (w myśl empirycznej zasady *ceteris paribus*).

4. Wyniki pomiarów

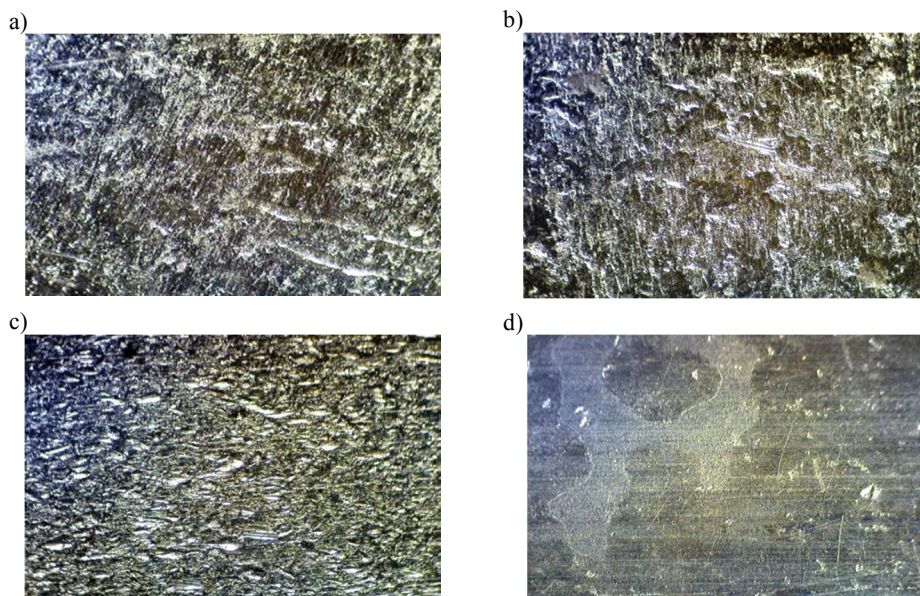
Porównanie podstawowych parametrów chropowatości powierzchni, zmierzonych po eksperymentach zawiera tab. 2. Rysunek 1 ilustruje różnice struktury geometrycznej powierzchni wybranych próbek. Parametry chropowatości

zaprezentowane w tab. 2 nie ukazują w pełni złożoności struktury geometrycznej powierzchni. Zapewne pełna analiza stereometryczna ukazałaby istotne różnice w powstałych strukturach. Oczywiście zachodzi wyraźna zmiana elementarnych parametrów chropowatości wraz ze wzrostem ciśnienia i zmianami kąta natarcia – mająca również związek z typem obrabianego materiału. Wszystkie powierzchnie wykazują struktury anizotropowe o pseudolosowej kierunkowości powierzchni, co jest wynikiem zastosowanej obróbki.

Tabela 2. Wyniki badań, wybrane właściwości materiałów po obróbkach

Table 2. Results of investigations, selected properties of materials after machining

Materiał	Ciśnienie	R_z			R_a			HV_{50}		
		30°	60°	90°	30°	60°	90°	30°	60°	90°
St3 S255	P1 = 0,7 MPa	10,99	6,29	3,09	1,39	0,66	0,34	142,5	151,7	162,6
	P2 = 1,2 MPa	15,45	12,36	18,54	2,06	1,85	2,58	149,1	162,7	167,7
PA6 AlCu4MgSi	P1 = 0,7 MPa	1,41	0,81	1,01	0,15	0,06	0,08	93,7	97,5	199,5
	P2 = 1,2 MPa	1,52	1,01	1,72	0,16	0,08	0,18	213,8	215,8	223,7

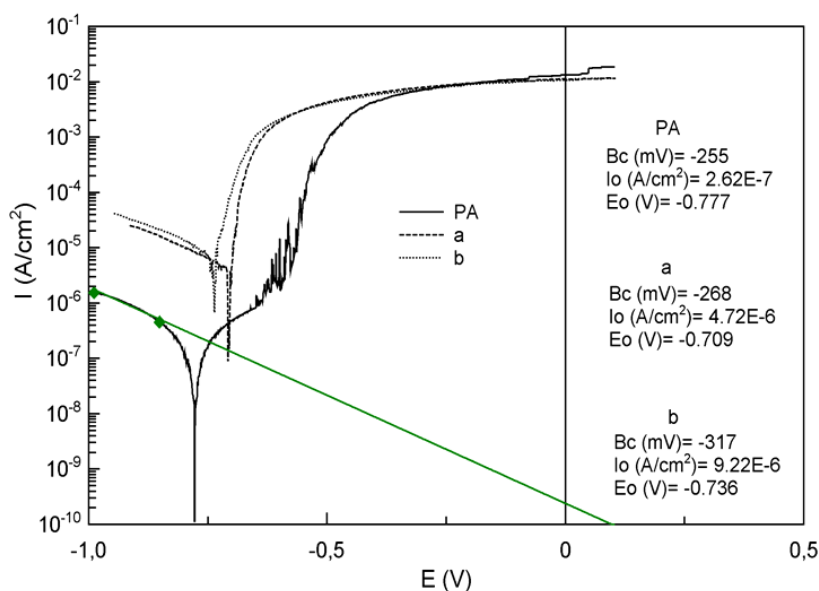


Rys. 1. Przykładowe porównanie powierzchni obrabianych blach, mikroskopia świetlna – powiększenie 80x: a) stal po obróbce, ciśnienie 0,7 MPa, kąt strugi 60°, b) stal po obróbce, ciśnienie 0,7 MPa, kąt strugi 30°, c) stop glinu po obróbce strumieniowej, ciśnienie 1,2 MPa, kąt strugi 90°, d) stop glinu w stanie po polerowaniu

Fig. 1. Exemplary comparison of surfaces of machined sheets, light microscopy – magnification 80x: a) steel after treatment, pressure 0.7 MPa, jet angle 60°, b) steel after treatment, pressure 0.7 MPa, jet angle 30°, c) aluminium alloy, pressure 1.2 MPa, jet angle 90°, d) aluminum alloy after polishing

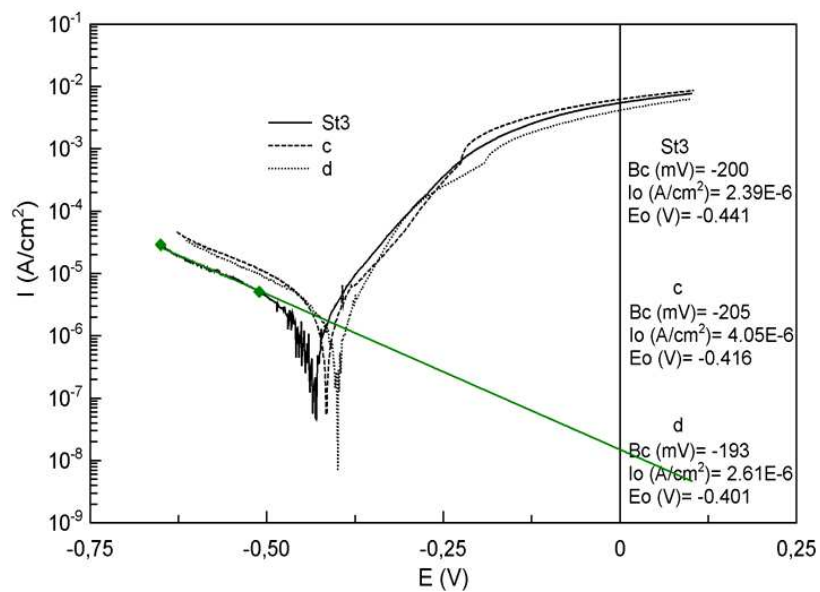
Badania podatności na korozję – polaryzacyjne wykonano na potencjostacie Schlumberger SI 1286, z wykorzystaniem oprogramowania do pomiarów *CorrWare* oraz do prezentacji i analizy wyników *CorrView*. Naczynko elektrochemiczne było wyposażone w platynową elektrodę pomocniczą i kalomelową elektrodę odniesienia (z kapilarą Ługgina), a roztwór korozyjny zawierał: 8,6 chlorku sodu, 0,3 chlorku potasu i 0,243 chlorku wapnia (w g/dm³) [7].

Aby ocenić odporność korozyjną, zmierzono zmiany potencjału korozyjnego (tzw. potencjału ogniwa otwartego) w czasie, wykonano pomiary oporu polaryzacyjnego (szybkość zmian potencjału wynosiła 0,167 mV/s), zarejestrowano krzywe polaryzacyjne w zakresie potencjałów: od potencjału o 200 mV niższego od potencjału ogniwa otwartego, do potencjału większego o 100 mV względem nasyconej elektrody kalomelowej – NEK (szybkość zmian potencjału wynosiła 1 mV/s). Wyniki badań przedstawiono na rys. 2-4. Potencjały korozyjne stali zmierzone bezpośrednio po zanurzeniu do roztworu są wyraźnie wyższe niż potencjały korozyjne stopu aluminium. Obróbka powierzchni nieznacznie podwyższa potencjały korozyjne stali i stopu aluminium. Opór R_p stopu glinu jest kilkadziesiąt razy większy niż R_p obrobionych powierzchniowo stali.



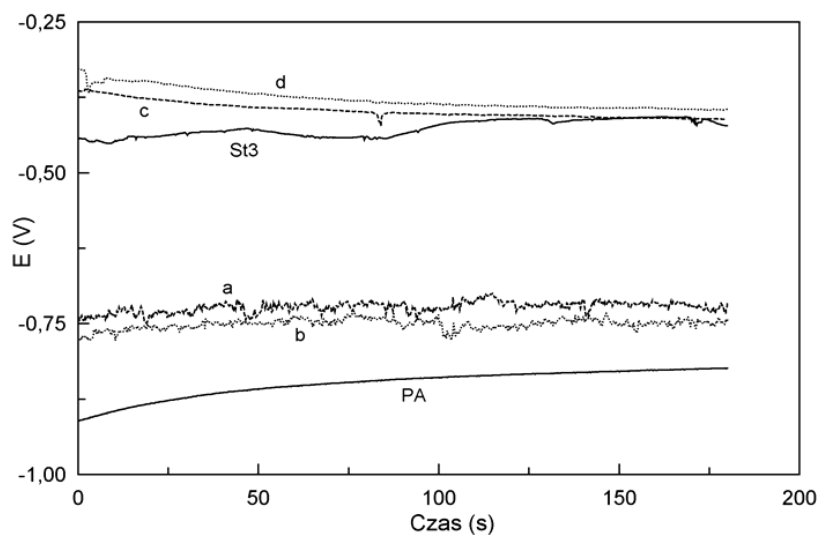
Rys. 2. Krzywa polaryzacyjna stopu aluminium

Fig. 2. Polarization curve of aluminum alloy



Rys. 3. Krzywa polaryzacyjna stali

Fig. 3. Steel polarization curve



Rys. 4. Krzywe potencjałów dla stali i stopu aluminium

Fig. 4. The potential curves for steel and aluminium alloy

Z analizy krzywych polaryzacyjnych wynika, że zarówno stal, jak i stop glinu nie ulegają pasywacji w roztworze korozyjnym. Szybkość korozji wyznaczono, opierając się na prostoliniowych (tafelowskich) katodowych odcinkach krzywych [5]. Obróbka powierzchniowa stopu glinu bardzo niekorzystnie wpływa na szybkość korozji tego stopu. Prąd korozji nieobrobionego stopu PA6 jest rzędu $2,6 \cdot 10^{-7}$ A/cm², a poddanego obróbce powierzchniowej odpowiednio: $4,7 \cdot 10^{-6}$ A/cm² i $9,2 \cdot 10^{-6}$ A/cm². Niekorzystny wpływ na odporność korozyjną wywiera również obróbka powierzchniowa stali. To pogorszenie odporności korozyjnej nie jest jednak tak wyraźne jak w przypadku stopu PA6. Gęstości prądów korozji są tego samego rzędu: od $2,4 \cdot 10^{-6}$ do $4,0 \cdot 10^{-6}$ A/cm².

5. Podsumowanie

Przedstawione badania prowadzą do konkluzji, że złożoność zjawisk zachodzących na powierzchni ciał stałych nie pozwala na formułowanie nieskomplikowanych i jednoznacznych technologicznych zaleceń. Wiele zjawisk stanowi o tym, że dla każdego materiału i konkretnego celu technicznego powierzchnie blach należy przygotowywać indywidualnie, dobierając parametry obróbkowe. Referat prezentuje nieliczne dane z wielu wykonanych prób i badań. W toku całego cyklu badawczego nie stwierdzono systematycznych czy modelowych zmian, wręcz przeciwnie – niekiedy niewielka modyfikacja powodowała istotne zmiany wybranych parametrów powierzchni. Ukazano także odwrotną zależność, przy typowych stalach niestopowych ferrytyczno-perlitycznych znaczne zmiany parametrów obróbki strumieniowo-ściernej nie powodowały istotnych różnic we właściwościach chemicznych powierzchni.

