

ZESZYTY NAUKOWE
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

SCIENTIFIC LETTERS
OF RZESZOW UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

NR 295
(e-ISSN 2300-5211)

MECHANIKA

Kwartalnik
tom XXXIV
zeszyt 89 (nr 3/2017)
lipiec-wrzesień



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. 417

SPIS TREŚCI

Lukáš BEBR, Kateřina BÍCOVÁ: FMEA and its application in the SPC	277
Stanisław BŁAWUCKI, Kazimierz ZALESKI: Badania wpływu grubości warstwy skrawanej i cieczy obróbkowej na kształt wiórów w procesie skrawania ortogonalnego.....	285
Jan BUREK, Joanna LISOWICZ, Tomasz RYDZAK, Artur SZAJNA: Programowanie cyklu przechwyty przedmiotu wraz z jego odcięciem dla centrum obróbkowego	295
Tadeusz CHWALCZUK, Paweł TWARDOWSKI, Piotr KIERUJ, Piotr SZABLEWSKI: Dokładne toczenie stopu Inconel 718 ostrzami z CBN	307
Bożena CIAŁKOWSKA, Szymon DRECHNY, Zbigniew RODZIEWICZ: Jakość wycinanych kształtów struną zbrojoną w materiałach trudnoobrabialnych.....	315
Piotr CICHOSZ, Marek KOŁODZIEJ, Paweł KAROLCZAK, Maciej KOWALSKI, Hubert SKOWRONEK, Kamil WASZCZUK: Fazownik samoczynny z kasetką napinaną elementem sprężystym	325
Dana KUBÁTOVÁ, Martin MELICHAR, Jan KUTLWAŠER: Software filters of surface roughness	333
Maciej Jan KUPCZYK, Jędrzej KOMOLKA, Mariusz JENEK: Badania porównawcze wybranych właściwości ostrzy skrawających z kutyh, walcowanych i spiekanych stali szybko tnących	343
Mikołaj KUZINOVSKI, Mite TOMOV, Piotr CICHOSZ, Paweł KAROLCZAK, Maciej KOWALSKI, Marek KOŁODZIEJ, Hubert SKOWRONEK, Kamil WASZCZUK: Analiza rozkładu sił działających na ostrze fazownika sprężystego	353
Adrian NOSOL, Marian BARTOSZUK, Przemysław WINIARSKI: Badania energochłonności procesu toczenia wstecznego CoroTurn PRIME.....	361

Agnieszka SKOCZYŁAS, Kazimierz ZALESKI: Badania wybranych wskaźników skrawalności podczas frezowania stopu Inconel 718 narzędziami ceramicznymi	369
Piotr SZABLEWSKI, Tadeusz CHWALCZUK: Ocena morfologii powierzchni stopu Inconel 718 po toczeniu wzdłużnym.....	379
Marcin ŻÓŁKOŚ, Michał GDULA: Wpływ wprowadzenia drgań ultradźwiękowych do procesu szlifowania stopu Inconel 718.....	385
Łukasz ŻURAWSKI, Borys STORCH, Anna ZAWADA-TOMKIEWICZ: Badania wpływu zużycia ostrzy w głowicy frezowej na chropowatość powierzchni obrobionej stopu tytanu.....	393
Łukasz ŻYŁKA, Robert BABIARZ, Marcin PŁODZIEN, Paweł SUŁKOWICZ, Mateusz PASIERB: Zastosowanie CO ₂ jako chłodziwa w procesie toczenia	401
Łukasz ŻYŁKA, Robert BABIARZ, Marcin PŁODZIEN, Paweł SUŁKOWICZ, Wiktor BOBKO, Renata REMBIASZ: Zużycie ściernicy w szlifowaniu CFG.....	409

Lukáš BEBR¹
Kateřina BÍCOVÁ²

FMEA AND ITS APPLICATION IN THE SPC

In today's industry, particularly in the automotive industry, the Failure Mode and Effects Analysis (FMEA) method is a frequently used tool. FMEA is one of the tools which help to identify the causes of process variability and thereby the possibilities of defect occurrence in the evaluated design including the evaluation of their relevant risks. This paper describes the application of the FMEA method to the manufacturing process, with the aim to identify the main causes of process variability, which can affect the resulting product. Further the article introduces other types of FMEA methods based on the basic model, however tailored for specific use in various areas. Finally, the measures, actions and recommendations for correct implementation of the FMEA process are mentioned.

Keywords: FMEA, SPC, quality, diagram, variability, process

1. Introduction

In today's industry, particularly in the automotive industry, the Failure Mode and Effects Analysis (FMEA) method is a frequently used tool and is based on a deterministic method of analysis. It was developed in the 1960's in the US during NASA's APOLLO space program as a tool for finding serious risks. The first civilian use of this method was by Ford about 10 years later due to the poor quality of the Ford Pinto project on which this method was firstly used. In the early 1980's, the FMEA method was made into an integral manual and was included in the QS 9000 standard [1]. FMEA is one of the tools which help to identify the most critical and most likely errors in a product or process. They provide for the prevention of various causes of process variability, and hence possible defects in the design, including the assessment of their risks. At the beginning of using FMEA, we should address the questions shown in Figure 1.

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Lukáš Bebr, University of West Bohemia in Pilsen, Univerzitní 22, Pilsen 301 00, Czech Republic, tel.: +420377638529, e-mail: bebrl@kto.zcu.cz

² Kateřina Bícová, University of West Bohemia in Pilsen, e-mail: kbicova@kto.zcu.cz

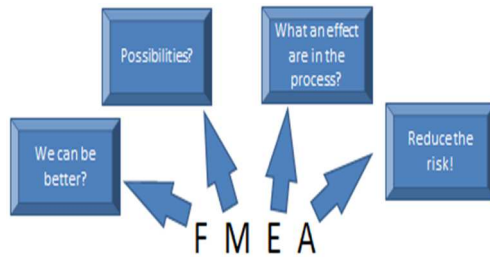


Fig. 1. What with FMEA?

2. SPC and variability

To observe the behaviour of processes, the SPC method is probably the most often used statistical method in manufacturing organizations. The basic aim of the regulation is improving quality and bringing the process to a stable state and to maintain it.

Resolution and identification of the causes of variability (random or definable), which affect the process, are performed by use of control charts [2]. These diagrams are in fact graphic representations of the process variability in time with upper and lower control limits and enable:

- it is a tool for process control – the regulation contains measures to be taken if the results are nonconforming (Fig. 2),
- detection and monitoring of the process (Fig. 3),
- distinction of special causes of variation from random.



Fig. 2. SPC

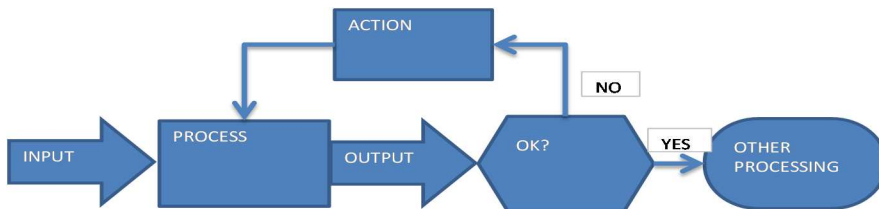


Fig. 3. Process control

If we try to improve the manufacturing process, then we should primarily define and uncover the causes that are a source of substantial and undesirable changes in the monitored process and thus affect the quality characteristics, which

we observe. The causes may happen by chance or they are assignable. Random effects – chance causes [3]:

- according to the CSN 01 0265 standard, the random fluctuations of the manufacturing process attributes the effect of random impacts,
- according to in the CSN IS 8258 standard random fluctuations in the production process is understood as a consequence of global action of accidental causes that are inherent component of the manufacturing process.

Systematic effects – assignable causes [3]:

- definable causes refer to an identifiable cause, producing a real change in the manufacturing process; while the ISO 8258 standard requires these types of causes to be identified to prevent their recurrence,
- CSN 01 0265 standard merely states that the systematic influences can run concurrently with some random influences and act upon the values regulated quality indicator. Thus the concept of the ISO 8558 standard more comprehensive, and further new term "identifiable cause" shall characterize above formulated requirements: identification-> correction-> Prevention.

Through detection and reduction of such identifiable causes we therefore strive to eliminate systemic non-random variability (i.e., variability). These non-random causes are caused by different factors, which vary according to the nature of the production process, for example:

- influence of environment (humidity, temperature),
- influence of the measuring device (wrong calibration, damage),
- influence of machines (poor alignment, adjustment, maintenance),
- influence of material (defects, poor delivery),
- influence of employee (shift influence on the measurements, the new operator), etc...

There are many factors that can influence and distort the results. Some changes are coming gradually, and therefore they are even more difficult to detect (gradual wear and tear of machine or tools ...). Among the methods for revealing fragility/process variability and helping to find causes belongs e.g.:

- analysis of repeatability and reproducibility,
- FMEA,
- FTA,
- diagram of causes and effects, i.e., Ishikawa diagram,
- Pareto analysis,
- 8D-Report, etc ...

During the last 20 years, the FMEA has gradually developed and expanded, for example, the VDA, DRBFM, FMECA, etc., have been developed or are based on this method [1]. In some analyzes, using a scale 1 to 4 or 5, in some, such as FMECA widely used in the automotive industry to analyze the proposal known as DFMEA (Design FMEA) and analysis of the production process known as PFMEA (Process FMEA) the same scale for all three attributes 1 to 10 is used.

Or it is used too in SFMEA (System Failure Mode and Effect Analysis) [4]. Besides, to all processes the basic methodology known as PDCA (deming cycle) can be applied: "Plan-Do-Check-Act". PDCA can be briefly described as follows:

- plan: establish the objectives and processes necessary to deliver results in accordance with customer requirements and the organization's policies,
- do: apply processes,
- check: monitor and measure processes and product against policies, objectives and requirements for the product and report the results,
- act: take actions to continually improve process performance.

Revealing of identifiable causes is always followed by measures such as:

- employee training,
- sorting of materials,
- new machine,
- machine adjustment or maintenance, etc ...

The disadvantage of this method is that it does not affect the results of the operation or equipment failure caused by software errors. The impact of these phenomena can be observed by other methods, such as an analysis of the causes and consequences (Cause-Consequence Analysis CCA).

3. Methodology of FMEA

The application of the FMEA method to the process is usually done when designing a process for the production of new or upgraded products, or when changing the process [5-10]. The FMEA process is also a very valuable method of improving the processes already in use and can be applied to non-production processes. When applying the FMEA method to a process, the individual processes are first identified and the entire process is displayed using the flowchart. Then, it gradually analyzes all possible defects that can occur on the processed product during the individual processes. For each possible fault, all possible consequences of the defect are analyzed. These consequences are the possible impacts of the defect on an external customer, internal customers (concur processes), or process handlers. Possible causes described in the text above are analyzed for each possible defect. There are possible shortcomings of the proposed process (e.g. inappropriate process parameters) that could lead to the occurrence of the defect. Preventive measures are also identified to reduce the likelihood of possible defects and the control procedures used to detect or detect a defect. Analysis FMEA process is simplified in the following stages:

- a) analysis and assessment of the current situation,
- b) draft measures,
- c) an assessment of the situation after the implementation of the measures,
- d) the FMEA analysis results are continuously recorded in a standardized form, see the example in Figure 4.