Literatura

- [1] Borkowski J.: Fizykalne podstawy obróbki strumieniowo-ściernej, *Studia i Materiały* nr 6, Prace Naukowe ITBM Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 1975.
- [2] Borkowski P.: Teoretyczny model powierzchniowej obróbki wysokoenergetyczną strugą hydrościerną, *XXIV Szkoła Naukowa Obróbki Ściernej*, Kraków 2001.
- [3] Kaczmarek J., Sikora J., Czyżewicz C.: *Obróbka strumieniowo-ścierna*, WNT, Warszawa 1963.
- [4] Klimas T.: Proces śrutowania, *Przegląd Mechaniczny*, 13 (1984) 32-37.
- [5] *Poradnik galwanotechnika*, Praca zbiorowa, WNT, Warszawa 1973.
- [6] Woźniak K.: *Materiały ścierne*, WNT, Warszawa 1975.
- [7] Wranglen G.: *Podstawy korozji i ochrony metali*, WNT, Warszawa 1975.
- [8] Zaborski S., Pszczołowski W.: Zastosowanie mikrokulek szklanych w obróbce strumieniowo-ściernej, *XXVI Szkoła Naukowa Obróbki Ściernej*, Łódź 2003.
- [9] Zaborski S., Stechnij T., Poroś D.: Wpływ obróbki strumieniowo-ściernej na strukturę geometryczną powierzchni wybranych metali nieżelaznych, *Mechanik*, 89 (2016) 1080-1081.

PHYSICOCHEMICAL PROPERTIES OF SURFACE OF SELECTED MATERIALS AFTER ABRASIVE BLASTING

Summary

The aim of presented results of the investigations is the assessment of the state of the surface layer of steels and light metals in the context of the parameters of the blasting. This article contains the results of measurements of resistance to corrosion, roughness and microhardness. This work, through material analysis, leads to the assessment of the performance of sheet metal products.

Keywords: abrasive blasting, the formation of an isotropic surfaces, resistance to corrosion

DOI: 10.7862/rm.2017.52

Przesłano do redakcji: 22.08.2017

Przyjęto do druku: 18.10.2017

Kazimierz ZALESKI¹
Jakub MATUSZAK²

BADANIA PORÓWNAWCZE WPŁYWU PARAMETRÓW TECHNOLOGICZNYCH FREZOWANIA WYBRANYCH STOPÓW TYTANU NA MOMENT SKRAWANIA I CHROPOWATOŚĆ OBROBIONEJ POWIERZCHNI

Stopy tytanu znajdują zastosowanie w wielu gałęziach przemysłu. Z uwagi na wymogi związane z dokładnością wymiarowo-kształtową i jakością powierzchni często są poddawane obróbce skrawaniem. Jednak ze względu na ich właściwości należą do grupy materiałów trudnoskrawalnych. W pracy przedstawiono wyniki badań wpływu prędkości skrawania v_c oraz posuwu na ostrze f_z na moment skrawania i jego amplitudę oraz chropowatość powierzchni podczas frezowania próbek wykonanych ze stopów tytanu Ti6Al4V, WT3-1, WT22 oraz OT4-1. Badania przeprowadzono na 3-osiowym centrum obróbkowym. Do pomiaru momentu skrawania użyto siłomierza obrotowego Kistler 9125A. Istnieje zakres prędkości skrawania v_c , dla którego chropowatość powierzchni jest najmniejsza. Wykazano, że wartości momentu skrawania oraz amplitudy są silnie skorelowane z właściwościami materiału.

Słowa kluczowe: stopy tytanu, moment skrawania, amplituda momentu, chropowatość powierzchni

1. Wprowadzenie

Stopy tytanu, ze względu na takie właściwości, jak duża wytrzymałość właściwa (stosunek wytrzymałości do gęstości), możliwość użytkowania w wysokiej temperaturze i środowisku korozyjnym, dobra kompatybilność z tkanką ludzką, znajdują szerokie zastosowanie. Ze stopów tych są wytwarzane elementy samolotów, śmigłowców, okrętów, maszyn przemysłu chemicznego i spożywczego, a także implanty.

Przedmioty produkowane ze stopów tytanu charakteryzują się na ogół dużymi wymaganiami odnośnie do dokładności oraz chropowatości powierzchni, a w związku z tym są kształtowane metodami obróbki skrawaniem. Obróbka ta

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Kazimierz Zaleski, Politechnika Lubelska, ul. Nadbystrzycka 36, 20-618 Lublin, tel.: 815384238, e-mail: k.zaleski@pollub.pl

² Jakub Matuszak, Politechnika Lubelska, e-mail: j.matuszak@pollub.pl

jest dość trudna ze względu na właściwości stopów tytanu, takie jak mały współczynnik przewodzenia ciepła, skłonność do tworzenia się narostu, duży współczynnik tarcia, mała wartość modułu Younga. Głównym problemem w obróbce tych stopów jest intensywne zużywanie się ostrzy narzędzi skrawających, ale też występowanie dużych sił i momentów skrawania. Pojawiający się narost i skłonność do występowania drgań mogą utrudniać uzyskanie wymaganej jakości powierzchni. Składowe całkowitej siły skrawania oraz chropowatość obrobionej powierzchni są ważnymi wskaźnikami skrawalności materiału [6-8].

Z analizy literatury wynika, że większość badań skrawalności stopów tytanu dotyczyła obróbki toczeniem. Wpływ głębokości skrawania podczas toczenia stopu Ti6Al4V ELI (Grade 23) na chropowatość powierzchni i składowe całkowitej siły skrawania badano w pracy [12]. Autorzy pracy [13] analizowali siłę skrawania, posuwową i odporową w procesie obróbki stopu Ti6Al4V w funkcji głębokości i czasu skrawania. W artykule [15] przedstawiono równania regresji obrazujące wpływ głębokości skrawania, posuwu i prędkości skrawania na parametr R_z chropowatości powierzchni oraz siłę skrawania i posuwową w obróbce toczeniem stopu tytanu WT3-1. Chropowatość powierzchni stopu Ti6Al4V po toczeniu w znacznym stopniu zależy od posuwu oraz chłodzenia cieczą obróbkową [4], natomiast nie zauważono, aby na chropowatość powierzchni wpływało ciśnienie tej cieczy [11]. Jak wykazały badania przeprowadzone na stopie tytanu Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo, na chropowatość powierzchni po toczeniu wykończeniowym wpływa zużycie ostrzy narzędzi [5]. Wyniki badań wpływu parametrów skrawania na chropowatość powierzchni stopu Ti6Al4V po toczeniu narzędziami o ostrzach z regularnego azotku boru oraz niepowlekanego i powlekanego węgla przedstawił [14].

Jednym z najczęściej stosowanych sposobów obróbki w procesie wytwarzania elementów ze stopów tytanu jest frezowanie. Autorzy pracy [2] badali chropowatość powierzchni stopu tytanu TA15 po frezowaniu z dużą prędkością skrawania (250 m/min oraz 350 m/min) narzędziami o ostrzach z polikrystalicznego diamentu (PCD) oraz polikrystalicznego regularnego azotku boru (PCBN). Stwierdzono, że narzędzia o ostrzach z PCD umożliwiają uzyskanie mniejszej chropowatości powierzchni w porównaniu z narzędziami z PCBN. Korzystny wpływ zastosowania frezów o zmiennej podziałce na drgania narzędzia podczas obróbki „na sucho” cienkościennych elementów lotniczych ze stopu Ti6Al4V zauważyli autorzy pracy [3]. Wyniki badań wpływu parametrów trochoidalnego frezowania cienkich ścianek ze stopu Ti6Al4V na siłę skrawania, chropowatość powierzchni oraz błędy grubości ścianki zaprezentowano w pracy [10].

Oprócz badań eksperymentalnych, składowe całkowitej siły skrawania w obróbce frezowaniem stopu tytanu Ti6Al4V analizowano też metodą elementów skończonych. Badania symulacyjne wykazały, że istotny wpływ na składowe siły skrawania mają parametry skrawania, a w największym stopniu wpływa na nie wartość posuwu [1]. Z kolei w pracy [9] stwierdzono, że istotny wpływ na wyniki

symulacji MES ma model konstytutywny materiału obrabianego, przy czym parametry modeli wyznaczono, opierając się na danych eksperymentalnych.

Na podstawie analizy literatury można stwierdzić, że w dotychczasowych badaniach skrawalności stopów tytanu był uwzględniany głównie stop Ti6Al4V, a otrzymane wyniki nie były porównywane z wynikami dla innych stopów tytanu. Do wytwarzania elementów maszyn mogą być stosowane różne stopy tytanu, dlatego uznano za celowe przeprowadzenie badań porównawczych momentu skrawania, siły biernej i chropowatości obrabianej powierzchni w procesie frezowania stopów Ti6Al4V, WT3-1, WT22 oraz OT4-1.

2. Metodyka badań eksperymentalnych

Eksperyment przeprowadzono na centrum frezarskim AVIA800HS. Do badań użyto próbek wykonanych z czterech stopów tytanu: Ti6Al4V, WT3-1, WT22 oraz OT4, o wymiarach 100 x 15 x 10 mm. W tabeli 1 przedstawiono skład chemiczny i właściwości fizyczne zastosowanych materiałów.

Tabela 1. Skład chemiczny i właściwości fizyczne stopów tytanu

Table 1. Chemical composition and physical properties of titanium alloys

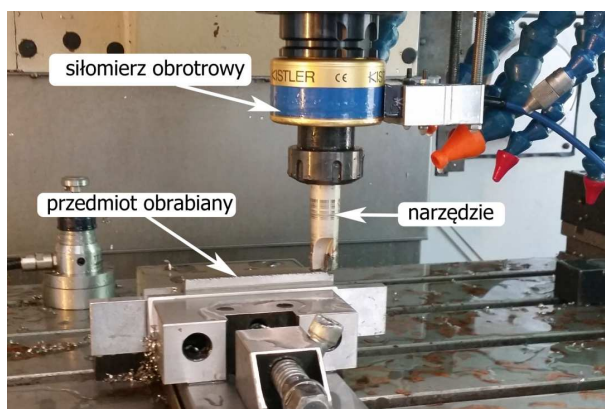
Symbol	Skład chemiczny [%]								Właściwości fizyczne	
	Al	V	C	Fe	Mo	Cr	Mn	Ti	R_m [MPa]	HRC
Ti6Al4V	6,25-6,31	4,09-4,12	0,026-0,027	0,18-0,21	-	-	-	reszta	1014	33
WT22	5,6-5,7	4,7	0,1	1,0	4,7-4,9	0,8-0,9	-		1173	35
WT3-1	5,5-5,6	-	0,1	0,2	2,0-3,0	0,8-2,3	-		910	32
OT4-1	1,5-2,5		0,1	0,3	-	-	0,7-2,0		630	25

Próbki poddano procesowi frezowania czołowego przy użyciu frezu trzpieniowego firmy ISCAR o średnicy $D = 20$ mm, z dwoma płytkami z węglików spiekanych o symbolu HM90 APKW 1003PDR. Zastosowano stałą głębokość frezowania a_p oraz zmienne prędkości skrawania v_c i posuwy na ostrze f_z . W tabeli 2 przedstawiono zestawy parametrów technologicznych skrawania. W celu wyeliminowania wpływu zużycia ostrza na efekty obróbki, dla każdego stopu zastosowano nowe płytki skrawające. W trakcie frezowania rejestrowano moment skrawania za pomocą siłomierza obrotowego Kistler 9125A. Ze stabilnego przebiegu siły (pomijając strefę wejścia i wyjścia) wyznaczono wartości średnie oraz amplitudy momentu skrawania. Na rysunku 1 przedstawiono widok stanowiska badawczego. Po procesie frezowania dokonano pomiarów chropowatości za pomocą urządzenia Hommel tester T1000.