Process FMEA		Process/Operation: _____			FMEA Number: _____				
		Part/Assembly Name: _____			Page: _____				
		Part/Assembly Number: _____			Dates: _____				
		Engineer: _____			_____				
		Plant/Place/Supplier: _____							
Description, Specification and Part(s)	Potential Failure Mode(s)	Potential Causes of Failure Mode	In-Place and Planned Cause Preventions or Detections	Effectiveness	Recommended Actions to Eliminate Cause or Enhance Prevention or Detection	Responsibility for Action Accepted By	Committed Completion Date	Actual Completion Date	Remarks

Fig. 4. Process FMEA

Step-by-step steps:

1. Definition:
 - a) examination of FMEA validity,
 - b) Clear Production Concept,
 - c) build an implementation team – preferably from a diverse range of experienced professionals (designers, developers, technicians, sales-men, etc.),
 - d) decomposition of the Process into Individual Processes.
2. Structural analysis:
 - a) the product is at the highest level, then we will look at the Process monitoring (Design FMEA),
 - b) we then best follow the assembly and process steps.
3. Performance and performance analysis:
 - a) description of the primary functions of valuable process steps,
 - b) ensuring that the required properties are created,
 - c) again the below noted topics can be used, e.g. what do workers or machines do to ensure the required properties in production?
4. Error analysis:
 - a) analysis of possible defects (possible defects that may occur on the processed product during the implementation of the partial activities of the proposed process),
 - b) analysis of possible consequences of defects (assessing their impact on external customers, subsequent processes, or machine operation),
 - c) analysis of possible causes of defects. (the deficiencies of the proposed process are assessed) The topics described below are used at this level.
5. Definition of the measure: analysis of existing preventive measures (analysis of the measures used to reduce the likelihood of a defect).

6. Preparation and presentation:
 - a) analysis of existing control methods (analysis of control procedures to detect defects or their causes),
 - b) assessment of significance, expected occurrence and detectability of possible defects (Rating according to tables on a scale of 1 to 10 points, significance is evaluated according to the most serious consequence, the occurrence evaluates the likelihood of a defect caused by a particular cause, and the detectability is the ability to detect the defect or its cause by means of the existing control methods),
 - c) calculation of the risk numbers and their comparison with the critical value (the risk number (RPN) is value, significance, and detectability and is compared to the critical value typically determined by the customer (e.g. $RPN_{crit} = 125$)),
 - d) proposal and implementation of risk mitigation measures (for all possible defects whose the risk number exceeds the critical value, it provides for measures that could reduce the risk of possible defects).
7. Rating: risk assessment after the implementation of the measures (once the measures have been re-evaluated, the significance, incidence and detectability are re-evaluated and the risk number is compared with the critical value) – i.e., repeating the whole process again.

Process FMEA is generally precisely set up by standards. In rare cases an open discussion is allowed about the process and afterwards specific questions are being asked. The following topics should always be discussed by the FMEA Process Moderator:

- Man – What is expected of a man in production? (manual work...).
- Machine – Do not confuse with machine FMEA; Toolings shall support the workers in their activities.
- Material – Material properties.
- Method – What is theoretically possible is possible in practice?
- Methods – Sequencing – Is the time sequence of work steps correct?
- Measurement – Process measurement could be too demanding.
- Current working conditions – Job requirements.
- Management – Team building, ...

4. Conclusions

Considering increasing customer demands regarding quality and reliability, the number and complexity of manufactured products are ever increasing. This also generates needs and higher requirements on development and production. Unfortunately, at the same time shorter development and testing times are increasingly required and parallel there is a strong pressure on cost reduction and rationalization.

Process FMEA properly implemented, is a systematic approach to prevent non quality and reduce losses due to low system quality. It will also provide us the basic groundwork for improving and better processing of quality plans. FMEA optimizes design and reduces the amount of changes needed in the implementation phase, allowing us to do the right thing right the first time. We create herewith also a very valuable information system database, usable for other similar systems (e.g. production engineering, design).

Process FMEA requires a great deal of experience with the analyzed system needed for the correct identification of possible defects and their consequences. The FMEA is largely based on professional experience and, moreover, it is highly recommended to have multi-qualified teams, with multiple members whose knowledge and experience are mutually exclusive.

Finally, it should be noted that by using this tool we improve our brand/trade name and competitiveness of the organization, while helping to increase customer satisfaction. Costs incurred by implementing FMEA are only a fraction of the costs and damages which would arise in the event of non-compliance.

Acknowledgment

This article was created under the project SGS-2016-005: Research and development for innovations in the field of mechanical engineering technology – machining technology.

References

- [1] FMEA (Failure Mode and Effect Analysis). [In:] ManagementMania.com [online]. Wilmington (DE) 2011-2017, 20.04.2016 [cit. 16.06.2017]. Dostupné z: <https://managementmania.com/cs/failure-mode-and-effect-analysis>.
- [2] <http://www.chaloupka-kvalita.cz/spc-merenim> (last access: January 2017).
- [3] ČSN EN 60812, Analysis techniques for system reliability – Procedure for failure mode and effects analysis (FMEA), January 2007.
- [4] Skopal J.: Uplatnění technických norem v malých a středních strojírenských firmách, Příručka č. 4.
- [5] http://www.engineeringarchives.com/ref_processimprovement_processfmeaform.html (last access: 22.05.2017).
- [6] <http://isgwww.cs.uni-magdeburg.de/sim/vilab/2003/presentations/>.
- [7] FMEA KONKRET, Magazin, ISSN 2198-6851.
- [8] Nenadál J. a kol.: Moderní management jakosti, Management press, Praha 2011, ISBN: 978-80-7261-186-7.
- [9] Analýza možných způsobů a důsledků poruch (FMEA), 4.vydání, Česká společnost pro jakost, Praha 2008, ISBN: 978-1-60534-136-1.
- [10] <http://www.svetproduktivity.cz/slovník/FMEA-Analyza-pricin-a-dusledku.htm>.

ZASTOSOWANIE FMEA W SPC

Streszczenie

Obecnie w branży przemysłowej, szczególnie w przemyśle motoryzacyjnym, często stosuje się analizę rodzajów błędów oraz ich skutków (FMEA). FMEA jest jednym z narzędzi, które pomagają w identyfikacji przyczyn zmienności procesu, a tym samym możliwości wystąpienia usterki w ocenianym projekcie i ocenie jej istotnych zagrożeń. Niniejszy artykuł opisuje zastosowanie metody FMEA do analizy procesu produkcyjnego w celu zidentyfikowania głównych przyczyn zmienności tego procesu, które mogą wpływać na otrzymany wyrób. Jej celem jest określenie najlepszego podejścia, pozwalającego na osiągnięcie najbardziej pożądaných wyników. Ponadto w artykule przedstawiono inne typy metody FMEA, oparte na modelu podstawowym, które są dostosowane do konkretnego zastosowania w różnych dziedzinach. Omówiono środki, działania i zalecenia dotyczące prawidłowego wdrożenia procesu FMEA.

Słowa kluczowe: FMEA, SPC, jakość, diagram, zmienność, proces

DOI: 10.7862/rm.2017.23

Otrzymano/received: 12.06.2017

Zaakceptowano/accepted: 23.09.2017

Stanisław BŁAWUCKI¹
Kazimierz ZALESKI²

BADANIA WPLYWU GRUBOŚCI WARSTWY SKRAWANEJ I CIECZY OBRÓBKOWEJ NA KSZTAŁT WIÓRÓW W PROCESIE SKRAWANIA ORTOGONALNEGO

Artykuł prezentuje sposób powstawania wiórów dla wybranych stopów metali nieżelaznych z zastosowaniem specjalnego stanowiska do skrawania ortogonalnego. W pracy przeprowadzono pomiary wizyjne strefy skrawania z wykorzystaniem kamery do obserwacji zjawisk szybkozmiennych, w celu analizy etapów procesu kształtowania się wióra. Dokonano identyfikacji kształtu powstałych wiórów przy skrawaniu ortogonalnym i zmiennej grubości warstwy skrawanej z użyciem cieczy smarujących oraz w warunkach skrawania bez smarowania. Wyniki badań mogą służyć do weryfikacji i walidacji modeli numerycznych skrawania ortogonalnego stopów metali nieżelaznych.

Słowa kluczowe: skrawanie ortogonalne, ciecz obróbkowa, kształtowanie wiórów, warstwa skrawana, stopy metali nieżelaznych

1. Wprowadzenie

Przeprowadzono wiele prac badawczych w celu określenia wpływu warunków skrawania na proces formowania wiórów [1, 3-10]. Jednym z częściej badanych zjawisk jest proces segmentacji wióra w paśmie ścinania adiabatycznego, co umożliwia diagnozowanie wpływu kształtu powstałego wióra na siłę skrawania, wahania długości powierzchni ścinania i chropowatość powierzchni obrobionej. Proces formowania wiórów był szeroko badany przez wiele ośrodków naukowych. Komanduri i Brown [6] dokonali klasyfikacji wiórów na cztery typy, zgodnie z ich morfologią, na faliste, segmentowane, łamane oraz ścinane katastroficznie (odrywane), definiując każdy z typów wióra.

Typ wióra zależy od warunków skrawania, geometrii narzędzia skrawającego oraz właściwości przedmiotu obrabianego, a szczególnie jego twardości. Dokładna klasyfikacja wiórów została zaprezentowana w pracy Grzesika [2],

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Stanisław Bławucki, Politechnika Lubelska, ul. Nadbystrzycka 36, 20-618 Lublin, tel.: 081-5384227, e-mail: s.blawucki@pollub.pl

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

gdzie przedstawiono rodzaje wiórów według kształtu oraz według budowy, na podstawie PN-ISO 3685:1996.

Barry i Byrne [1] przeprowadzili badania mechanizmu tworzenia wiórów schodkowych w obróbce skrawaniem stali hartowanej, opisując proces przejścia od wióra ciągłego do schodkowego przy zmiennych parametrach skrawania materiału obrabianego. Stwierdzili oni, że pierwsza niestabilność w strefie pierwotnego ścinania podczas formowania wióra schodkowego jest początkiem adiabatycznego ścinania na ostrzu narzędzia i propagacji pęknięć w kierunku powierzchni zewnętrznej materiału obrabianego, zwanej w literaturze powierzchnią swobodną. Badając powierzchnię wiórów, autorzy zidentyfikowali transformację fazową występującą w trakcie obróbki, która powoduje przejście z wióra ciągłego na schodkowy. Również Davies i inni [3] wspominają o tych samych zjawiskach po zbadaniu swobodnej powierzchni wióra przy przejściu ze struktury lamelarnej do struktury segmentowej.

Shaw i Vyas [9] wskazują, że dla stali o wysokiej wytrzymałości proces fragmentacji wióra rozpoczyna się od inicjacji pęknięć na powierzchni swobodnej wióra i rozprzestrzenia się w głąb tej powierzchni podczas kontaktu z powierzchnią natarcia narzędzia. Zachodzi pękanie materiału, które może być częściowe lub całkowite, w zależności od warunków technologicznych skrawania. Molinari i inni [8] zaproponowali analityczną metodę szacowania szerokości pasma ścinania i odległości pomiędzy dwoma kolejnymi pasmami ścinającymi w wiórach schodkowych podczas obróbki stopu Ti-6Al-4V w warunkach skrawania ortogonalnego. Odległość między dwoma kolejnymi pasmami ścinania zdaniem autorów zmienia się w funkcji właściwości materiałowych i termicznych, takich jak: przewodnictwo cieplne, pojemność cieplna, energia odkształcania plastycznego przekształcana w ciepło. Szerokość pasma ścinającego zależy również od prędkości skrawania i niektórych innych parametrów termomechanicznych, np. termicznego współczynnika zmękania materiału wióra.

Korzystając z uproszczonej teorii niestabilności płynięcia plastycznego materiału, Xie i inni [10] zaproponowali parametr lokalizacji płynięcia (PLP) materiału w celu analizy formowania się pasm ścinania schodkowego przy skrawaniu ortogonalnym. Opracowania analityczne autorów pozwoliły stwierdzić, że PLP jest funkcją powiązanych warunków skrawania i właściwości materiału obrabianego. Przeprowadzono także symulację skrawania ortogonalnego metodą elementów skończonych. W celu odtworzenia zjawiska fragmentacji wiórów Lin i Lin [7] opracowali sprężysto-plastyczny model skrawania ortogonalnego z wykorzystaniem metody elementów skończonych. Autorzy wskazują, że inicjacja pęknięć powstaje pod powierzchnią wióra i rozprzestrzenia się wzdłuż jego grubości w kierunku powierzchni swobodnej. Używając lepkoplastycznego modelu zniszczenia przedmiotu obrabianego w ramach symulacji metodą elementów skończonych, Guo i Yen [5] wykazali, że nieciągły kształt wióra wynika z inicjacji pęknięcia wewnętrznego od strony powierzchni natarcia narzędzia, a nie od strony powierzchni swobodnej przedmiotu obrabianego.

Celem przeprowadzonych badań było określenie wpływu grubości warstwy skrawanej i cieczy obróbkowej na kształt wiórów powstałych podczas skrawania ortogonalnego wybranych stopów aluminium i magnezu.

2. Metodyka badań

Prace eksperymentalne metodą skrawania ortogonalnego przeprowadzono na specjalnie przygotowanych próbkach materiałów ze stopów aluminium EN AW-2024 T6, EN AW-6082 T6 i magnezu EN MA-MgAl3Zn1 o wymiarach przekroju 5 mm x 20 mm x 20 mm. Zdecydowano się na wybór tych stopów do badań ze względu na ich powszechne zastosowanie w różnych gałęziach przemysłu, szczególnie w branży lotniczej. Wybrane właściwości fizyczne badanych materiałów opisano w tab. 1.

Tabela 1. Wybrane właściwości badanych stopów metali nieżelaznych [2]

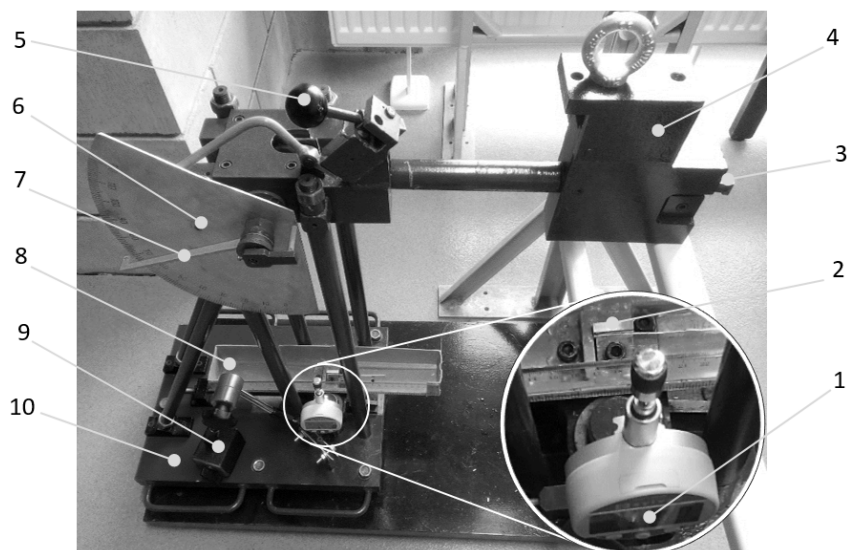
Table 1. Selected properties of investigated non-ferrous alloys [2]

Znak stopu	Gęstość [kg/m ³]	Moduł Younga [GPa]	Granica sprężystości [MPa]	Granica wytrzymałości [MPa]	Twardość Vickersa [HV]	Przewodność cieplna [W/m·C°]
EN AW-2024 T6	2780	75	381	472	150	163
EN AW-6082 T6	2730	72	290	340	105	175
EN MA-MgAl3Zn1	1770	45	160	245	65	97

Na rysunku 1 zaprezentowano stanowisko badawcze, na którym prowadzono próby skrawania ortogonalnego przy zmiennej grubości warstwy skrawanej oraz przy zmiennych warunkach smarowania w obszarze obróbki. Zasada działania urządzenia przypomina wahadło fizyczne, w którym zaimplementowano narzędzie skrawające. Zastosowano nóż tokarski z płytką węglkową S10 o kącie natarcia $\gamma = 10^\circ$ oraz kącie przyłożenia $\alpha = 5^\circ$ i promieniu zaokrąglenia krawędzi $r_e = 0,008$ mm. Masa całkowita wahadła wyniosła 8,50 kg, a długość ramienia 450 mm. Prędkość skrawania zmierzona za pomocą szybkiej kamery wyniosła 178 m/min.

Próby skrawania prowadzono, wychylając wahadło o kąt 90° od położenia pionowego, tak jak na rys. 1, aby uzyskać energię potencjalną narzędzia. Badania przeprowadzono przy zmiennej grubości warstwy skrawanej h (0,2; 0,1; 0,05; 0,02; 0,01) mm. Nie podjęto prób dalszego zmniejszania grubości warstwy skrawanej, ze względu na zastosowany czujnik zegarowy o rozdzielczości 0,001 mm. Próby powtórzono trzykrotnie dla każdego z badanych materiałów, skrawając bez cieczy obróbkowej (na sucho) oraz z minimalnym smarowaniem, przez równomierne pokrycie cieczą smarującą powierzchni roboczej narzędzia oraz

powierzchni próbki. Do smarowania użyto oleju Mobil DTE Oil Light w klasie lepkości ISO 32 oraz lepkości kinematycznej $5,5 \text{ m}^2/\text{s}$ w temperaturze 100°C .



Rys. 1. Urządzenie badawcze do skrawania ortogonalnego: 1 – czujnik nastawiania grubości warstwy skrawanej, 2 – skrawana próbka, 3 – nóż tokarski, 4 – wahadło, 5 – mechanizm wyzwalający, 6 – tarcza pomiaru kąta wychylenia, 7 – wskazówka, 8 – mechanizm regulacji głębokości skrawania, 9 – uchwyt magnetyczny, 10 – podstawa

Fig. 1. Testing device for orthogonal cutting: 1 – sensor of cutting depth, 2 – cut sample, 3 – turning tool, 4 – pendulum, 5 – release mechanism, 6 – dial of pendulum angle, 7 – pointer, 8 – mechanism for regulation of cutting depth, 9 – magnetic holder, 10 – base

Obserwacje wizyjne procesu kształtowania się wióra prowadzono z wykorzystaniem kamery do rejestracji zjawisk szybkozmiennych Phantom v1610, stosując częstotliwość akwizycji obrazu na poziomie 16 600 klatek na sekundę. Uzyskane wióry poddano dalszym obserwacjom przy użyciu mikroskopu cyfrowego VHX-5000 firmy Keyence. Mikroskop posiada funkcję skanowania profili powierzchni i składania obrazu z kilku pomiarów.

3. Wyniki badań

Pomiary wizyjne z wykorzystaniem kamery Phantom do obserwacji zjawisk szybkozmiennych pozwoliły się bliżej przyjrzeć procesowi oddzielania wióra w zależności od badanego materiału, grubości warstwy skrawanej a także warunków smarowania. Badania wykazały, że dostarczenie nawet niewielkiej ilości cie-

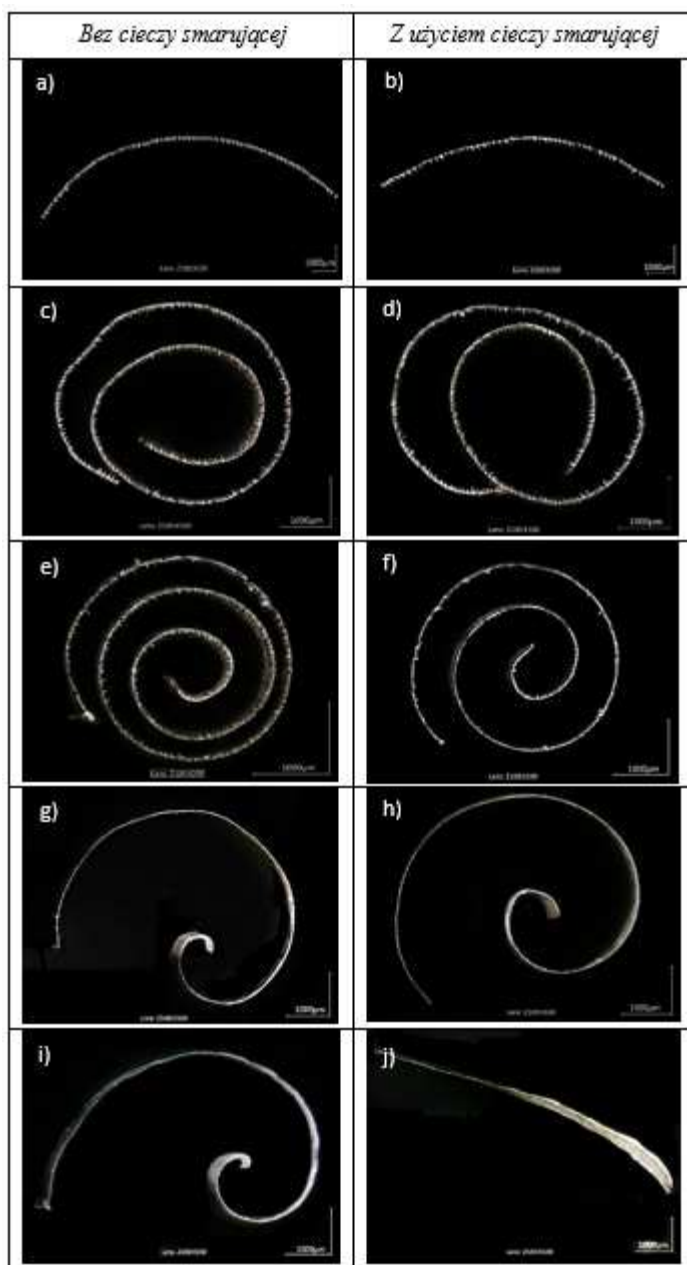
czy smarującej wpływa znacząco na kształt i rodzaj powstałego wióra. Przy skrawaniu na sucho obserwuje się większe odkształcenie wióra, co jest szczególnie widoczne w przypadku małej grubości warstwy skrawanej. Ciecz obróbkowa powoduje mniejsze deformacje wióra, zmieniając jego kształt ze spiralnego na pasmowy.

Rodzaj powstałego wióra ma ścisły związek ze stanem naprężenia i odkształcenia w strefie tworzenia się wióra. Towarzyszą temu mechanizmy dekohezji materiału i w zależności od jego właściwości może dojść albo do złomu kruchego, albo do złomu rozdzielczego. Złom kruchy jest charakterystyczny dla materiałów elastokruchych, czyli posiadających zdolność do znacznych odkształceń sprężystych. Stopy metali lekkich są na ogół materiałami elastoplastycznymi, czyli niewielkie naprężenia prowadzą do odwracalnych odkształceń sprężystych, natomiast po przekroczeniu granicy proporcjonalności dochodzi do odkształcenia plastycznego materiału, przy czym wartość względna i prędkość odkształcenia zależą od właściwości fizycznych stopu metali.