Tabela 2. Parametry technologiczne skrawania

Table 2. Cutting parameters

v_c [m/min]	40	60				80	100
f_z [mm/ostre]	0,1	0,05	0,1	0,2	0,3	0,1	
a_p [mm]	0,5						
a_e [mm]	15						



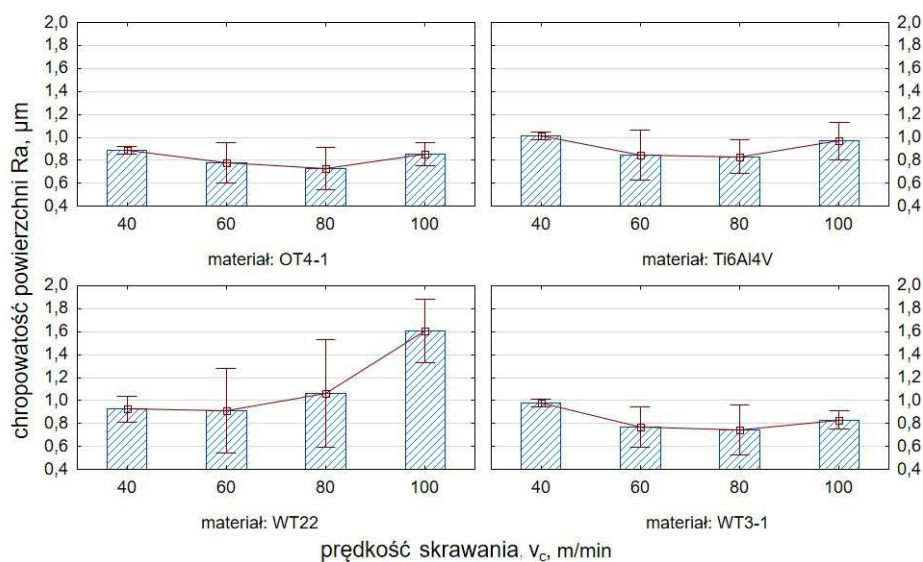
Rys. 1. Widok stanowiska badawczego

Fig. 1. The view of the test stand

3. Wyniki badań

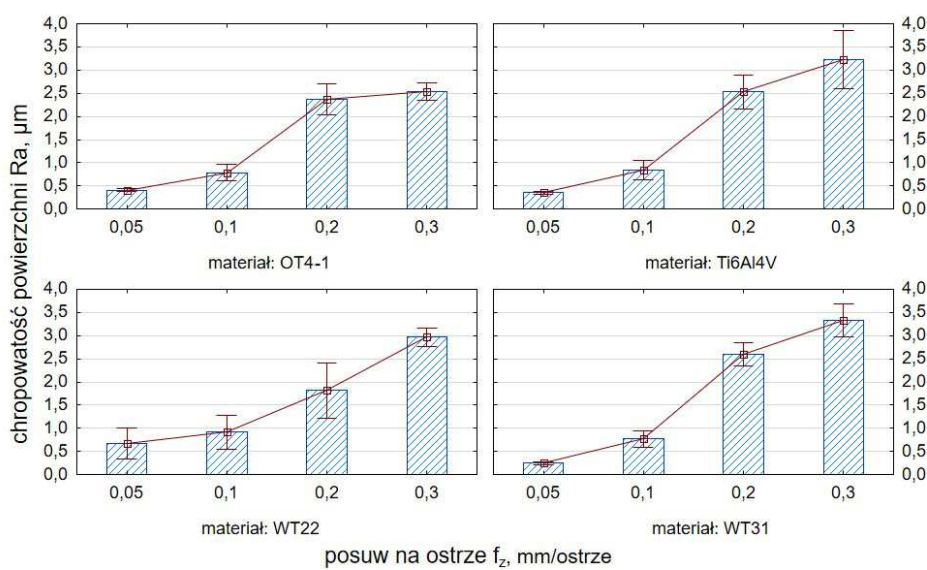
Na rysunku 2 przedstawiono wykres wpływu prędkości skrawania v_c na wartość parametru chropowatości Ra . Dla stopów OT4-1, Ti6Al4V oraz WT3-1 – do prędkości $v_c = 80$ m/min – wraz ze wzrostem prędkości obserwuje się nieznaczny spadek chropowatości powierzchni. Przy prędkości $v_c = 100$ m/min widoczna jest zmiana trendu i wzrost wartości chropowatości. Można się spodziewać, że dalszy wzrost prędkości spowoduje wzrost chropowatości powierzchni. Z kolei dla stopu WT22 zaobserwowano wzrost chropowatości wraz ze wzrostem prędkości skrawania, przy czym wartości parametru Ra są wyższe w porównaniu z pozostałymi stopami, szczególnie w zakresie podwyższonych prędkości. Na rysunku 3 przedstawiono wykres wpływu posuwu na ostrze f_z na chropowatość powierzchni. Wraz ze wzrostem posuwu chropowatość rośnie.

Na rysunku 4 przedstawiono wykres wpływu prędkości skrawania na moment skrawania dla badanych materiałów. Nie zaobserwowano znaczącego wpływu prędkości skrawania na moment skrawania. Dla stopów OT4-1, Ti6Al4V oraz WT3-1 moment skrawania zmieniał się w zakresie 0,8-1,0 Nm, natomiast widoczne są większe wartości momentu skrawania podczas frezowania stopu WT22, który zmieniał się w zakresie 1,3-1,5 Nm. Rysunek 5 przedstawia wpływ



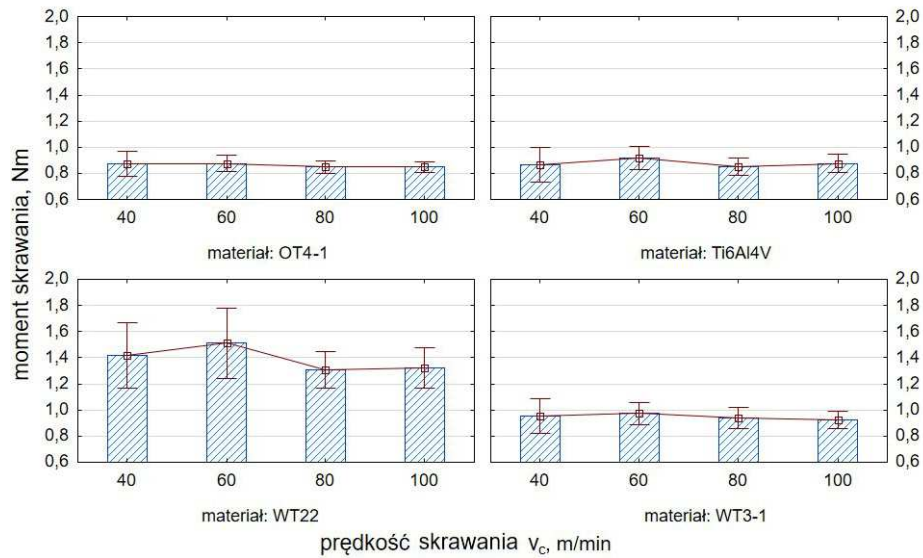
Rys. 2. Wpływ prędkości skrawania v_c na chropowatość powierzchni (stały posuw $f_z = 0,1$ mm/ostrze)

Fig. 2. The effect of cutting speed v_c on surface roughness (constant feed per tooth $f_z = 0.1$ mm/tooth)



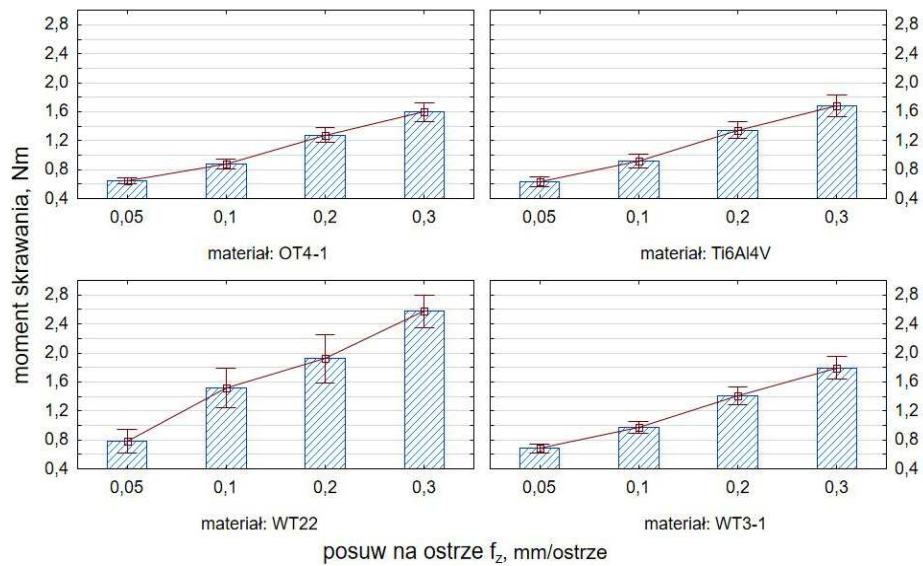
Rys. 3. Wpływ posuwu na ostrze f_z na chropowatość powierzchni (stała prędkość $v_c = 60$ m/min)

Fig. 3. The effect of feed per tooth f_z on surface roughness (constant cutting speed $v_c = 60$ m/min)



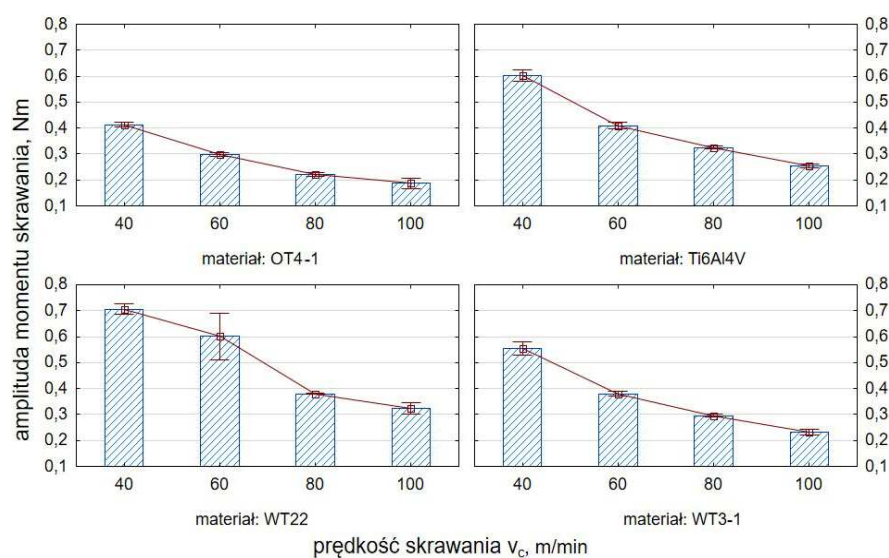
Rys. 4. Wpływ prędkości skrawania v_c na moment skrawania (stały posuw $f_z = 0,1$ mm/ostrze)

Fig. 4. The effect of cutting speed v_c on cutting torque (constant feed per tooth $f_z = 0.1$ mm/tooth)



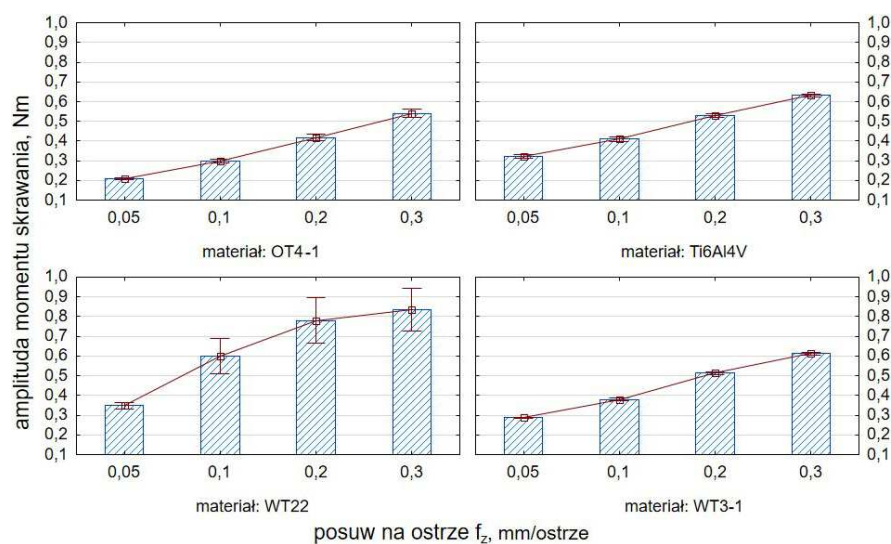
Rys. 5. Wpływ posuwu na ostrze f_z na moment skrawania (stała prędkość $v_c = 60$ m/min)

Fig. 5. The effect of feed per tooth f_z on cutting torque (constant cutting speed $v_c = 60$ m/min)



Rys. 6. Wpływ prędkości skrawania v_c na amplitudę momentu skrawania (stały posuw $f_z = 0,1$ mm/ostrze)

Fig. 6. The effect of cutting speed v_c on cutting torque amplitude (constant feed per tooth $f_z = 0.1$ mm/tooth)



Rys. 7. Wpływ posuwu na ostrze f_z na amplitudę momentu skrawania (stała prędkość $v_c = 60$ m/min)

Fig. 7. The effect of feed per tooth f_z on cutting torque amplitude (constant cutting speed $v_c = 60$ m/min)

posuwu na ostrze na moment skrawania. Dla przyjętych w eksperymencie wartości posuwów moment zmieniał się w zakresie od 0,5 do 2,6 Nm. Na rysunkach 6 i 7 zobrazowano wpływ odpowiednio prędkości skrawania v_c oraz posuwu na ostrze f_z na amplitudę momentu skrawania. Można zaobserwować, że wraz ze wzrostem prędkości skrawania amplituda momentu maleje. Dla stopu WT22 charakteryzującego się największą wytrzymałością oraz twardością odnotowano wyraźnie większe wartości amplitudy momentu skrawania. Z kolei dla stopu OT4-1 wartości amplitudy momentu skrawania są najniższe w porównaniu z pozostałymi materiałami. Ze wzrostem posuwu można zauważyć wzrost amplitudy momentu skrawania.

4. Podsumowanie

W pracy przedstawiono wyniki badań porównawczych wpływu parametrów technologicznych skrawania na moment skrawania i chropowatość powierzchni podczas frezowania stopów tytanu Ti6Al4V, WT3-1, WT22 oraz OT4-1. Przeprowadzone badania eksperymentalne podsumowują następujące wnioski:

- istnieje zakres prędkości skrawania, dla których można otrzymać najmniejsze wartości parametrów chropowatości,
- podczas analizy wpływu prędkości skrawania na chropowatość powierzchni najwyższe wartości parametru Ra otrzymano po frezowaniu stopu tytanu WT22,
- prędkość skrawania w nieznacznym stopniu wpływała na średnią wartość momentu skrawania,
- zaobserwowano istotny wpływ prędkości skrawania i posuwu na ostrze na amplitudę momentu skrawania,
- wraz ze wzrostem prędkości skrawania amplituda momentu maleje,
- największe wartości momentu skrawania i jego amplitudy zaobserwowano podczas frezowania stopu tytanu WT22, co ma związek z właściwościami fizycznymi tego stopu,
- dla stopu OT4-1 zaobserwowano nieznacznie niższe wartości momentu skrawania i jego amplitudy w porównaniu z pozostałymi materiałami.