Można zauważyć, że grubość warstwy skrawanej ma bardzo istotny wpływ na kształt wióra w przypadku skrawania stopu magnezu (rys. 2). Dla grubości warstwy skrawanej h z zakresu 0,05-0,10 mm powstaje schodkowy długi wiór spiralny płaski, w pozostałych przypadkach wiór przyjmuje zaś kształt pośredni między spiralnym stożkowym a pasmowym. Ciecz smarująca przyczynia się do powstawania kształtu pasmowego wióra.

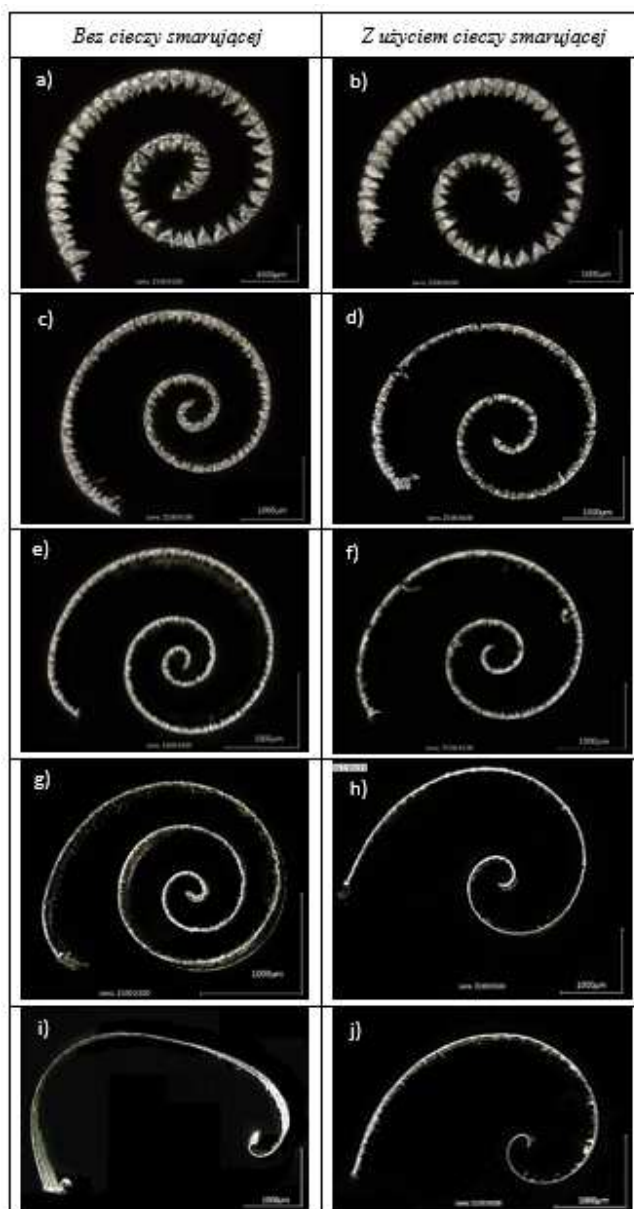
W przypadku ortogonalnego skrawania stopu aluminium EN AW-2024 T6 wiór przybiera kształt spiralny płaski, a odstępstwa od tego kształtu obserwuje się tylko przy bardzo małej grubości warstwy skrawanej (rys. 3). Przy grubości h rzędu 0,01 mm wiór jest ciągły, zaś wraz ze wzrostem wartości tego parametru dominująca staje się budowa schodkowa. Ciecz smarująca z jednej strony przyczynia się do obniżenia pracy odkształceń plastycznych, co z kolei ujawnia się w postaci mniejszej liczby zwojów spirali w porównaniu z wiórem skrawanym w warunkach bez smarowania, z drugiej strony natomiast powoduje obniżenie temperatury w strefie skrawania, co zmniejsza wpływ naprężeń cieplnych, a tym samym pękanie wióra. Wiór spiralny jest uważany za korzystny ze względu na dobre odprowadzanie ciepła ze strefy skrawania, swoje niewielkie gabaryty i łatwość transportowania.

Stop aluminium EN AW-6082 T6 wykazuje właściwości pośrednie między stopem magnezu EN MA-MgAl₃Zn₁ oraz EN AW-2024 T6 pod względem twardości i wytrzymałości doraźnej. Pomimo tego kształt uzyskanego wióra znacząco różni się od wspomnianych materiałów (rys. 4). Przede wszystkim wiór jest bardziej spęczony i można go zaliczyć do postaci łukowej, choć posiada także cechy wióra spiralnego. Segmentacja częściowo zanika przy grubości warstwy skrawanej h z zakresu 0,1-0,2 mm, jednak wraz ze zmniejszeniem grubości warstwy skrawanej są zauważalne wyraźne schodki, a kształt wióra zbliża się do postaci pasmowej ciągłej.



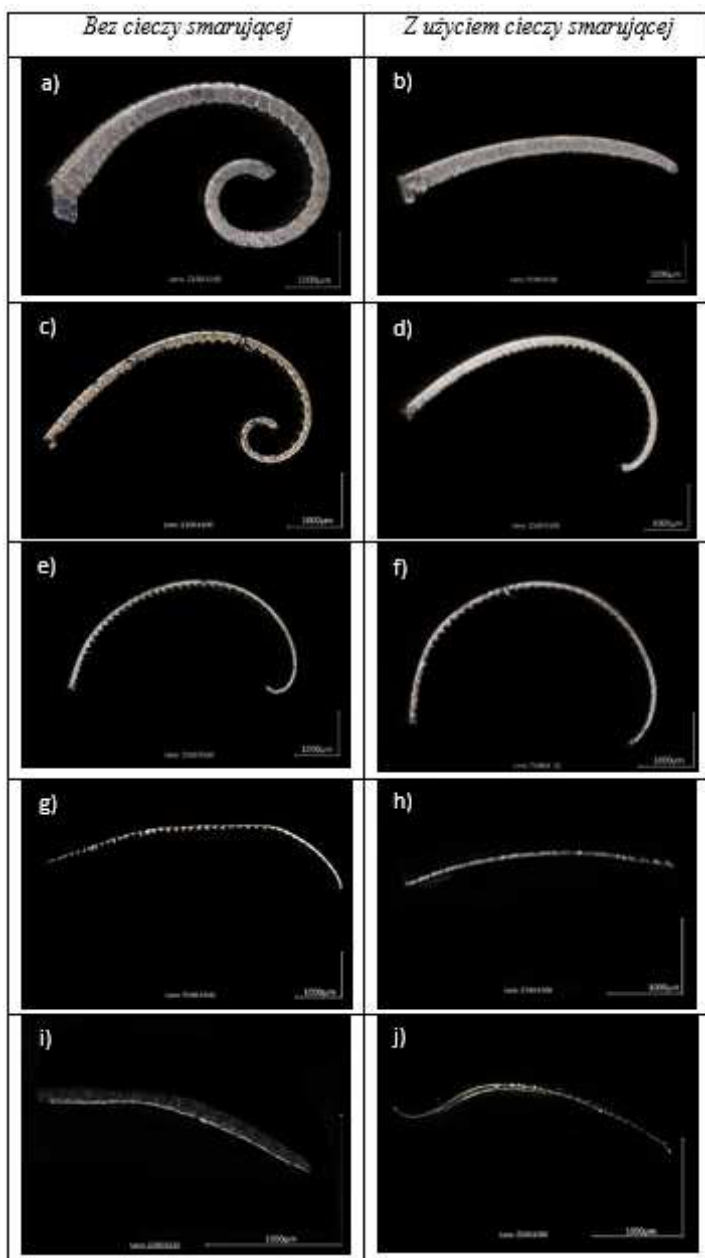
Rys. 2. Kształty wiórów uzyskane w procesie skrawania ortogonalnego stopu magnezu EN MA-MgAl₃Zn1: a-b) $h = 0,2$ mm, c-d) $h = 0,1$ mm, e-f) $h = 0,05$ mm, g-h) $h = 0,02$ mm, i-j) $h = 0,01$ mm; powiększenie $\times 100$

Fig. 2. Shapes of chips obtained during orthogonal cutting process of magnesium alloy EN MA-MgAl₃Zn1: a-b) $h = 0.2$ mm, c-d) $h = 0.1$ mm, e-f) $h = 0.05$ mm, g-h) $h = 0.02$ mm, i-j) $h = 0.01$ mm; magnification $\times 100$



Rys. 3. Kształty wiórów uzyskane w procesie skrawania ortogonalnego stopu aluminium EN AW-2024 T6: a-b) $h = 0,2$ mm, c-d) $h = 0,1$ mm, e-f) $h = 0,05$ mm, g-h) $h = 0,02$ mm, i-j) $h = 0,01$ mm; powiększenie x100

Fig. 3. Shapes of chips obtained during orthogonal cutting process of aluminium alloy EN AW-2024 T6: a-b) $h = 0.2$ mm, c-d) $h = 0.1$ mm, e-f) $h = 0.05$ mm, g-h) $h = 0.02$ mm, i-j) $h = 0.01$ mm; magnification x100



Rys. 4. Kształty wiórów uzyskane w procesie skrawania ortogonalnego stopu aluminium EN AW-6082 T6: a-b) $h = 0,2$ mm, c-d) $h = 0,1$ mm, e-f) $h = 0,05$ mm, g-h) $h = 0,02$ mm, i-j) $h = 0,01$ mm; powiększenie $\times 100$

Fig. 4. Shapes of chips obtained during orthogonal cutting process of aluminium alloy EN AW-6082 T6: a-b) $h = 0.2$ mm, c-d) $h = 0.1$ mm, e-f) $h = 0.05$ mm, g-h) $h = 0.02$ mm, i-j) $h = 0.01$ mm; magnification $\times 100$

4. Wnioski

Przeprowadzone badania dały ogólny pogląd co do wpływu cieczy smarującej na kształt i postać uzyskanego wióra, pozwoliły także na sformułowanie pewnych wniosków:

1. Ciecz smarująca wywiera wpływ na postać powstałego wióra, powodując mniejsze jego odkształcenie, co oznacza, że proces skrawania jest bardziej energooszczędny i efektywny.
2. Grubość warstwy skrawanej wywiera istotny wpływ na kształt wióra uzyskany w procesie skrawania ortogonalnego. Zazwyczaj wraz ze wzrostem grubości warstwy skrawanej wzrasta tendencja do segmentacji wióra.
3. Podobne właściwości fizyczne materiału obrabianego nie zawsze powodują powstawanie wiórów o zbliżonym kształcie. Decydujące znaczenie mogą mieć skład chemiczny materiału obrabianego i warunki smarowania.
4. Należy podkreślić rozpoznawczy charakter przeprowadzonych badań z zakresu tematu pracy. Uzyskane rezultaty wskazują na konieczność prowadzenia dalszych prac o szerszym zakresie i z wykorzystaniem kolejnych narzędzi badawczych.
5. Przeprowadzone badania stanowią punkt odniesienia do dalszych prac eksperymentalnych z zakresu procesu tworzenia się wióra, a ponadto mogą się okazać przydatne do analiz numerycznych skrawania ortogonalnego metodą elementów skończonych przy walidacji metody obliczeniowej.

Literatura

- [1] Barry J., Byrne G.: The mechanisms of chip formation in machining hardened steels, *J. Manuf. Sci. Eng.*, 124 (2002) 528-535.
- [2] CES EduPack 2013, Granta Design Limited (baza danych materiałowych).
- [3] Davies M.A., Burns T.J., Evans C.J.: On the dynamics of chip formation in machining hard metals, *CIRP Annals – Manuf. Technol.*, 46 (1997) 25-30.
- [4] Grzesik W.: Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych, WNT, Warszawa 2010.
- [5] Guo Y.B., Yen D.W.: A FEM study on mechanisms of discontinuous chip formation in hard machining, *J. Mat. Proc. Technol.*, 155-156 (2004) 1350-1356.
- [6] Komanduri R., Brown R.H.: On the mechanics of chip segmentation in machining, *J. Eng. Industry*, 103 (1981) 33-51.
- [7] Lin Z.C., Lin Y.Y.: Three-dimensional elastic-plastic finite element analysis for orthogonal cutting with discontinuous chip of 6-4 brass, *Theor. Applied Fracture Mech.*, 35 (2001) 137-153.
- [8] Molinari A., Musquar C., Sutter G.: Adiabatic shear banding in high speed machining of Ti-6Al-4V: experiments and modelling, *Int. J. Plasticity*, 18 (2002) 443-459.

- [9] Shaw M.C., Vyas A.: The mechanism of chip formation with hard turning steel, CIRP Annals Manufacturing Technology, 47 (1) (1998) 77-82.
- [10] Xie J.Q., Bayoumi A.E., Zbib H.M.: A study on shear banding in chip formation of orthogonal machining, Int. J. Machine Tools Manuf., 36 (1996) 835-847.

INVESTIGATION ON THE INFLUENCE OF DEPTH OF CUTTING AND COOLANT ON THE SHAPE OF CHIPS IN THE ORTHOGONAL CUTTING PROCESS

S u m m a r y

This article presents the method of chip formation for selected non-ferrous metal alloys using a special device for orthogonal cutting. To analyze the stages of the chip forming process the measurements of cutting zone were carried out using a video camera for recording quick-change phenomena. The shape of chips formed at orthogonal cutting was determined for the variable depth of cut and under fluid lubrication and dry cutting conditions. The results of research can be used to verify and validate numerical models of orthogonal cutting of non-ferrous metal alloys.

Keywords: orthogonal cutting, cutting oil, chip formation, cutting layer, non-ferrous metal alloys

DOI: 10.7862/rm.2017.24

Otrzymano/received: 12.07.2017

Zaakceptowano/accepted: 14.09.2017

Jan BUREK¹
Joanna LISOWICZ²
Tomasz RYDZAK³
Artur SZAJNA⁴

PROGRAMOWANIE CYKLU PRZECHWYTU PRZEDMIOTU WRAZ Z JEGO ODCIĘCIEM DLA CENTRUM OBRÓBKOWEGO

Przedstawiono opracowany w Katedrze Technik Wytwarzania i Automatykacji Politechniki Rzeszowskiej cykl przechwyty z odcięciem przedmiotu dla centrum obróbkowego STAMA MC 726 MT, wykorzystując możliwości układu sterowania numerycznego SINUMERIK 840D produkcji SIEMENS. Wykorzystanie stworzonego cyklu pozwala na obróbkę przedmiotów w dwóch położeniach zaciskowych. Dodatkowo ułatwia redagowanie programu sterującego, a także zmniejsza jego rozmiar. W rozdziale pierwszym przedstawiono kinematykę osi sterujących obrabiarki CNC wraz z ich nazewnictwem oraz zakresem ruchu, na której zaimplementowano cykl. W rozdziale drugim omówiono funkcje i tryby pracy przewidziane przez producenta maszyny, wspomagające programowanie procesów obróbkowych oraz zdefiniowane specjalne zmienne globalne ułatwiające tworzenie kodu NC. W kolejnej części przedstawiono podział cykli w układzie sterowania SINUMERIK oraz działanie stworzonego cyklu, opisując jego fragmenty. Oprócz podstawowych kodów zastosowano zmienne: lokalne, globalne oraz systemowe, tworząc warunki skoków.

Słowa kluczowe: programowanie wysokopoziomowe, programowanie parametryczne, SINUMERIK 840D, obrabiarka wieloosiowa

1. Wprowadzenie

Wprowadzane do przemysłu coraz to nowsze i bardziej uniwersalne centra obróbkowe sterowane CNC umożliwiają obróbkę przedmiotów o skomplikowanej geometrii w jednym cyklu roboczym, z użyciem wielu narzędzi oraz podajników półfabrykatów, co umożliwia produkcję seryjną.

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

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

³ Autor do korespondencji/corresponding author: Tomasz Rydzak, Politechnika Rzeszowska, ul. W. Pola 2, 35-959 Rzeszów, tel.: 17 865 1131, e-mail: t.rydzak@prz.edu.pl

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

Obserwuje się również ciągłą ewolucję układów sterowania obrabiarek – od prostego regulatora, aż do złożonego systemu sterowania umożliwiającego w trakcie pracy pełną automatyzację produkcji. Przykładem takiego centrum obróbkowego jest centrum frezarsko-tokarskie MC 726/MT firmy STAMA [7]. Centrum to jest obrabiarką posiadającą rozbudowaną kinematykę, umożliwiającą kompletną obróbkę części o skomplikowanej geometrii w jednym cyklu roboczym. Maszyna posiada wrzeciono frezarskie oraz dwa wrzeciona tokarskie pozwalające na toczenie z przechwytem przedmiotu. Dzięki temu istnieje możliwość obróbki przedmiotów w sześciu płaszczyznach, w dwóch położeniach zaciskowych.

Przeźrenia robocza obrabiarki ograniczona przez zakresy osi X, Y, Z, wynoszące odpowiednio 500 mm, 380 mm, 360 mm, pozwala na wykonanie przedmiotów małego gabarytów [3]. Układ kinematyki i nazewnictwo osi w centrum obróbkowym STAMA jest zgodne z normą DIN 66217. Możliwe jest sterowanie osi liniowych X, Y, Z, X' (XGR) oraz osi obrotowych A, B, AA, BB [2]. Maszyna posiada zautomatyzowany podajnik prętów, który pozwala na ciągłą obróbkę przedmiotów bez ustalania manualnego półfabrykatów, co ogranicza ingerencję operatora w proces skrawania. Podajnik i równocześnie magazyn prętów ułatwia wdrożenie seryjnej produkcji, redukując nakłady finansowe oraz czas produkcji [1].

2. Funkcje i tryby pracy przewidziane przez producenta firmy STAMA wspomagające tworzenie programów obróbkowych

Producent obrabiarki STAMA przewidział, w zależności od potrzeby obróbki, sześć funkcji przełączenia pomiędzy trybami pracy frezowania i toczenia:

- TURNRES (MILL) – operacje frezarskie,
- TURNV – toczenie z wrzeciona tokarskiego głównego w położeniu pionowym,
- TURNH – toczenie z wrzeciona głównego tokarskiego w położeniu poziomym,
- TURNV2 – toczenie z wrzeciona pomocniczego tokarskiego w położeniu pionowym,
- TURNH2 – toczenie z wrzeciona tokarskiego pomocniczego w położeniu poziomym,
- TURNV3 – toczenie z wrzeciona pomocniczego w położeniu pionowym z obróconym układem osi [1].

Funkcje MILL, TURNH(), TURNV() polegają na zmianie układu osi programowych pomiędzy frezowaniem a toczeniem, w zależności od obróbki. W przypadku funkcji MILL wrzeciono pionowe jest traktowane jako główne (programowe), natomiast pozostałe wrzeciona (tokarskie i przeciwwrzeciona) traktuje się jako osie obrotowe A oraz AA. W przypadku wyboru funkcji TURNH() lub TURNV() wrzeciono tokarskie jest wrzecionem głównym [3].

W układzie sterowania SIEMENS obrabiarki STAMA producent zdefiniował plik SMDATEN zawierający podstawowe parametry określające pozycje charakterystycznych punktów w przestrzeni obrabiarki. Informacje w nim zawarte są wywoływane w cyklach (standardowych, użytkownika, producenta). Parametrom tym zostały przypisane wartości zdefiniowane jako globalne dane użytkownika. Przykładowo GSM_BASPA jest to zmienna opisująca odległość od osi obrotu elementu poprzecznego do krawędzi uchwytu zaciskowego [3].

3. Nowy cykl do przechwytu przedmiotu obrabianego wraz z odcięciem

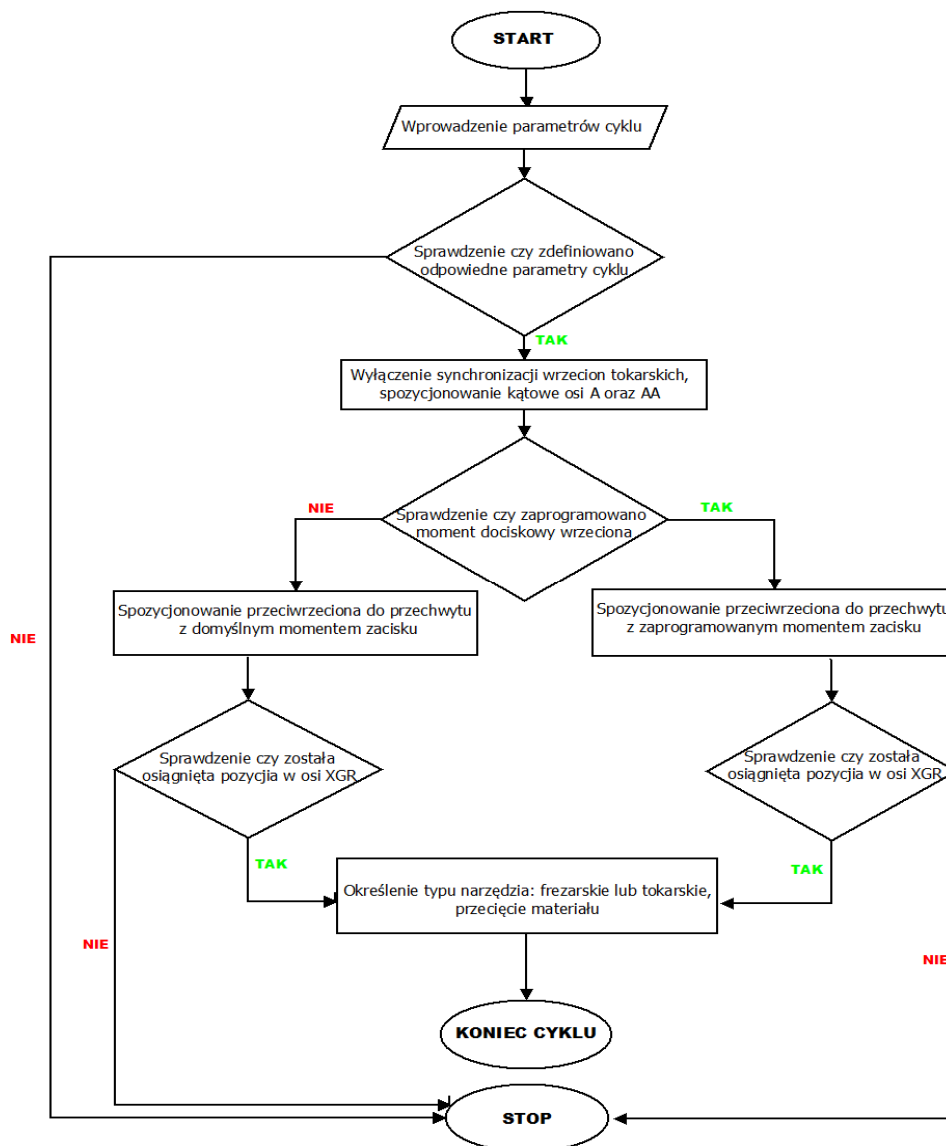
Cykle obróbkowe są to podprogramy technologiczne, za pomocą których realizuje się określone procesy obróbki [4]. W układzie sterowania SINUMERIK 840D cykle obróbkowe można podzielić na trzy grupy: cykle standardowe, użytkownika oraz producenta.