Literatura

- [1] Burek J., Żurawski K., Żurek P.: Analiza składowych siły skrawania i naprężeń w warstwie wierzchniej metodą elementów skończonych w obróbce stopu tytanu Ti6Al4V, *Mechanik*, 88 (2015) 37-45.
- [2] Honghua S.U., Peng L.I.U., Yucan F.U., Jiuhua X.U.: Tool life and surface integrity in high-speed milling of titanium alloy TA15 with PCD/PCBN tools, *Chinese J. Aeronautics*, 25 (2012) 784-790.
- [3] Huang P.L., Li J.F., Sun J., Zhou J.: Study on performance in dry milling aeronautical titanium alloy thin-wall components with two types of tools, *J. Cleaner Production*, 67 (2014) 258-264.

- [4] Kołodziej M., Karolczak P.: Analiza wpływu warunków toczenia na chropowatość powierzchni i postać wiórów stopu tytanu Ti6Al4V, *Mechanik*, 89 (2016) 1486-1487.
- [5] Krupa K., Laskowski P., Sieniawski J.: Wpływ zużycia ostrzy narzędzi i parametrów toczenia wykończeniowego na mikronierówność powierzchni elementów ze stopu Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo, red. W. Grzesik: *Obróbka skrawaniem. Nauka a przemysł, Szkoła Obróbki Skrawaniem*, Wrocław/Opole 2011, ss. 417-424.
- [6] Kuczmaszewski J., Zaleski K., Matuszak J., Pałka T., Garwacki R.: Wpływ średnicy frezu na jego zużycie podczas obróbki stopu tytanu Ti6Al4V, *Mechanik*, 90 (2017) 198-200.
- [7] Lipski J., Litak G., Rusinek R., Szabelski K., Teter A., Warmiński J., Zaleski K.: Badania drgań w procesie toczenia stopu tytanu, red. M. Korzyński: *Materiały VI Konf. N-T Wytwarzanie elementów maszyn ze stopów o specjalnych właściwościach*, OW PRz, Rzeszów 2001, ss. 67-74.
- [8] Nabhani F.: Machining of aerospace titanium alloys, *Robotics Computer Integrated Manuf.*, 17 (2001) 99-106.
- [9] Niesłony P., Habrat W.: Badania eksperymentalne oraz symulacje MES dla różnych modeli konstytutywnych procesu frezowania stopu Ti6Al4V, *Mechanik*, 87 (2014) 63-72.
- [10] Polishetty A., Goldberg M., Littlefair G., Puttaraju M., Patil P., Kalra A.: A preliminary assessment of machinability of titanium alloy Ti6Al4V during thin wall machining using trochoidal milling, *Procedia Eng.*, 97 (2014) 357-364.
- [11] Słodki B., Zębala W., Struzikiewicz G.: Skuteczność doprowadzania cieczy obróbkowej pod ciśnieniem w procesie łamania wióra przy toczeniu wzdłużnym stopu Ti6Al4V, *Mechanik*, 88 (2015) 249-257.
- [12] Stachurski W., Ostrowski D.: Wpływ głębokości skrawania podczas toczenia stopu Ti6Al4V ELI (Grade 23) na siły skrawania oraz chropowatość powierzchni obrabianej, *Mechanik*, 89 (2016) 1032-1033.
- [13] Sun S., Brandt M., Dargush M.S.: Characteristics of cutting forces and chip formation in machining of titanium alloys, *Int. J. Machine Tools Manuf.*, 49 (2009) 561-568.
- [14] Zaleski K., Pałka T.: Badania chropowatości powierzchni po obróbce toczeniem stopu tytanu Ti6Al4V, *ZN PRz, Mechanika*, 66 (2006) 251-255.
- [15] Zawora J., Marciniak M., Dąbrowski L.: Optymalizacja wielokryterialna procesu toczenia tytanu, *Mechanik*, 89 (2016) 1432-1433.

COMPARATIVE STUDY OF THE INFLUENCE OF TECHNOLOGICAL PARAMETERS OF MILLING OF SELECTED TITANIUM ALLOYS ON CUTTING TORQUE AND SURFACE ROUGHNESS OF MACHINED SURFACE

S u m m a r y

Titanium alloys are widely used in many industries. Because of the shape and dimensional accuracy requirements and surface quality, they are often subject to finishing machining. However, due to their properties they are difficult-to-cut materials. This paper presents the results of studies on the effect of cutting speed v_c and feed per tooth f_z on cutting torque, torque amplitude and surface

roughness during milling of samples made of Ti6Al4V, WT3-1, WT22 and OT4-1 titanium alloys. The research was carried out on a 3-axis machining centre. Kistler 9125A rotary dynamometer was used to measure the cutting torque. It was found that there is a range of cutting speeds v_c for which the surface roughness is the smallest. It has been also shown that both the values and amplitudes of cutting torque are strongly correlated with the properties of the material.

Keywords: titanium alloys, cutting torque, torque amplitude, surface roughness

DOI: 10.7862/rm.2017.53

Przesłano do redakcji: 14.08.2017

Przyjęto do druku: 18.10.2017

Natalia ZNOJKIEWICZ¹Marek MADAJEWSKI²

ANALIZA ZA POMOCĄ MES WPŁYWU ZUŻYCIA OSTRZA NA TEMPERATURĘ SKRAWANIA

W artykule przedstawiono analizę metodą elementów skończonych wpływu stopnia zużycia powierzchni przyłożenia na temperaturę procesu, a także model formowania wióra. Symulację prowadzono dla modelu Johnsona-Cooka. Do analizy wybrano dwie płytki skrawające. Ostrza były zamodelowane jako bryły idealnie sztywne, dlatego nie definiowano dla nich opisu zachowania materiału w zakresie występowania odkształceń plastycznych. Badanie każdego z ostrzy zostało przeprowadzone dla stanów zużycia wynoszących $VB_B = 0,25$ mm, $VB_B = 0,40$ mm i dla przypadku nowego ostrza. Podczas symulacji ostrza zostały poddane operacji toczenia ortogonalnego. Przedmiot obrabiany jest definiowany jako warstwa wióra powierzchni nieobrobionej oraz powierzchni obrobionej. Wszystkie wartości temperatury zostały zapisane dla czasu symulacji $t = 1,0$ ms. W wyniku analizy zmierzono maksymalną wartość temperatury na przedmiocie obrabianym i na ostrzu. Dodatkowo, w analizie temperatury przyjęto arbitralne punkty referencyjne dla przedmiotu obrabianego i ostrza. Zamieszczono także wyniki symulacji dla zmiennej HFL , przedstawiającej gęstość strumienia ciepła i przedstawiono rozkłady pól temperatury.

Słowa kluczowe: symulacja MES, węgiel spiekany, model Johnsona-Cooka, zużycie ostrza, rozkład temperatury

1. Wprowadzenie

Proces wytwarzania ciepła zachodzi w wyniku odkształcenia plastycznego i tarcia między narzędziem i wiórem oraz pomiędzy narzędziem i obrabianym przedmiotem [4, 5]. Stosowanie metod symulacyjnych pozwala na przewidywanie i badanie zachowania szerokiego spektrum materiałów obrabianych w zależności od zmian geometrii narzędzi skrawających i parametrów procesu. Możliwe są m.in. symulacje: wartości siły skrawania, temperatury w strefie skrawania, zużycia narzędzia, formowania i łamania wióra czy chropowatości powierzchni obrobionej [8]. Przykładem pracy, w której zajęto się porównaniem otrzymanej

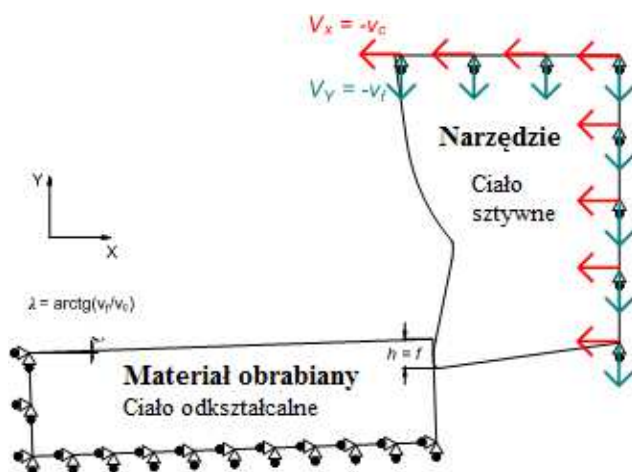
¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Natalia Znojkiwicz, Politechnika Poznańska, Piotrowo 3, 60-965 Poznań, tel.: 616652723, e-mail: natalia.w.znojkiwicz@doctorate.put.poznan.pl

² Marek Madajewski, Politechnika Poznańska, e-mail: marek.w.madajewski@doctorate.put.poznan.pl

temperatury podczas skrawania oraz z przeprowadzonych symulacji MES może być [1]. Wykonano próby toczenia ortogonalnego za pomocą narzędzia z węglików spiekanych, a następnie porównano uzyskane wyniki z symulacjami MES, aby sprawdzić poprawność opracowanej metody. Stwierdzono, że model analityczny pozwala na szybką i łatwą ocenę temperatury, co jest bardzo praktycznym i skutecznym sposobem optymalizacji geometrii narzędzia, oraz że otrzymane doświadczalnie i analitycznie wyniki są zbliżone.

2. Model formowania wióra

Na rysunku 1 przedstawiono model 2D procesu tworzenia wióra w procesie skrawania ortogonalnego przygotowany w oprogramowaniu Abaqus/Explicit do nieliniowych symulacji dynamicznych. Względny ruch pary narzędzie–przedmiot uzyskuje się przez warunki brzegowe w węzłach na powierzchni narzędzia. Tego typu warunki graniczne określają przemieszczenia węzłów narzędzia w kierunku X i Y , które występują tylko z określoną prędkością. Każdy węzeł na wybranej powierzchni narzędzia będzie się poruszać w kierunku X z prędkością równą prędkości skrawania, a ruch w kierunku Y nastąpi z prędkością równą prędkości posuwu.



Rys. 1. Model formowania wióra

Fig. 1. A model of chip formation

Geometria narzędzia jest definiowana jako ciało sztywne, co znacznie zmniejsza czas obliczeń. Przedmiot obrabiany, stanowiący ciało odkształcalne, został przedstawiony w postaci prostokąta o podstawie równej 3 mm i wysokości 0,4 mm (w przybliżeniu czterokrotność grubości warstwy skrawanej). Podstawa oraz lewy bok przedmiotu zostały utwierdzone na czas trwania analizy. Przy z góry zdefiniowanej kinematyce pary ciał nie ma konieczności określenia w mo-

delu obciążeń jak siły skrawania, gdyż symulacja formowania wióra będzie zachodzić bez względu na ilość pracy potrzebnej do zainicjowania odkształcenia. Tak zamodelowany przedmiot obrabiany umożliwi analizę około 1,2 ms procesu skrawania. Do przedmiotu obrabianego przypisano grubość 3 mm (równą głębokości skrawania), a dla ostrza 12 mm (grubość płytki skrawającej).

W symulacji przypisano zarówno do przedmiotu, jak i narzędzia elementy typu CPE4RT, które wykorzystuje się do sprzężonych analiz temperaturowo-przemieszczeniowych. Obszar przedmiotu obrabianego został podzielony równomiernie na prostokątne elementy o wymiarach 30x10 μm. Procesowi formowania wióra towarzyszą znaczne deformacje, dlatego konieczne było zastosowanie sprzężonego opisu ruchu Lagrange’a-Eulera (tzw. ALE – *Arbitrary Lagrangian-Eulerian*) tylko w obrębie przedmiotu obrabianego. Obu ciałom przypisano temperaturę początkową równą 300 K. W programie Abaqus wybrano domyślną wartość współczynnika zamiany energii odkształcenia plastycznego na ciepło (opcja tzw. *inelastic heat fraction*) na poziomie 0,9, co oznacza, że 90% tej energii zamieniane jest na ciepło.

Do przeprowadzenia symulacji procesu skrawania niezbędne jest zaimplementowanie odpowiedniego modelu konstytutywnego. Model materiałowy opisuje związki pomiędzy naprężeniami i odkształceniami występującymi w materiale w obszarze odkształceń plastycznych, aż do zniszczenia materiału [6]. Najczęściej do modelowania stopów metali jest wykorzystywany model Johnsona-Cooka. Model ten uwzględnia wpływ umocnienia materiału, prędkości odkształcenia oraz zmiękczenia cieplnego na zmianę stanu naprężeń materiału [8]. Model ten ma następującą postać [6]:

$$\sigma_y = (A + B\varepsilon_p^n) \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_p^0} \right) \right) \left(1 - \left(\frac{T - T_o}{T_t - T_o} \right)^m \right) \quad (1)$$

gdzie: σ_y – naprężenia uplastyczniające,

ε_p – odkształcenia plastyczne,

$\dot{\varepsilon}_p$ – prędkość odkształceń plastycznych,

$\dot{\varepsilon}_p^0$ – prędkość odkształcenia odniesienia,

T – temperatura,

T_t – temperatura topnienia materiału,

T_o – temperatura otoczenia,

A, B, C, m, n – stałe zależne od modelowanego materiału obrabianego.

Konieczne jest także zdefiniowanie warunków zniszczenia materiału – dekohezji (efekt oddziaływania ostrza na materiał obrabiany). Odkształcenia krytyczne określające zniszczenie są opisane wzorem [6]:

$$\bar{\varepsilon}_D^p = (d_1 + d_2 \exp(-d_3 \eta)) \left(1 + d_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_p^0} \right) \right) (1 + d_5 \hat{\theta}) \quad (2)$$

gdzie: $\bar{\varepsilon}_D^p$ – odkształcenie zastępcze przy inicjacji zniszczenia,
 ε^0 – referencyjna prędkość odkształcenia,
 $\hat{\theta}$ – temperatura względna,
 d_1-d_5 – stałe, zależne od materiału parametry inicjacji zniszczenia,
 η – stosunek naprężeń normalnych do naprężenia zastępczego Hubera.

3. Materiał zastosowany w badaniach

Wybór materiału do badań empirycznych został ograniczony ze względu na dostępność stałych materiałowych w specjalistycznej literaturze. Stałe materiałowe A , B , C , m i n odnoszące się do równania (1) są wyznaczone na drodze eksperymentalnej, a końcowe kalibracje modelu – sprzężone z badaniami numerycznymi MES. Procedura wyznaczania parametrów modelu nie jest znormalizowana i może przebiegać w różny sposób, w zależności od ośrodków je wyznaczających. Stałe materiałowe potrzebne do zamodelowania materiału obrabianego zostały przedstawione między innymi w pracach [2, 3, 6, 7]. W tabelach 1 i 2 pokazano stałe materiałowe wykorzystywane w modelach Johnsona-Cooka dla naprężeń plastycznych oraz dekohezji materiału. Tabela 3 przedstawia podstawowe stałe materiałowe wykorzystywane do zamodelowania właściwości mechanicznych i termicznych materiału obrabianego i płytki z węgliku spiekanego. Ostrze jest zamodelowane jako bryła idealnie sztywna i dlatego nie wymaga zdefiniowania opisu zachowania materiału w zakresie występowania odkształceń plastycznych.

Tabela 1. Wartości współczynników równania Johnsona-Cooka dla stali 42CrMo4 [7]

Table 1. The values of the coefficients of the Johnson-Cook equation for 42CrMo4 steel [7]

A [MPa]	B [MPa]	C	n	m	$\dot{\varepsilon}_0$ [s ⁻¹]	T_o [K]	T_i [K]
595	580	0,023	0,133	1,03	1000	300	1793

Tabela 2. Parametry inicjacji dekohezji dla stali 42CrMo4 [7]

Table 2. The parameters for the decohesion initiation for 42CrMo4 steel [7]

D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
1,5	3,44	-2,12	0,002	0,1

Tabela 3. Stałe materiałowe dla stali 42CrMo4 i węgliku spiekanego [7]

Table 3. The material constants for 42CrMo4 steel and cemented carbide [7]

Własność	Węglik spiekany	Stal 42CrMo4
Gęstość ρ [kg/m ³]	15000	7850
Moduł Younga E [GPa]	800	210
Współczynnik Poissona ν	0,2	0,3
Przewodność cieplna λ [W/m·K]	80	38
Ciepło właściwe C_p [J/kg·K]	203	358

4. Zastosowane parametry symulacji

Symulacje zostały przeprowadzone dla prób toczenia ortogonalnego. Tabela 4 prezentuje zastosowane na potrzeby symulacji parametry skrawania. Zamodelowano dwie płytki o różnych geometriach powierzchni natarcia. Pierwsza z nich to płytka SNMG 12 04 04 – VF firmy Korloy. Jest to płytka z węglików spiekanych z powłoką CVD. Druga płytka to SNMA 12 04 08 firmy Baildonit, która jest również wykonana z węglików spiekanych, jednak nie posiada powłoki. W modelu MES nie rozróżniono występowania powłok na powierzchniach ostrza, gdyż przedmiotem zainteresowania było porównanie płytki z dodatnim i ujemnym kątem natarcia. Geometria obu płytek oraz ich dyskretyzacja na elementy skończone typu CPE4RT została przedstawiona w tab. 5 oraz 6.

W analizie temperatury przyjęto arbitralne punkty referencyjne dla przedmiotu obrabianego i ostrza. Położenie punktów referencyjnych ukazano na rys. 2. Punkty referencyjne przyjęto w identycznym położeniu dla wszystkich symulacji. Obrona odległość 0,1 mm od punktu 0 odpowiada zbliżonej wartości grubości warstwy skrawania h ($h = f = 0,097$ mm).


Tabela 4. Parametry skrawania

Table 4. Machining parameters

Parametr	Symbol	Jednostka	Wartość
Prędkość obrotowa	n	min^{-1}	710
Prędkość skrawania	v_c	m/min	114
Głębokość skrawania	a_p	mm	3
Posuw	f	mm/obr.	0,097
Średnica zewnętrzna	D_z	mm	51
Średnica wewnętrzna	D_o	mm	45

Tabela 5. Dane dotyczące płytki Korloy

Table 5. Information about Korloy insert

Korloy SNMG 12 04 04 – VF	
	
Materiał płytki:	Węglik NC3120
Powłoka:	CVD (Al_2O_3 -TiC-TiCN)
Kąty w układzie narzędzia:	$\gamma_o = 11,5^\circ$ $\alpha_o = 8^\circ$

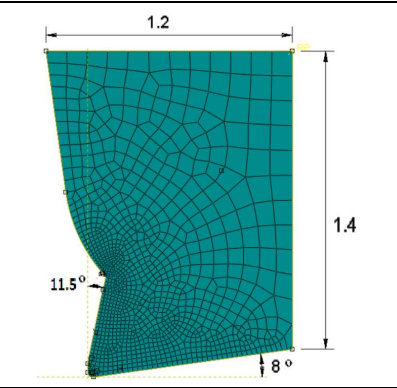
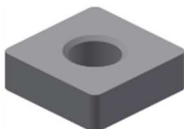
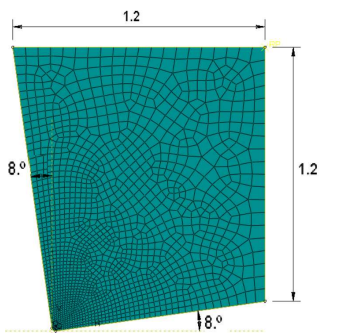
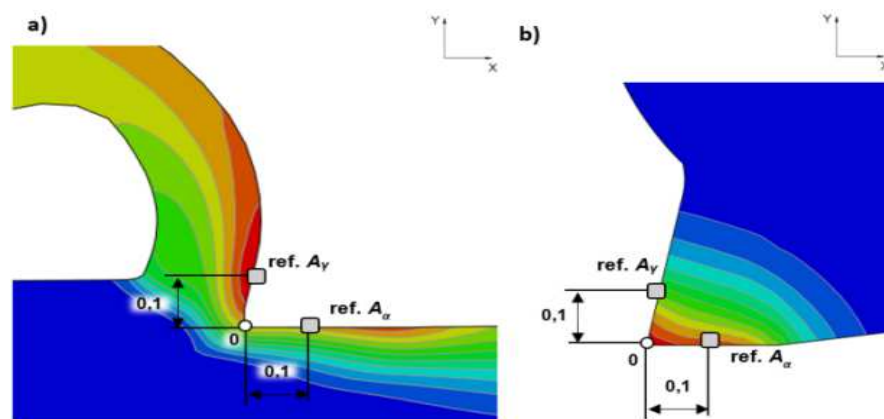


Tabela 6. Dane dotyczące płytki Baidonit

Table 6. Information about Baidonit insert

Baidonit SNMA 12 04 08			
Materiał płytki:	Węglik H10S		
Powłoka:	Brak powłoki		
Kąty w układzie narzędzia:	$\gamma_o = -8^\circ$ $\alpha_o = 8^\circ$		



Rys. 2. Obrane punkty referencyjne dla przedmiotu obrabianego (a) oraz ostrza (b)

Fig. 2. Selected reference points of the workpiece (a) and the insert (b)

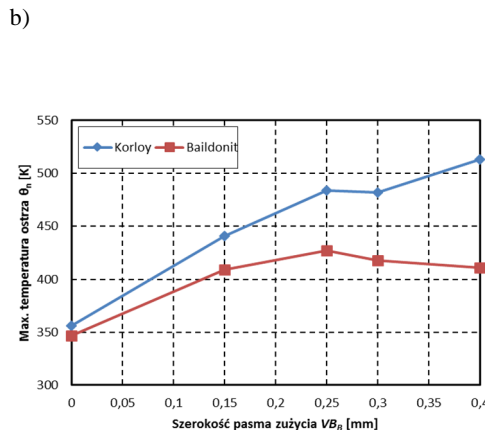
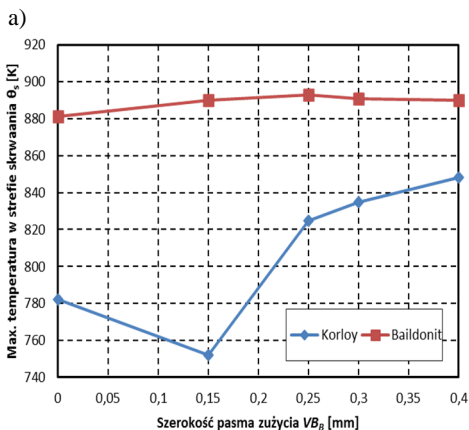
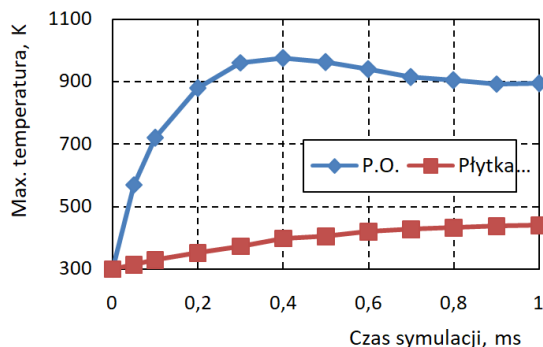
5. Wyniki symulacji

Pomiar temperatury w badaniach eksperymentalnych jest zagadnieniem bardzo złożonym. W badaniach MES w celu określenia jakościowego wpływu stopnia zużycia ostrza na temperaturę procesu postanowiono zmierzyć następujące wartości: maksymalną wartość temperatury na przedmiocie obrabianym, maksymalną wartość temperatury na ostrzu, temperaturę w arbitralnych punktach referencyjnych na powierzchni ostrza oraz temperaturę w arbitralnych punktach referencyjnych na powierzchni przedmiotu obrabianego. Wszystkie wartości temperatury zostały zapisane dla czasu symulacji $t = 1,0$ ms. Przykładowe zmiany maksymalnej zaobserwowanej temperatury w czasie symulacji dla wybranego stanu zużycia przedstawiono na rys. 3. W czasie trwania symulacji obserwowana

maksymalna wartość temperatury w przedmiocie obrabianym rośnie początkowo z wartości 300 K w wyniku inicjacji odkształceń plastycznych, ale stabilizuje się w przedziale czasu $t = 0,2-0,7$ ms, w którym jest zakończony początkowy okres zagłębiania się klina w przedmiot obrabiany. Z kolei temperatura w przekroju ostrza rośnie przez cały czas trwania symulacji, co jest związane z przenikaniem ciepła z przedmiotu obrabianego do ostrza. Temperatura na ostrzu wzrasta zatem wraz z czasem oddziaływania ostrza i przedmiotu obrabianego. Na rysunku 4a zamieszczono wykres przedstawiający wpływ szerokości pasma VB_B na wartości maksymalnej temperatury przedmiotu obrabianego podczas skrawania ostrzami z zamodelowanym zużyciem.

Rys. 3. Maksymalna zaobserwowana temperatura w czasie symulacji w przedmiocie obrabianym i płytce Baildonit dla zużycia $VB_B = 0,40$ mm

Fig. 3. Maximum observed temperature during simulation in the workpiece and Baildonit insert for VB_B wear = 0.40 mm

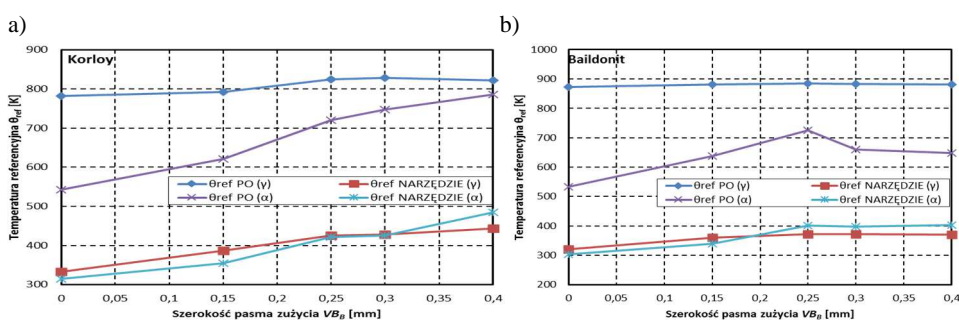


Rys. 4. Maksymalna zaobserwowana temperatura: a) w przedmiocie obrabianym, b) na ostrzu, uzyskana w modelach MES w czasie $t = 1,0$ ms

Fig. 4. The maximum temperature observed in: a) the workpiece, b) at the edge obtained, in the FEM model at time $t = 1.0$ ms

Śledząc maksymalną wartość temperatury na ostrzu (rys. 4b), zauważa się zależność podobną do zachodzącej w przedmiocie obrabianym. W przypadku płytki Korloy temperatura wzrasta stopniowo dla większych szerokości starcia. Z kolei symulacje przeprowadzone dla płytki Baildonit wskazują, że utrzymuje ona temperaturę w zakresie od 400 do ok. 440 K.