- **Cykle standardowe** – są to podprogramy sparametryzowane, opracowane przez producenta układu sterowania. Ich zadaniem jest wspomaganie programowania wykonywanych najczęściej zabiegów, np. toczenia zgrubnego/wykańczającego, wiercenia, frezowania kieszeni itp. [5]. Cykle te wywołuje się przez podanie nazwy oraz zmiennych zdefiniowanych przez użytkownika [4].
- **Cykle użytkownika** – są to podprogramy sparametryzowane przez użytkownika. Gdy zdefiniowane cykle standardowe są niewystarczające lub nieujęte dla danego zabiegu, istnieje możliwość stworzenia własnych cykli, przeznaczonych na dodatkowe zabiegi technologiczne [5].
- **Cykle producenta** – są to cykle stworzone przez producenta obrabiarki. Konieczność tworzenia cykli producenta zachodzi ze względu na sposób przeprowadzania technologii obróbki i specyfiki danej maszyny CNC. W większości przypadków cykle te są tworzone przez producenta obrabiarki [5].

W celu wykorzystania całego potencjału maszyny do wytwarzania przedmiotów w jednym cyklu roboczym, konieczna jest możliwość zmiany położenia obrabianego przedmiotu w przestrzeni roboczej obrabiarki. Aby móc to osiągnąć, ruch ten zaprogramowano za pomocą cyklu, ułatwiając tym samym redagowanie programu sterującego oraz zminimalizowanie jego rozmiarów. Ponadto przy synchronicznej pracy obu wrzecion, przy przechwycie, do cyklu opracowano dodatkową procedurę odcięcia przedmiotu w zależności od wyboru narzędzia do tego przeznaczonego, np. przecinakiem lub frezem, jeżeli zachodzi taka konieczność.

W układzie sterowania opisano i wprowadzono podprogram pod nazwą CYCLEV1, zapisany jako cykl użytkownika. Do stworzenia takiego cyklu wykorzystano zmienne systemowe oraz zdefiniowane przez producenta parametry, do których są przypisane wartości zlokalizowane w GUD8 (Globalne Dane

Użytkownika). Przed przystąpieniem do tworzenia cyklu opracowano uproszczony flow chart, opisujący procedurę działania cyklu i służący do opracowania programu (rys. 1).



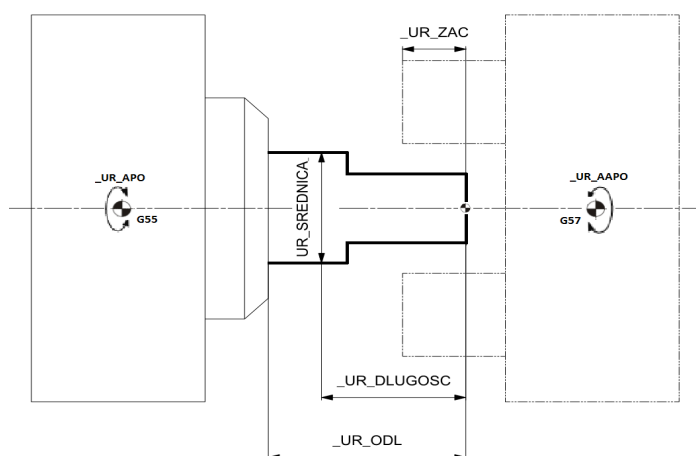
Rys. 1. Uproszczona procedura opisująca działanie cyklu

Fig. 1. A simplified procedure describing how the cycle works

W pierwszej kolejności zdefiniowano rodzaje, nazwy i kolejność parametrów cyklu. Na rysunku 2 zobrazowano znaczenie niektórych zmiennych. Jako komentarze w programie opisano znaczenie poszczególnych parametrów.

```
PROC CYCLEV1(REAL _UR_ODL, REAL _UR_ZAC, REAL _UR_FFF, REAL _UR_APO, REAL
 UR_AAPO, INT _UR_MOM, REAL _UR_SREDNICA, REAL _UR_DLUGOSC, REAL _UR_R103,
 REAL _UR_R104) SAVE
```

```
-----
:_UR_ODL - długość wysuniętego pręta do przestrzeni obróbkowej,
:_UR_ZAC - miejsce zacisku w osi XGR odnoszące się względem punktu bazowego przedmiotu zlokalizowanego na splanowanej powierzchni czołowej półfabrykatu,
:_UR_FFF - posuw dla dojazdu na pozycję _UR_ZAC,
:_UR_APO - spozycjonowanie osi A do zacisku,
:_UR_AAPO - spozycjonowanie osi AA do zacisku,
:_UR_MOM - moment docisku przeciwwrzeciona,
:_UR_SREDNICA - średnica wałka do przecięcia,
:_UR_DLUGOSC - pozycja w osi X przecięcia przedmiotu obrabianego liczona od punktu bazowego przedmiotu,
:_UR_R103 - posuw zdefiniowany dla przecinania w zależności od wyboru narzędzia,
:_UR_R104 - prędkość wrzeciona w przypadku przecinania za pomocą freza/stała prędkość skrawania w przypadku przecinania za pomocą przecinaka.
```



Rys. 2. Graficzne przedstawienie zmiennych cyklu

Fig. 2. Graphical representation of cycle variables

Następnie zdefiniowano parametry bezpośrednie i pośrednie. Wartość całkowita parametru ZACISK służy do sprawdzenia osiągniętej żądanej pozycji w osi XGR. Parametr MOMENT jest wykorzystywany w przypadku, gdy nie został zdefiniowany parametr _UR_MOM. Parametry _UR_WT1 oraz _UR_WT2 określają numery wrzecion odpowiednio: tokarskiego i przeciwwrzeciona. TR0 służy do określenia odległości od wysuniętego czoła pręta do G55.

```
DEF INT ZACISK
DEF INT MOMENT
DEF REAL TR0
```

```
DEF REAL _UR_VAR_1, _UR_VAR_2
DEF REAL _UR_WT1=2, _UR_WT2=3
TR0=GSM_BASPA+_UR_ODL; MOMENT=30
```

Za pomocą zmiennej systemowej \$P_SUBPAR sprawdza się, czy zostały zaprogramowane odpowiednie parametry cyklu. W przypadku braku parametru na interfejsie sterownika wyświetla się komunikat z informacją przeddefiniowania cyklu. W zabezpieczeniu dalszej próby kontynuacji pracy programu następuje przeskok do bloku PEND, gdzie jest zdefiniowany koniec programu za pomocą M30.

```
IF ((($_P_SUBPAR[1]<>TRUE) OR ($_P_SUBPAR[2]<>TRUE)))
MSG("PARAMETRY CYKLU MUSZA BYC ZDEFINOWANE")
M0
GOTOF PEND
ENDIF
IF ($_P_SUBPAR[3]<>TRUE)
 UR_FFF=400
ENDIF
IF ((($_P_SUBPAR[7]<>TRUE) OR ($_P_SUBPAR[8]<>TRUE) OR ($_P_SUBPAR[9]<>TRUE) OR
($_P_SUBPAR[10]<>TRUE)))
MSG("PARAMETRY CYKLU MUSZA BYC ZDEFINOWANE")
M0
GOTOF PEND
ENDIF
```

W kolejnym kroku zdefiniowano zmienną, która określa pozycje najazdu przeciwwrzeciona poprzez zmienne globalne i zdefiniowaną wcześniej zmienną lokalną.

```
_UR_VAR_1=-(GSSPOS_X - GSM_XDREMI - GSSBOBKA - TR0)
```

W drugiej kolejności sprawdza się, czy wrzeciona tokarskie są ze sobą sprzężone. Jeżeli tak, to następuje wyłączenie pracy synchronicznej wrzecion.

```
IF $AA_EG_ACTIVE[SPI(_UR_WT1),SPI(_UR_WT2)]==TRUE
SYNCOF
ENDIF
```

Przez zmienną systemową \$AC_SMODE zostaje sprawdzony tryb pracy wrzeciona. Jeżeli nie jest w trybie pracy osi, następuje (ruchem G0) pozycjonowanie kątowe. Z kolei M70 przełącza wrzeciono 2 w tryb pracy jako oś [6].

```
IF ($AC_SMODE[_UR_WT1]<>4)
G0 G90 G153 SPOS[_UR_WT1]=_UR_APO
ENDIF
M[_UR_WT1]=70
IF ($AC_SMODE[_UR_WT2]<>4)
G0 G90 G153 SPOS[_UR_WT2]=_UR_AAPO
ENDIF
M[_UR_WT2]=70
```

Następnie jest sprawdzane, czy osie B oraz BB są ze sobą sprzężone. Jeżeli tak, to następuje wyłączenie pracy synchronicznej osi przez SYNCOF.

```
IF $AA_EG_ACTIVE[B,BB]==TRUE
SYNCOF
ENDIF
```

W kolejnym kroku spozycjonowano osie B i BB na pozycje kątowe przez zmienne GSSUEPOS_B oraz GSSUEPOS_BB, które są zdefiniowane w pliku producenta SMDATEN.

```
G0 G90 G153 B=GSSUEPOS_B BB=GSSUEPOS_BB
```

Przez M54 następuje blokada osi, z wyłączeniem osi XGR (M568). Następnie jest zaprogramowany dojazd przeciwwrzeciona na pozycję 20 mm od czoła półfabrykatu.

```
M54 M568 :G0 G90 G153 XGR=_UR_VAR_1 + _UR_ZAC + 20
```

Ze względu na wartość momentu zacisku przeciwwrzeciona wprowadzono warunek momentu zacisku. Jeśli zaprogramowany moment zacisku jest mniejszy niż 30, to wykonywana jest następująca instrukcja:

```
IF (_UR_MOM<30)
```

Ruchem G1 wykonuje się przejazd przeciwwrzeciona na pozycję zacisku przedmiotu obrabianego z zaprogramowanym posuwem. Skuteczny moment zacisku zostaje zredukowany do 30% przez FXST[]. Następuje włączenie monitorowania kontroli osiągnięcia pozycji zacisku za pomocą funkcji FXS[] w osi XGR. Jeżeli nie została osiągnięta pozycja zacisku, następuje wycofanie przeciwwrzeciona oraz wyświetlenie komunikatu na interfejsie sterownika. Poprzez M547 następuje zacisk uchwytu.

```
G1 G153 XGR=_UR_VAR_1 + _UR_ZAC F=_UR_FFF FXS[XGR]=1 FXST[XGR]=MOMENT
ZACISK=$AA_FXS[XGR]
STOPRE
IF ZACISK == 1
G153 G1 G90 XGR=0 FXS[XGR]=0
MSG("PRZECIW WRZECIONO NIE MOGLO DOJECHAC NA ZAPROGRAMOWANA POZYCJE")
M0
GOTOF PEND
ENDIF
M547
```

W kolejnym kroku jest wykonana instrukcja programowa przecinania detalu ze względu na typ narzędzia. W tej części programu przez zmienną systemową \$TC_DP1 sprawdza się, czy wywołane narzędzie (\$P_TOOLNO) zdefiniowane do przecięcia jest typu tokarskiego.

```
PRZECINANIE:
IF (($TC_DP1[$P_TOOLNO,$P_TOOL]>=500) AND
($TC_DP1[$P_TOOLNO,$P_TOOL] < 600))
```