Na wykresach 5a i 5b przedstawiono wyniki pomiarów temperatury dla punktów referencyjnych przyjętych dla przedmiotu obrabianego i ostrza. Przyjęcie punktów referencyjnych miało na celu wyznaczenie powtarzalnych punktów pomiarowych. Na podstawie wykresu 5a zauważa się, że temperatura w punktach referencyjnych podczas skrawania rośnie zarówno dla ostrza, jak i przedmiotu obrabianego. Analiza wartości temperatur w punktach referencyjnych wskazuje, że wielkość przyrostu temperatury na powierzchni natarcia i przyłożenia jest zbliżona. W tabeli 7 przedstawiono rozkłady pól temperatury dla wybranych reprezentatywnych symulacji.



Rys. 5. Temperatura zaobserwowana w arbitralnych punktach referencyjnych na przedmiocie (PO) i ostrzu (NARZĘDZIE) na powierzchniach przyłożenia (α) i natarcia (γ) dla: a) płytki Korloy, b) płytki Baildonit

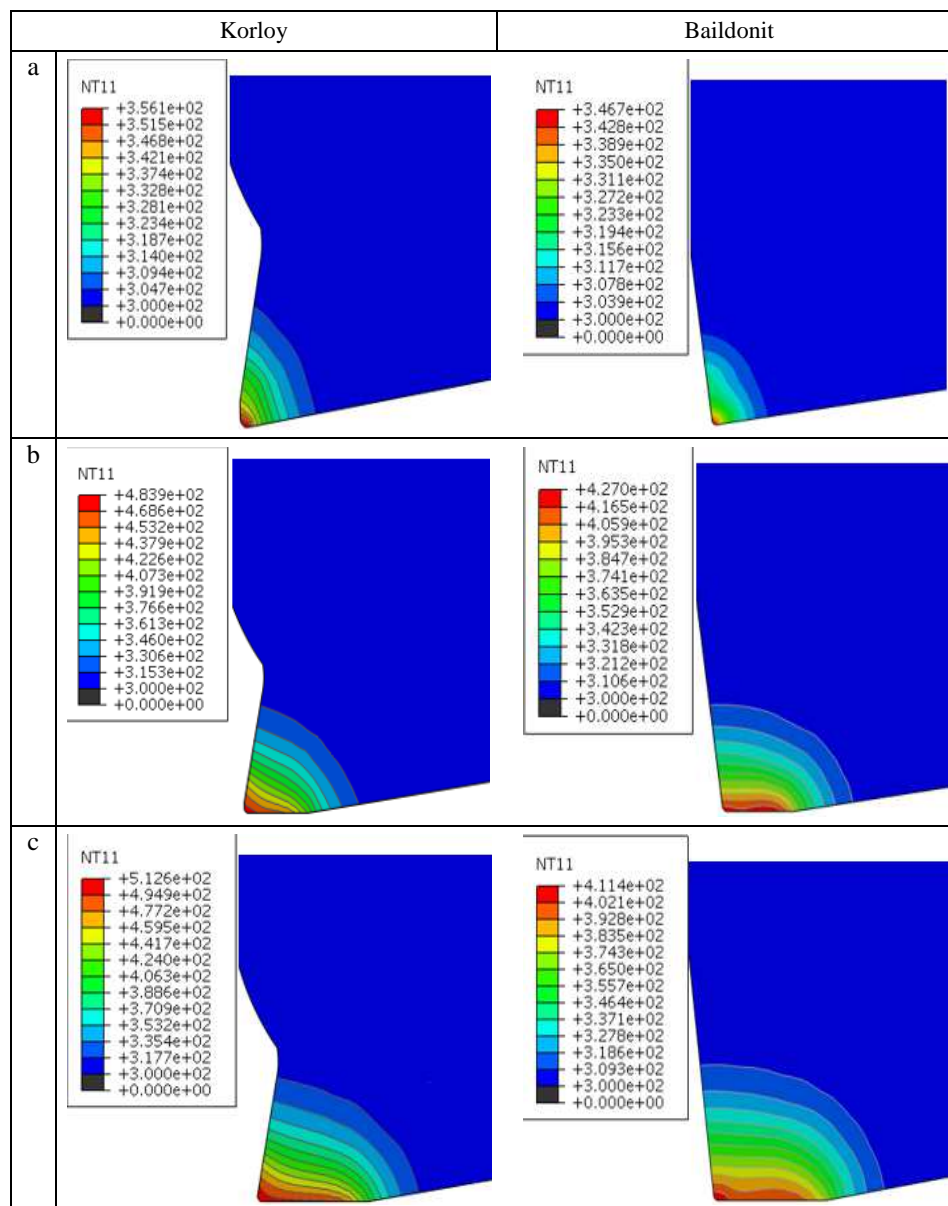
Fig. 5. Temperature observed in the arbitrary reference points on the workpiece (PO) and cutting insert (NARZĘDZIE) on the flank (α) and rake face (γ) for: a) the Korloy insert, b) the Baildonit insert

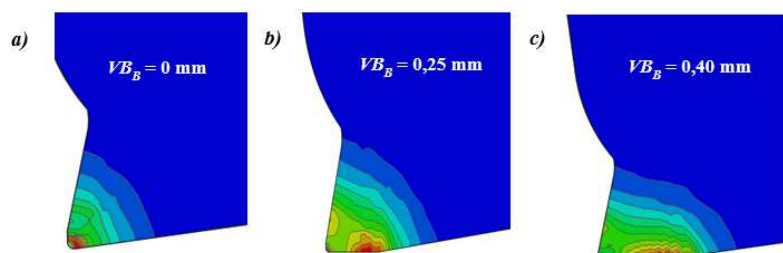
W celu dalszej analizy na rys. 6 i 7 zamieszczono wyniki symulacji dla zmiennej HFL , przedstawiającej gęstość strumienia ciepła.

Główny punkt wymiany ciepła stanowi powierzchnia przyłożenia, generując tu największe ciepło i doprowadzając do powstania pasma izoterm równoległych do powierzchni przyłożenia.

Tabela 7. Rozkład temperatur w czasie $t = 1,0$ ms dla przypadku: a) nowego ostrza, b) $VB_B = 0,25$ mm, c) $VB_B = 0,40$ mm

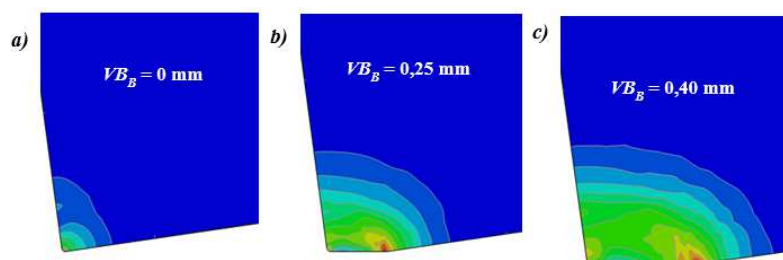
Table 7. Temperature distribution, at time $t = 1.0$ ms for: a) new cutting edge, b) $VB_B = 0.25$ mm, c) $VB_B = 0.40$ mm





Rys. 6. Rozkład gęstości strumienia ciepła dla płytki Korloy przy: a) $VB_B = 0$ mm, b) $VB_B = 0,25$ mm, c) $VB_B = 0,40$ mm [W/m^2]

Fig. 6. Distribution of heat flux density for the Korloy insert at: a) $VB_B = 0$ mm, b) $VB_B = 0.25$ mm, c) $VB_B = 0.40$ mm [W/m^2]



Rys. 7. Rozkład gęstości strumienia ciepła dla płytki Baildonit przy: a) $VB_B = 0$ mm, b) $VB_B = 0,25$ mm, c) $VB_B = 0,40$ mm

Fig. 7. Distribution of heat flux density for the Baildonit insert at: a) $VB_B = 0$ mm, b) $VB_B = 0.25$ mm, c) $VB_B = 0.40$ mm

6. Wnioski

Na podstawie przeprowadzonych symulacji można sformułować następujące wnioski:

- w przypadku obu analizowanych ostrzy można zauważyć, że dochodzi do stopniowego wzrostu temperatury wraz z szerokością pasma zużycia,
- temperatura w punktach referencyjnych podczas skrawania rośnie zarówno dla ostrza, jak i dla przedmiotu obrabianego, a wielkość przyrostu temperatury na powierzchni natarcia i przyłożenia jest zbliżona,
- w przypadku płytki Korloy temperatura wzrasta stopniowo dla większych szerokości starcia. Z kolei symulacje przeprowadzone dla płytki Baildonit wskazują, że utrzymuje ona temperaturę w zakresie od 400 do ok. 440 K,
- głównym punktem wymiany ciepła jest powierzchnia przyłożenia, która generuje największe ciepło. Ciepło to doprowadza do powstania pasma izo-term równoległych do powierzchni przyłożenia.

Literatura

- [1] Abouridouane M., Klocke F., Dobbeler B.: Analytical temperature prediction for cutting steel, *CIRP Annals – Manuf. Technol.*, 65 (2016) 77-80.
- [2] Bell T., Srivastava A. K., Zhang X.: Investigations on turning Ti-6Al-4V titanium alloy using super-finished tool edge geometry generated by micro-machining process (MMP), Penn State College of Engineering, University Park, PA 2011.
- [3] Cai Y.J., Dou T., Duan C.Z., Li Y.: Finite element simulation and experiment of chip formation process during high speed machining of AISI 1045 hardened steel, *Int. J. Recent Trends Eng.*, 1 (2009) 46-50.
- [4] Dogu Y., Aslan E., Camuscu N.: A numerical model to determine temperature distribution in orthogonal metal cutting, *J. Mat. Proc. Technol.*, 171 (2006) 1-9.
- [5] Komanduri R., Hou Z.B.: A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology, *Tribology Int.*, 34 (2001) 653-682.
- [6] Kosmol J., Mieszczak W.: Zastosowanie Metody Elementów Skończonych do modelowania procesu wiercenia, *Modelowanie Inż.*, 37 (2009) 169-176.
- [7] Pantale O.: 2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects, *Computer Methods Applied Mech. Eng.*, 193 (2004) 4383-4399.
- [8] Zhang Y., Outeiro J.C., Mabrouki T.: On the selection of Johnson-Cook constitutive model parameters for Ti-6Al-4V using three types of numerical models of orthogonal cutting, *Procedia CIRP*, 31 (2015) 112-117.

FEM ANALYSIS OF THE INFLUENCE OF THE TOOL WEAR ON THE MACHINING TEMPERATURE

Summary

This paper presents the finite element analysis of the influence of tool wear on the process temperature and on chip formation model behavior. The simulation was conducted for the Johnson-Cook constitutive model. Two cutting inserts were selected for the analysis. In the FE simulation the tool was modeled as a perfectly rigid body, therefore the stress-strain analysis was excluded from its domain. The simulations were carried out for the tool with wear $VB_B = 0.25$ mm, $VB_B = 0.40$ mm and for a new insert geometry. In the simulation, inserts were subjected to an orthogonal turning. The workpiece is defined as a chip layer, as well as non-machined and machined surface. All temperature values were recorded for the simulation time $t = 1.0$ ms. The maximum temperature values on the workpiece and the tool were measured. In addition, arbitrary reference points for the workpiece and cutting edge were taken into account in the temperature analysis. The simulation results of variable heat flux (HFL) density distribution and the distribution of temperature fields are also presented.

Keywords: FEM simulation, cemented carbide, Johnson-Cook model, tool wear, temperature distribution

DOI: 10.7862/rm.2017.54

Przesłano do redakcji: 14.08.2017

Przyjęto do druku: 18.10.2017

Recenzenci współpracujący – 2017 r.