Dalej załączany jest tryb toczenia poziomego TURNH, który transformuje układ współrzędnych trzech osi na odpowiednie dla toczenia dwie osie. Wywołano układ współrzędnych G55 wraz z jego przesunięciem na powierzchnię

czołową wysuniętego półfabrykatu przez TRANS. Załączono pracę synchroniczną osi A oraz AA przez SYNCON.

```
TURNH
G55
TRANS Z=TR0 ;SYNCON
G18 G64 G95
```

W kolejnym etapie następuje spozycjonowanie narzędzia oraz przecięcie obrabianego przedmiotu z określonym posuwem oraz stałą prędkością skrawania. Po wykonaniu przecięcia następuje odjazd na bezpieczną odległość.

```
M4 S120 DIAMON
M7 M8
G0 Y=0
G0 Z=-_UR_DLUGOSC
G0 X=_UR_SREDNICA+5
;
G96 S=_UR_R104 LIMS=2000
;
G1 X=-0.8 F=_UR_R103
G1 X=_UR_SREDNICA+10
;
G0 X250 M5 M9
```

Po wykonaniu przecięcia praca synchroniczna zostaje wyłączona, następuje odwołanie transformacji oraz wyłączenie programowania średnicowego.

```
SYNCOF
TRANS DIAMOF
M17
ENDIF
```

W przypadku gdy narzędzie nie jest typu tokarskiego, sprawdza się kolejny warunek. Należy sprawdzić, czy wywołane narzędzie, zdefiniowane do przecięcia przedmiotu obrabianego, jest typu frezarskiego.

```
IF (($TC_DPI[$P_TOOLNO,$P_TOOL]>=120) AND
($TC_DPI[$P_TOOLNO,$P_TOOL]<200))
```

W dalszej kolejności jest wyłączana praca synchroniczna obu wrzecion. Zostaje załączony tryb frezowania MILL i wywołany układ współrzędnych G55 wraz z jego przesunięciem na powierzchnię czołową wysuniętego półfabrykatu przez TRANS.

```
SYNCOF
G55
MILL
TRANS X=TR0
```

Określono płaszczyznę obróbki G17, posuw dla frezowania G94 oraz stały posuw w punkcie odniesienia ostrza narzędzia przez CFTCP [6].

```
G17 G64 G94 CFTCP
```

Następuje określenie prędkości obrotowej wrzeciona przez zdefiniowaną zmienną `_UR_R104`, załączenie obrotów oraz włączenie chłodziwa.

```
S=_UR_R104 M3 M8
```

Następnie pozycjonuje się narzędzie frezarskie. `$TC_DP6` jest zmienną systemową określającą promień narzędzia frezarskiego. Posuw został określony parametrem `_UR_R103`.

```
G0 G90 X=-_UR_DLUGOSC Y=0.5*( _UR_SREDNICA)+$TC_DP6[$P_TOOLNO, $P_TOOL]+1
G0 Z=0.5*( _UR_SREDNICA)
F=_UR_R103
```

Dalej została opisana struktura fragmentu programu, która jest sparametryzowana, co oznacza, że czynności wykonywane w trakcie obróbki zależą od wcześniej zdefiniowanych parametrów. Następnie określono przejazdy przez warunki skoków. Frezowanie jest powtarzane, aż do osiągnięcia odpowiednich wartości zdefiniowanych warunkami „if”. Jeżeli warunek nie jest spełniony, program wraca przez `GOTOB` do bloku z oznaczeniem `ETYKIETA1`. Warunek sprawdza, czy zliczona głębokość pod parametrem `R105` jest mniejsza od promienia pręta.

```
R105=0
ETYKIETA1:
G91 G1 Z-2
G1 Y=-_UR_SREDNICA-2*($TC_DP6[$P_TOOLNO, $P_TOOL]+1) F=_UR_R103
G1 Z-2
G1 Y=_UR_SREDNICA+2*($TC_DP6[$P_TOOLNO, $P_TOOL]+1)
R105=R105+4
STOPRE
IF R105<0.5*( _UR_SREDNICA+2) GOTOB ETYKIETA1
G0 Z=_UR_SREDNICA+30.
ENDIF
```

Aby uniknąć kolizji ze względu na wysięg narzędzia oraz przekroczenie limitu w osi Z, odcięcie obrabianego przedmiotu jest frezowane do połowy półfabrykatu i przez pozycjonowanie katowe drugiego wrzeciona pręt jest obracany o 180 stopni. Następnie powtarzana jest opisana wcześniej procedura przecinania.

```
SYNCON ;SPOS[2]=180 ;SYNCOF
```

W przypadku zdefiniowania parametru `_UR_MOM` jako równego lub większego od wartości 30 wykonuje się opisaną dalej procedurę. Działanie tego fragmentu programu jest analogiczne do poprzedniego, z tą różnicą, że podany jest skuteczny moment zacisku.

```
ELSE
G153 G1 AX[XGR]=_UR_VAR_1 + _UR_ZAC F=_UR_FFF FXS[XGR]=1 FXST[XGR]=_UR_MOM
ZACISK=$AA_FXS[XGR]
STOPRE
IF ZACISK == 1
G153 G1 G90 XGR=0 FXS[XGR]=0
MSG("PRZECIW WRZECIONO NIE MOGLO DOJECHAC NA ZAPROGRAMOWANA POZYCJE")
```

```
M0 ;GOTOF PEND  
ENDIF  
M547  
GOTOB PRZECINANIE  
ENDIF  
M17 ;PEND: M30
```

4. Podsumowanie

Przedstawiony podprogram pod nazwą CYCLEV1, zapisany jako cykl użytkownika, umożliwia nową procedurę odcięcia przedmiotu, w zależności od wyboru narzędzia do tego przeznaczonego, np. przecinakiem lub frezem. Do opracowania takiego cyklu wykorzystano zmienne systemowe oraz zdefiniowane przez producenta parametry, do których są przypisane wartości zlokalizowane w GUD8 (Globalne Dane Użytkownika). Przy niewielkiej modyfikacji podprogram ten może być wykorzystany do innych obrabiarek o zbliżonej kinematyce.

Literatura

- [1] Instrukcja obsługi dla MC726/MC731/MC734 z magazynem prętów Siemens 840 D. Nr dokumentacji: SM-840D-PL Wersja 2005.12 ED051209 V2.2 PL. Tłumaczenie przez MDT Sp. z o.o., Warszawa.
- [2] Instrukcja obsługi MC 3xx/7xx/8xx Siemens 840 D, ED101216_POL V2.0 NIR, tłumaczenie przez MDT Sp. z o.o., Warszawa.
- [3] Programming Instructions, TURNING OPERATIONS MC7xx/MT. SIEMENS. Doc. No. MC726-731- 734-M/MT-840D-DEU.
- [4] SIEMENS, Sinumerik 840D/840Di/810D instrukcja programowania – CYKLE. Wydanie 03.04.
- [5] Stryczek R., Pytlak B.: Elastyczne programowanie obrabiarek, PWN, Warszawa 2011.
- [6] www.kfilipowicz.zut.edu.pl/Programowanie/Lista%20instrukcji%20i%20kodow%20G.pdf.
- [7] www.schroeder-produktionstechnik.de.

PROGRAMMING THE CAPTURE CYCLE OF A WORKPIECE WITH CUT-OFF FOR THE MACHINING CENTRE

Summary

This article shows the capture cycle with cut-off for the STAMA MC 726 MT machining centre using the SIEMENS SINUMERIK 840D system developed at the Department of Manufacturing Techniques and Automation at the Rzeszow University of Technology. The usage of created cycle allows for machining the workpiece in two clamping positions. Further, it simplifies editing the control program and reduces its size. The first chapter shows the kinematics of CNC machine control axes with their nomenclature and a range of motion on which the cycle was implemented.

In the second chapter, the functions and operating modes provided by the machine maker that support machining programming and special global variables defined to facilitate generation of NC code were discussed. The next part presents the division of the cycle in the SINUMERIK control system and shows how created cycle works. Besides the standard codes, local, global and system variables were used to create jump conditions.

Keywords: high-level programming, parametric programming, SINUMERIK 840D, multi-axis machine

DOI: 10.7862/rm.2017.25

Otrzymano/received: 12.07.2017

Zaakceptowano/accepted: 24.09.2017

Tadeusz CHWALCZUK¹
Paweł TWARDOWSKI²
Piotr KIERUJ³
Piotr SZABLEWSKI⁴

DOKŁADNE TOCZENIE STOPU INCONEL 718 OSTRZAMI Z CBN

Prezentowane badania dotyczą toczenia stopu Inconel 718 ostrzami z CBN w warunkach skrawania konwencjonalnego oraz wspomaganego laserowo. Przedstawiono wpływ prędkości skrawania na wybrane wartości parametrów chropowatości powierzchni. Dokonano optymalizacji parametrów technologicznych ze względu na minimalizację wartości wyjściowych.

Słowa kluczowe: toczenie, Inconel 718, CBN, chropowatość powierzchni obrabianej

1. Wprowadzenie

Kształtowanie struktury geometrycznej powierzchni (SGP) stopów mających zastosowanie w przemyśle lotniczym stanowi duże wyzwanie techniczne, m.in. ze względu na dobór strategii i narzędzi skrawających [2] czy też właściwości samego materiału obrabianego [3, 6]. Stopy takie jak Inconel 718 mają tendencję do tworzenia narostów i wykruszeń na powierzchni obrabianej, które znacząco obniżają jakość SGP. Badania prowadzone przez wiele ośrodków skupiają się na takich rozwiązaniach, jak podawanie cieczy chłodząco-smarujących pod wysokim ciśnieniem, indukcyjne podgrzewanie elementu przed obróbką, czy też laserowe wspomaganie skrawania [1, 10]. Laserowe wspomaganie skrawania jest jednym z niekonwencjonalnych sposobów obróbki umożliwiających efektywne kształtowanie trudno skrawalnych stopów [9, 10]. Zastosowanie dodatkowego źródła energii w postaci wiązki laserowej w trakcie skrawania przynosi znaczące efekty technologiczne i ekonomiczne, co zostało opisane m.in.

¹ Tadeusz Chwalczuk, Politechnika Poznańska, e-mail: tadeusz.chwalczuk@put.poznan.pl

² Autor do korespondencji/corresponding author: Paweł Twardowski, Politechnika Poznańska, ul. Piotrowo 3, 60-965 Poznań, tel.: +48 61 665 28 51, e-mail: pawel.twardowski@put.poznan.pl

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

⁴ Piotr Szablewski, Pratt&Whitney Kalisz/PWSZ Kalisz, e-mail: piotr.szablewski@pwk.com.pl

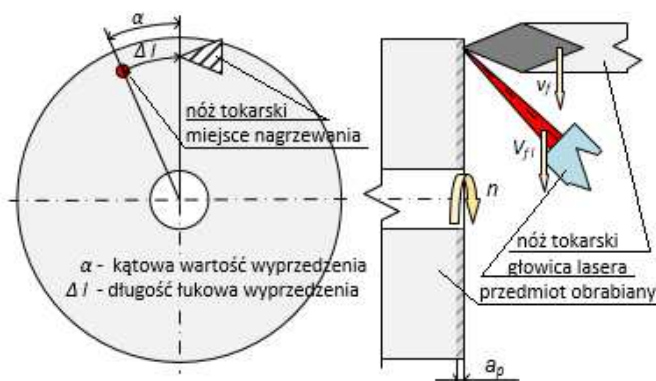
w pracach [3, 8]. Zniwelowane zostało również zjawisko anomalii powierzchni w zakresie małych posuwów $f < 0,1$ mm/obr.