Krzysztof ADAMIEC	Janusz NARKIEWICZ
Holm ALTENBACH (Niemcy)	Piotr NIESŁONY
Sergei BOSIAKOV (Belarus)	Martin NOSKO (Slovak Republik)
Vladimir BRUSOV (Russia)	Andrzej PACANA
Józef BRZĘCZEK	Paweł PAWLUS
Jan BUREK	Gabor PAY (Hungary)
Adriana COTETIU (Romania)	Krzysztof PIWEK
Mariusz DEJA	Damian PRZESTACKI
Francesco dell'ISOLA (Włochy)	Igor SEVOSTIANOV (USA)
Bogusław DOŁĘGA	Denis SHEYDAKOV (Russia)
Victor EREMEEV	Henadzi SHUSHKEVICH (Belarus)
Wiesław FRAŃCZ	Janusz SIKORA
Serge N. GAVRILOV (Russia)	Leszek SKOCZYŁAS
Michał GDULA	Jacek SKORUPSKI
Marcin GOŁĄBCZAK	Andrzej SKRZAT
Jerzy GRAFFSTEIN	Jan SLOTA (Slovak Republik)
Sorin GROZAV (Romania)	Sławomir SMOLEŃ (Niemcy)
Józef GRZYBOWSKI	Robert SMUSZ
Witold HABRAT	Lydia SOBOTOVA (Slovak Republik)
Robert JAKUBOWSKI	Emil SPIŠAK (Slovak Republik)
Jaroslav JERZ (Slovak Republik)	Jana ŠUGAROVA (Slovak Republik)
Luboš KAŠČAK (Slovak Republik)	Cezary SZCZEPAŃSKI
Andrzej KAWALEC	Mariusz SZEWCZYK
Robert KAZAŁA	Janusz A. SZYMCZYK (Niemcy)
Mariusz KŁONICA	Robert ŚWIĘCIK
Damian KORDOS	Katarzyna TANDECKA
Jaroslav KOVAČIK (Slovak Republik)	Maciej TROJNACKI
Mariusz KRAWCZYK	Tomasz WIĘCEK
Volodymyr KUSHCH (Ukraine)	Lucjan WITEK
Kazimierz LEJDA	Zbigniew ZAPAŁOWICZ
Sławomir MIECHOWICZ	Wojciech ZĘBAŁA
Katarina MONKOVA (Slovak Republik)	Łukasz ŻYŁKA

Afiliacja recenzentów (poza podaną): Polska

Lista recenzentów została zamieszczona na stronie internetowej czasopisma *Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej*, nr 295, *Mechanika*, z. 89 (4/2017):
<https://oficyna.prz.edu.pl/zeszyty-naukowe/mechanika>

Informacje dodatkowe

1. Lista recenzentów współpracujących będzie opublikowana w czwartym numerze *Zeszytów Naukowych Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika*, z. 89 (4/2017) oraz zamieszczona na stronie internetowej:
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>
2. Zasady recenzowania są udostępnione na stronie internetowej:
<http://oficyna.prz.edu.pl/zasady-recenzowania/>
3. Informacje dla autorów artykułów są udostępnione na stronie internetowej:
<http://oficyna.prz.edu.pl/informacje-dla-autorow/>
4. Formularz recenzji jest udostępniony na stronie internetowej:
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>
5. Instrukcja dla autorów omawiająca szczegółowo strukturę artykułu, jego układ, sposób przygotowywania materiału ilustracyjnego i piśmiennictwa jest zamieszczona na stronach internetowych:
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/instrukcja-dla-autorow/>
oraz
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>
w zakładce „Instrukcja dla autorów”.
6. Dane kontaktowe do redakcji czasopisma, adresy pocztowe i e-mail do przesłania artykułów oraz dane kontaktowe do wydawcy są podane na stronie internetowej (Komitet Redakcyjny):
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>

Zasady recenzowania, informacje dla autorów, formularz recenzji, instrukcja dla autorów i dane kontaktowe do redakcji czasopisma i wydawcy będą opublikowane w czwartym numerze *Zeszytów Naukowych Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika*, z. 89 (4/2017).

Zasady recenzowania artykułów naukowych w Zeszytach Naukowych Politechniki Rzeszowskiej

Procedura recenzowania artykułów naukowych w Zeszytach Naukowych Politechniki Rzeszowskiej jest zgodna z zaleceniami MNiSzW opracowanymi w formie broszury „Dobre praktyki w procedurach recenzyjnych w nauce”, Warszawa 2011 r.

1. Do oceny każdego artykułu redaktorzy tematyczni (naukowi) powołują dwóch niezależnych recenzentów spoza jednostki naukowej afiliowanej przez autora artykułu.
2. W przypadku artykułów napisanych w językach obcych, co najmniej jeden z recenzentów jest afiliowany w instytucji zagranicznej innej niż narodowość autora artykułu.
3. Redaktorzy tematyczni (naukowi) dobierają recenzentów najbardziej kompetentnych w danej dziedzinie.
4. Między recenzentami i autorami artykułów nie występuje konflikt interesów; w razie potrzeby recenzent podpisuje deklarację o niewystępowaniu konfliktu interesów.
5. Procedura recenzowania przebiega z zachowaniem zasad poufności – recenzenci i autorzy nie znają swoich tożsamości (double-blind review process).
6. Każda recenzja ma formę pisemną i kończy się wnioskiem o dopuszczenie lub odrzucenie artykułu do publikacji.
7. Nie są przyjmowane recenzje niespełniające merytorycznych i formalnych wymagań.
8. Wstępnie zakwalifikowany przez redaktora naczelnego do wydania artykuł zostaje wysłany do recenzentów, którzy wypowiadają się na temat jego przyjęcia lub odrzucenia. Recenzenci mają prawo do powtórnej weryfikacji poprawionego tekstu.
9. W przypadkach spornych powoływani są dodatkowi recenzenci.
10. Uwagi recenzentów są przekazywane autorowi, który ma obowiązek poprawienia tekstu.
11. Ostateczną decyzję o zakwalifikowaniu lub odrzuceniu artykułu podejmuje redaktor naczelny czasopisma, zasięgając opinii członków Komitetu Redakcyjnego.
12. Kryteria kwalifikowania lub odrzucenia artykułu są zawarte w formularzu recenzji.
13. Formularz recenzji znajduje się na stronie internetowej Zeszytów Naukowych.
14. Nazwiska recenzentów współpracujących będą podawane raz w roku – w ostatnim numerze czasopisma, a także opublikowane na stronie internetowej czasopisma (nazwiska recenzentów poszczególnych publikacji lub numerów wydań czasopisma nie są ujawnione).
15. Szczegółowe informacje nt. recenzowania artykułów oraz przebiegu prac w redakcji czasopisma i Oficynie Wydawniczej są opisane w wytycznych dla autorów artykułów naukowych.

**Informacje dla autorów artykułów naukowych publikowanych
w Zeszytach Naukowych Politechniki Rzeszowskiej
zjawiska *ghostwriting* i *guest authorship***

Aby przeciwdziałać nierzetelności w nauce (*ghostwriting*, *guest authorship*), redakcje Zeszytów Naukowych Politechniki Rzeszowskiej prowadzą odpowiednie procedury charakterystyczne dla reprezentowanych dziedzin nauki i na bieżąco wdrażają podane rozwiązania:

1. Redakcja wymaga podania wkładu poszczególnych autorów w powstanie artykułu (z podaniem ich afiliacji i informacji, kto jest autorem koncepcji, założeń, badań itd.); główną odpowiedzialność ponosi autor zgłaszający artykuł.
2. Redakcja wyjaśnia autorom pojęcia *ghostwriting* i *guest authorship*, które są przejawem nierzetelności naukowej, a wszelkie wykryte przypadki tego typu działań ze strony autorów będą demaskowane, włącznie z powiadomieniem odpowiednich podmiotów (instytucje zatrudniające autorów, towarzystwa naukowe itp.).
3. Redakcja uzyskuje informacje o źródłach finansowania publikacji, wkładzie instytucji naukowo-badawczych i innych podmiotów (*financial disclosure*).
4. Redakcja będzie dokumentować wszelkie przejawy nierzetelności naukowej, zwłaszcza łamanie zasad etyki obowiązujących w nauce.

Z *ghostwriting* mamy do czynienia wówczas, gdy ktoś wniósł istotny wkład w powstanie artykułu, lecz ani jego udział jako jednego z autorów nie został ujawniony, ani nie wymieniono go w podziękowaniach zamieszczonych w publikacji.

Z *guest authorship* mamy do czynienia wówczas, gdy udział autora jest znikomy lub w ogóle nie miał miejsca, a jego nazwisko jest podane jako autora lub współautora.

Review Sheet / Blankiet recenzji

Scientific Papers of RUT /Zeszyty Naukowe PRz

Title / Tytuł:

A Please respond to the following questions

Prosimy o odpowiedzi na następujące pytania

	Yes Tak	No Nie	See comments Zobacz uwagi	
1. Is this a new and original contribution to the literature in this field? Czy jest to oryginalne opracowanie wśród publikacji z tego zakresu?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
2. Is the organization of the paper satisfactory? Czy układ opracowania jest zadowalający?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
3. Is the length of the paper appropriate to the content? Czy objętość opracowania jest adekwatna do jego treści?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
4. Is the language and presentation clear to readers familiar with the field? Czy język oraz sposób przedstawienia wyników jest jasny dla czytelnika?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
5. Do the notation and nomenclature used meet the standards determined in the area which the paper deals with? Czy oznaczenia oraz terminologia odpowiadają standardom z określonej dyscypliny nauki?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
6. Do the interpretation of the results and conclusions sound logical and justifiable in your opinion? Czy według Pani(a) opinii interpretacja wyników oraz wnioski są logiczne i uzasadnione?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
7. Does the abstract contain sufficient and useful information? Czy streszczenie zawiera wystarczające oraz użyteczne informacje?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
8. Does the title of the paper reflect sufficiently and clearly the content? Czy tytuł artykułu jest jasny i odpowiada jego treści?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
9. Are the illustrations and tables all necessary and acceptable? Czy rysunki i tabele są potrzebne oraz odpowiednie?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
10. Final recommendation (to publishing purpose): paper Wniosek końcowy (rekomendacja do celów wydawniczych): praca	accepted przyjęta <input type="checkbox"/>	accepted with minor changes przyjęta z małymi zmianami <input type="checkbox"/>	accepted with major changes ¹ przyjęta z dużymi zmianami ¹ <input type="checkbox"/>	rejected ² odrzucona ² <input type="checkbox"/>

verte

B Confidential/Poufne

Name and Surname/Imię i Nazwisko:

Address/Adres

.....
podpis / signature

¹ repeated review required / wymaga ponownej opinii Recenzenta

² write justification please / proszę uzasadnić

C List here your detailed comments to support the responses you gave above.
Szczegółowy komentarz do udzielonych powyżej odpowiedzi.

Instrukcja dla autorów artykułów naukowych publikowanych w Oficynie Wydawniczej Politechniki Rzeszowskiej

Dane podstawowe

1. Pole zadruku: 12,5 x 19 cm + 1 cm na numery stron
2. Marginesy: górny – 5,20 cm, dolny – 5,20 cm, lewy – 4,25 cm, prawy – 4,25 cm
3. Czcionka: Times New Roman 11 pkt
4. Edytor: Microsoft Word
5. Zapis tekstu: obustronnie wyjustowany, interlinia pojedyncza, wcięcie pierwszego wiersza 0,75 cm, nie należy zostawiać pustych wierszy między akapitami
6. Wszystkie kolumny artykułu powinny być w całości wypełnione; pierwsza strona nietypowa – zawiera nagłówek, nazwisko Autora (Autorów), tytuł artykułu, streszczenie i początek artykułu, kolejne strony zawierają dalszą część artykułu, w tym tabele (tablice), rysunki (ilustracje, fotografie, wykresy, schematy, mapy), literaturę i streszczenie
7. Należy wprowadzić automatyczne dzielenie wyrazów

Dane szczegółowe (układ artykułu)

1. Na pierwszej stronie (nieparzystej) należy umieścić nagłówek (do pobrania): 10 pkt, pismo grube
2. Na kolejnych stronach artykułu u góry należy umieścić paginę żywą: strona parzysta – numer strony do lewego marginesu, pismo podrzędne 10 pkt, inicjał imienia i nazwisko Autora (Autorów) do prawego marginesu, pismo podrzędne 10 pkt; strona nieparzysta – tytuł artykułu lub (w przypadku dłuższego tytułu) jego logiczny początek zakończony wielokropkiem, pismo podrzędne 10 pkt
3. W dalszym ciągu na pierwszej stronie należy umieścić pismem grubym (odstęp przed 42 pkt): imię (pismo podrzędne 10 pkt), nazwisko (wersaliki 10 pkt) Autora (Autorów)
4. Tytuł artykułu – wersaliki 15 pkt, pismo grube, do lewego marginesu (nie należy dzielić wyrazów w tytule), interlinia pojedyncza, odstęp przed 24 pkt, odstęp po 18 pkt
5. Streszczenie (w języku artykułu) – 200-250 słów, pismo podrzędne 9 pkt, wcięcie całości z lewej strony 2 cm, bez akapitu, interlinia pojedyncza, odstęp po 12 pkt
6. Słowa kluczowe – pismo podrzędne 9 pkt, bez akapitu, interlinia pojedyncza, odstęp po 24 pkt
7. Imię i nazwisko Autora do korespondencji oraz pozostałych Autorów, afiliacja, adresy pocztowe, numery telefonów, e-maile – na dole pierwszej strony, pod kreską, pismo podrzędne 9 pkt z odpowiednimi odnośnikami, odstęp przed 2 pkt
8. Śródtytuł 1. stopnia – pismo podrzędne 13 pkt, grube, do lewego marginesu, interlinia pojedyncza, odstęp przed 14 pkt, odstęp po 9 pkt
9. Tekst artykułu, a w nim tabele (tablice), materiał ilustracyjny, wzory oraz śródtytuły niższego stopnia

10. Śródtytuł 2. stopnia – pismo podrzędne 11,5 pkt, grube, do lewego marginesu, interlinia pojedyncza, odstęp przed 10 pkt, odstęp po 8 pkt
11. Śródtytuł 3. stopnia – pismo podrzędne 11 pkt, do lewego marginesu, interlinia pojedyncza, odstęp przed 8 pkt, odstęp po 6 pkt
12. Nagłówek Literatura – pismo podrzędne 11,5 pkt, grube, do lewego marginesu, odstęp przed 12 pkt, odstęp po 8 pkt
13. Spis literatury cytowanej – pismo podrzędne 10 pkt, interlinia pojedyncza, nie należy zostawiać pustych wierszy między pozycjami literatury, odstęp po 2 pkt
14. Tytuł artykułu w języku angielskim (lub polskim) – wersaliki 11 pkt, pismo grube, do lewego marginesu, interlinia pojedyncza, odstęp przed 20 pkt, odstęp po 12 pkt
15. Nagłówek Summary (lub Streszczenie) – pismo podrzędne 9 pkt, grube, odstępy między znakami rozstrzelone co 2 pkt, odstęp po 6 pkt
16. Streszczenie w języku angielskim (lub polskim) – 200-250 słów, pismo podrzędne 9 pkt, wcięcie pierwszego wiersza 0,75 cm, interlinia pojedyncza, odstęp po 12 pkt
17. Słowa kluczowe – pismo podrzędne 9 pkt, bez akapitu, interlinia pojedyncza
18. Numer identyfikacyjny DOI – pismo podrzędne 9 pkt, bez akapitu
19. Terminy przesłania artykułu do redakcji i przyjęcia do druku – pismo podrzędne 9 pkt, kursywa, bez akapitu, interlinia pojedyncza

Rozmieszczenie rysunków (ilustracji, fotografii, map, wykresów, schematów)

1. Materiał ilustracyjny należy umieszczać możliwie jak najbliżej miejsca jego powołania
2. Nie należy przekraczać pola zadruku (12,5 x 19 cm), w którym musi się zmieścić i materiał ilustracyjny, i podpis
3. Większe rysunki (i inny materiał ilustracyjny) wraz z podpisem powinny zajmować całe pole zadruku, mniejsze zaś należy przesunąć odpowiednio – do lewego marginesu (na stronach parzystych), do prawego marginesu (na stronach nieparzystych)
4. Podpis w dwóch językach: w języku artykułu i w języku angielskim, należy umieścić pod rysunkiem (i innym materiałem ilustracyjnym), w jego ramach, bez kropki na końcu (jeśli jest to materiał zapożyczony, należy podać źródło), pismo podrzędne 9 pkt
5. Odstęp między materiałem ilustracyjnym a podpisem – 9 pkt, interlinia pojedyncza, odstęp między podpisami 4 pkt, odstęp po 14 pkt
6. Opis słowny na rysunkach należy ograniczyć do minimum, zastępując go liczbami arabskimi, a objaśnienia przenieść do podpisu
7. Materiał ilustracyjny powinien mieć dobrą jakość, należy ujednoczyć formę i opisy w całym artykule (pismo podrzędne proste, od małej litery, maks. 9, min. 6 pkt w zależności od wielkości rysunku)
8. Materiał ilustracyjny należy ponumerować kolejno w ramach artykułu
9. Jeżeli w artykule występują różne rodzaje materiału ilustracyjnego, każdemu z nich należy nadać odrębną, ciągłą numerację

10. Materiał ilustracyjny należy przygotować w odcieniach czarno-szarych (do 20% czerni), ponieważ przy wydruku czarno-białym kolorowe rysunki są słabo lub całkowicie niereprodukowalne
11. Rysunki do druku kolorowego (za zgodą redaktora naczelnego czasopisma) należy przygotować w plikach .tif, .jpg

Rozmieszczenie tabel (tablic)

Tabela – zestawienie tekstów i liczb bądź samych liczb uszeregowanych w kolumny i wiersze

Tablica – zestawienie tekstów i liczb wzbogacone dodatkowo elementami graficznymi lub kolorystycznymi (niekiedy stanowią je tylko ilustracje)

1. Tabele (tablice) należy umieszczać możliwie jak najbliżej miejsca ich powołania
2. Nie należy przekraczać pola zadruku (12,5 x 19 cm)
3. Większe tabele (tablice) włącznie z tytułem zajmują całe pole zadruku, mniejsze zaś należy przesunąć odpowiednio – do lewego marginesu (na stronach parzystych), do prawego marginesu (na stronach nieparzystych)
4. Nad tabelą (tablicą) należy umieścić tytuł w dwóch językach: w języku artykułu i w języku angielskim. Tytuł rozpoczyna się całym słowem tabela (tablica)/table i umieszcza nad nią, w jej ramach, bez kropki na końcu; pismo podrzędne 9 pkt, interlinia pojedyncza; jeżeli tabela (tablica) jest zapożyczona, należy podać źródło
5. Odstęp przed tytułem tabeli (tablicy) 12 pkt, odstęp między tytułami 4 pkt, odstęp między tytułem a tabelą (tablicą) 8 pkt
6. Legenda po tabeli (tablicy) – odstęp od tabeli (tablicy) 6 pkt, interlinia pojedyncza, odstęp po 14 pkt
7. Teksty w główce tabeli (tablicy), tj. w górnej, wydzielonej części tabeli (tablicy), objaśniające treść kolumn zapisuje się pismem grubym, rozpoczynając od dużej litery, teksty w boczku tabeli, tj. w bocznej, wydzielonej części tabeli, objaśniające treść wierszy rozpoczyna się dużymi literami – teksty w pozostałych rubrykach składa się małymi literami
8. Tabele (tablice) należy numerować kolejno w ramach artykułu. W przypadku występowania i tabel, i tablic należy nadać im odrębną, ciągłą numerację
9. Jeżeli tabela (tablica) nie mieści się w jednym polu zadruku, można ją podzielić i przenieść na następną stronę czy strony – wówczas nad wszystkimi częściami tabeli (tablicy) należy powtórzyć jej numer i tytuł, ze skrótem (cd.)
12. Tabele (tablice) należy przygotować w odcieniach czarno-szarych (do 20% czerni), ponieważ przy wydruku czarno-białym kolorowe tabele (tablice) są słabo lub całkowicie niereprodukowalne
13. Tabele (tablice) do druku kolorowego (za zgodą redaktora naczelnego czasopisma) należy przygotować w plikach .tif, .jpg

Rozmieszczenie wzorów

1. Wzory należy umieszczać z lewej strony, z wcięciem 0,75 cm, pismo proste 11 pkt, wartości indeksów i potęg 7 pkt
2. Numery wzorów należy umieszczać w nawiasach okrągłych, wyrównując do prawego marginesu, pismo proste 11 pkt
3. Wzory powinny być opatrzone objaśnieniem występujących w nich elementów
4. Wzory, do których są odniesienia w tekście, należy numerować kolejno w ramach artykułu
5. Dłuższe wzory można dzielić na znakach relacji lub działania – znak, na którym się przenosi wzór, należy pozostawić na końcu pierwszego wiersza
6. Przed wzorem i po nim należy zachować odstęp 10 pkt

Rozmieszczenie spisu literatury

1. Spis literatury umieszcza się za treścią artykułu, w kolejności alfabetycznej nazwisk autorów
2. Powołania na literaturę należy zapisywać w tekście w nawiasie kwadratowym
3. W spisie literatury należy umieścić wyłącznie te publikacje, które są powoływane w tekście

PRZYKŁADY:

Książki

Lewandowski W.M.: Proekologiczne źródła energii odnawialnej, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 2002.

Czasopisma

Pietrucha K.: Analiza czasu odnowy i naprawy podsystemu dystrybucji wody dla miasta Rzeszowa, Instal, nr 10, 2008, s. 113-115.

Dokumenty elektroniczne

Zanotti G., Guerra C.: Is tensegrity a unifying concept of protein folds? FEBS Letters, vol. 534, no. 1-3, 2003, pp. 7-10, <http://www.sciencedirect.com> [dostęp: 8 czerwca 2011 r.].

Rozmieszczenie streszczenia

1. Po literaturze umieszcza się tytuł artykułu, nagłówek Summary i streszczenie w języku angielskim
2. Gdy artykuł jest w języku angielskim, na początku należy umieścić streszczenie w języku angielskim, a na końcu w języku polskim
3. Gdy artykuł jest w innym języku kongresowym, na początku należy umieścić streszczenie w języku artykułu, a na końcu w języku angielskim
4. Po streszczeniu umieszcza się słowa kluczowe w tym samym języku co streszczenie

Rozmieszczenie numeru identyfikacyjnego i informacji dodatkowych

1. Po słowach kluczowych należy umieścić numer identyfikacyjny DOI
2. Pod numerem identyfikacyjnym zamieszcza się terminy przesłania artykułu do redakcji i przyjęcia do druku

Inne uwagi

1. W artykule można stosować wyliczenia – elementy wyliczeń należy oznaczać w całym artykule w sposób jednolity, np. za pomocą cyfr arabskich z kropką lub małych liter z nawiasem
2. W artykule należy stosować ogólnie przyjęte skróty, ale zdanie nie może się zaczynać od skrótu – należy go wówczas rozwinąć lub przeredagować zdanie
3. W artykułach każdy cytat musi być opatrzony informacją bibliograficzną (w formie przypisu na dole strony lub odwołania do spisu literatury)
4. Przypisy (pismo podrzędne 9 pkt) należy zapisywać w sposób jednolity w całym artykule, opatrując je odnośnikami gwiazdkowymi (gdy jest ich niewiele) lub liczbowymi, przyjmując ciągłą numerację w całym artykule i umieszczając każdy przypis od nowego akapitu

PRZYKŁADY:

- ¹ M. Hereźniak, *Kreowanie marki narodowej – rola idei przewodniej na przykładzie projektu „Marka dla Polski”*, [w:] H. Szulce, M. Florek, *Marketing terytorialny – możliwości aplikacji, kierunki rozwoju*, Wydawnictwo Akademii Ekonomicznej w Poznaniu, Poznań 2005, s. 344-345.
 - ² L. Witek, *Wpływ ekologicznych funkcji opakowań na postawy rynkowe konsumentów*, *Opakowanie*, nr 5, 2006, s. 12-17.
 - ³ J. Strojny, *Zmiany gospodarcze i społeczne w integrującej się Europie*, *Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej*, nr 225, *Zarządzanie i Marketing*, z. 5, 2006, s. 45-50.
5. Nie należy pozostawiać na końcu wiersza tytułów znajdujących się przed nazwiskiem, inicjału imienia, spójników, cyfr arabskich i rzymskich
 6. Należy stosować wyłącznie legalne jednostki miar

Zachęcamy Autorów do zapoznania się z archiwum artykułów naukowych zawartych w Zeszytach Naukowych Politechniki Rzeszowskiej oraz do wykorzystania ich w bibliografii swojego artykułu.

Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika
RUTMech (p-ISSN 0209-2689), (e-ISSN 2300-5211)
Scientific Letters of Rzeszow University of Technology, Mechanics

KOMITET REDAKCYJNY

Dane kontaktowe do redakcji:

Redaktor naczelny

prof. dr hab. inż. Feliks STACHOWICZ
Politechnika Rzeszowska
Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa
Katedra Przeróbki Plastycznej
al. Powstańców Warszawy 8
35-959 Rzeszów
e-mail: stafel@prz.edu.pl
tel. +48 17 865 1538

Osoby do kontaktu/adresy e-mail do przesyłania artykułów:

Redaktorzy tematyczni - naukowi

dr hab. inż. Andrzej BURGHARDT, prof. PRz
Katedra Mechaniki Stosowanej i Robotyki
e-mail: andrzejb@prz.edu.pl
tel. +48 17 865 1905

dr hab. inż. Tomasz ROGALSKI, prof. PRz
Katedra Awioniki i Sterowania
e-mail: orakl@prz.edu.pl
tel. +48 17 865 1477

prof. dr hab. inż. Jarosław SEP
Katedra Technologii Maszyn i Inżynierii Produkcji
e-mail: jsztmiop@prz.edu.pl
tel. +48 17 865 1512

Redaktor statystyczny

prof. dr hab. inż. Paweł PAWLUS
e-mail: ppawlus@prz.edu.pl
tel. +48 17 854 1183

Sekretarz redakcji

dr hab. inż. Tomasz TRZEPIECIŃSKI, prof. PRz
e-mail: tomtrz@prz.edu.pl
tel. +48 17 865 1714

Członkowie

dr hab. inż. Tadeusz BALAWENDER, prof. PRz
e-mail: tbalaw@prz.edu.pl
tel. +48 17 865 1667

dr hab. inż. Piotr STRZELCZYK, prof. PRz
e-mail: piotstrz@prz.edu.pl
tel. +48 17 865 1608

Adres pocztowy i afiliacja Komitetu Redakcyjnego

Politechnika Rzeszowska
Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa
al. Powstańców Warszawy 8
35-959 Rzeszów, Polska

Informacje dla autorów
<https://oficyna.prz.edu.pl/zeszyty-naukowe/mechanika>

Dane kontaktowe do wydawcy:

Kierownik Oficyny Wydawniczej
mgr inż. Joanna BIENIASZ
Politechnika Rzeszowska
Powstańców Warszawy 12
35-959 Rzeszów
e-mail: jbie@prz.edu.pl
tel. +48 17 865 1195