Ciekawym obszarem badawczym, ciągle nieprzynoszącym zadowalających efektów technologicznych, jest laserowe wspomaganie toczenia w zakresie prędkości skrawania powyżej 300 m/min [1, 5, 11]. Obróbka przy takich prędkościach staje się nie tylko trudna ze względu na konieczność zachowania warunków cieplnych wspomaganie laserowego, zapewniających efekt zmiękczenia, ale też z uwagi na możliwość zastosowania różnych materiałów narzędziowych pracujących w podwyższonych temperaturach bez obecności cieczy chłodząco-smarującej. Problem ten staje się szczególnie istotny podczas obróbki materiałów, takich jak Inconel 718. Ponadto nie spotyka się w raportach i opracowaniach badawczych informacji o zastosowaniu laserowego wspomaganie obróbki dla różnych odmian kinematycznych procesu, np. toczenia poprzecznego.

Celem przedstawionej pracy jest porównanie efektów laserowego wspomaganie obróbki (LAM) dla różnych strategii procesu sekwencyjnego oraz ciągłego, podczas toczenia poprzecznego ostrzami CBN w zakresie prędkości skrawania od $v_c = 250$ do $v_c = 500$ m/min.

2. Zakres, warunki i technika badań

Toczenie poprzeczne powierzchni zewnętrznych przeprowadzono na tokarce CTX 310 ECOLINE. Materiałem obrabianym był nadstop niklu Inconel 718 (AMS 5662) skrawany przy zmiennych wartościach v_c [m/min] wynikających z zastosowania stałej prędkości obrotowej $n = 1180$ obr./min, przy zastosowaniu różnych sposobów wspomaganie laserowego.



Rys. 1. Schemat kinematyczny toczenia poprzecznego w warunkach wspomaganie z zachowaniem stałej prędkości obrotowej n oraz gęstości energii GE

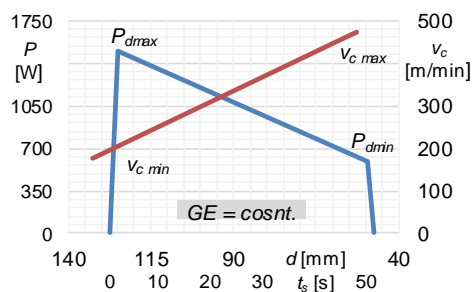
Fig. 1. Kinematic scheme of facing with laser assisted turning at a constant value of rotation speed n and energy density GE

Przyjęto stałe wartości posuwu $f = 0,08$ mm/obr. oraz głębokości skrawania $a_p = 0,15$ mm. Nagrzewano za pomocą lasera półprzewodnikowego TruDiode 3004, przy zachowaniu stałej wielkości średnicy wiązki na powierzchni materiału $d_l = 1,2$ mm oraz powłoki absorbującej typu gwash. Zmienność prędkości skrawania, tym samym prędkości nagrzewania, wymagała zachowania stałych parametrów nagrzewania w trakcie prób. Przyjęto stałą odległość łukową Δl między miejscem nagrzewania i skrawania niezależnie od średnicy, zgodnie ze schematem przedstawionym na rys. 1.

Jako parametr stały przyjęto gęstość energii GE [J/mm^2]. Ze względu na duże różnice między średnią początkową oraz końcową, w celu zachowania stałej wartości GE wymagane było zachowanie zmiennej mocy lasera na obrabianej średnicy (tab. 1). Zmienność opisanych parametrów zobrazowano na rys. 2. Zastosowano płytki skrawające DCGW 11T308 HS-NU2 firmy Sumiomo. Materiał narzędziowy to regularny azotek boru o oznaczeniu BN7500. Zalecane prędkości skrawania dla tego materiału narzędziowego $v_c = 100 \div 300$ m/min, $f = 0,05 \div 0,15$ m/min dla obróbki dokładnej. Zastosowano oprawkę DCLNL 2020K12.

Rys. 2. Graficzne porównanie parametrów zmiennych nagrzewania i toczenia poprzecznego w celu zachowania stałej wartości gęstości energii nagrzewania wiązką lasera

Fig. 2. Graphical comparison of heating and facing parameters to keep a constant value of energy density of laser beam heating



Chropowatość powierzchni rejestrowano na profilografometrze Hommel Tester T500. Mierzono parametry chropowatości według ISO 4288 na odcinku pomiarowym $L_t = 4,80$ mm. Analizę statyczną wyników przeprowadzono, stosując poziom istotności dla poszczególnych testów $\alpha = 0,05$. Wykresy przebiegu zmienności to funkcje regresji w postaci wielomianu drugiego stopnia. Poszczególne próby porównano, stosując metodę graficznej analizy wartości średnich (ANOM), której szczegóły są opisane w pracy [7]. Słupki błędów na poszczególnych wykresach to odchylenia standardowe z próby.

Ograniczenia prezentowanej metody oceny parametrów chropowatości podczas toczenia poprzecznego są obarczone błędem związanym ze zmiennym zużyciem ostrza skrawającego, wpływającego na strukturę geometryczną powierzchni (SGP) obrobionej. W celu zmniejszenia tego rodzaju błędów prezentowane wyniki dotyczą okresu stabilnego zużycia w przedziale wartości wskaźnika $VB_c = 0,05-0,15$ mm.

3. Analiza wyników badań

Próby toczenia przeprowadzono w kolejności przedstawionej w tab. 1. Analizę parametrów SGP przeprowadzono po podziale średnicy toczonej na 9 równych odcinków. Tym samym 9 odcinków pomiarowych zwartych zostało w promieniu wałka.

Tabela 1. Oznaczenia oraz wartości parametrów nagrzewania dla poszczególnych prób; konw. – toczenie konwencjonalne; SLAM – toczenie ze wspomaganie sekwencyjnym; CALM – toczenie z nagrzewaniem ciągłym

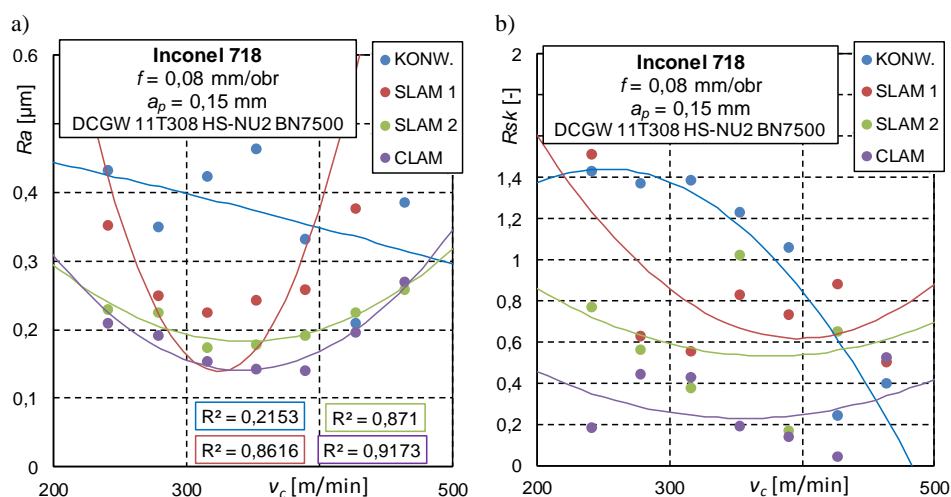
Table 1. Codes and parameters values for heating conditions of individual tests; konw. (conv.) – conventional turning; SLAM – sequential laser assisted machining; CLAM – continuous laser-assisted machining

Symbol próby	GE [J/mm ²]	GP [W/cm ²]	P [W]
(0) konw.	-	-	-
(1) SLAM	0,194	5-13	593-1500
(2) SLAM 2	0,940		
(3) CLAM	0,194		

Podstawowym celem pracy jest porównanie parametrów struktury geometrycznej powierzchni po różnych sposobach wspomaganie laserowego w szerokim zakresie prędkości skrawania. Na rysunku 3a przedstawiono przebiegi wartości parametrów Ra dla analizowanego zakresu prędkości skrawania. Toczenie konwencjonalne charakteryzowało się dużym rozrzutem wyników o wartościach średnich Ra większych niż uzyskiwane w warunkach wspomaganie laserowego. Porównując wpływ wspomaganie laserowego w wyniku przetopienia warstwy wierzchniej (SLAM) oraz przez cieplne zmiękczenie warstwy skrawanej (CLAM), można zauważyć, że każde warunki nagrzewania mają istotny wpływ na kształtowaną SGP. W przypadku wspomaganie sekwencyjnego o dużej gęstości mocy SLAM 2 oraz wspomaganie ciągłego CLAM średnie wartości parametrów chropowatości Ra nie przekraczały 0,30 μm w całym zakresie badanych prędkości skrawania.

Sekwencyjne wspomaganie przy mniejszym udziale gęstości GE cechuje się mniejszym zakresem wartości v_c , dla których $Ra < 0,30 \mu\text{m}$. Mniejszy wydatek energetyczny podczas nagrzewania wiąże się z oszczędnością, przy jednoczesnym zadowalającym efekcie technologicznym. Warto zauważyć, że uzyskane w tej pracy parametry chropowatości Ra są niższe niż w innych pracach dotyczących laserowego wspomaganie skrawania stopu Inconel 718 [6, 11].

Na rysunku 3b przedstawiono wartości parametru Rsk , istotnego między innymi ze względu na możliwości prognozowania takich właściwości eksploatacyjnych powierzchni, jak tarcie i zużycie, smarowanie i korozja zmęczeniowa [4].



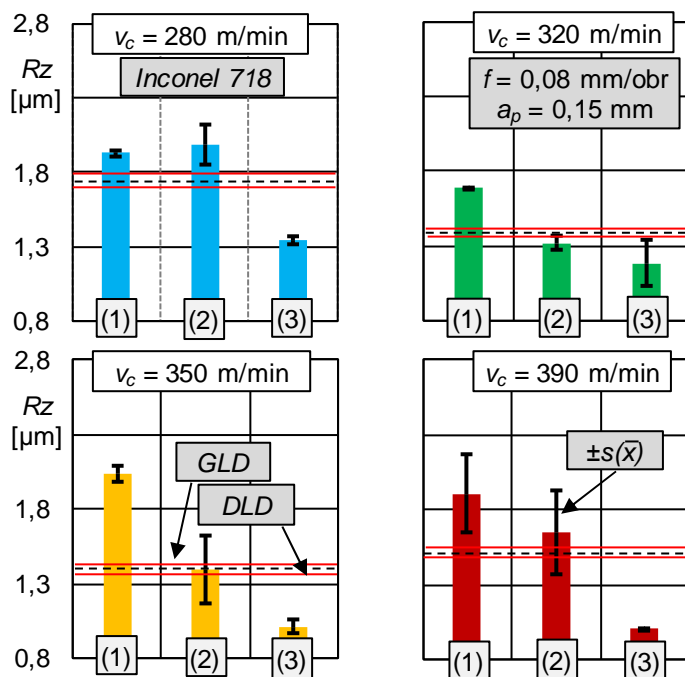
Rys. 3. Porównanie przebiegów parametru chropowatości a) Ra oraz b) Rsk w funkcji prędkości skrawania przy różnych sposobach skrawania

Fig. 3. Comparison of changes of a) Ra and b) Rsk roughness parameters as a function of cutting speed for various cutting methods

Skośność chropowatości mieszcząca się w przedziale $Rsk > 0$ świadczy o wierzchołkowym charakterze profilu, typowym dla procesu toczenia. Dla każdego z analizowanych sposobów toczenia, zarówno konwencjonalnego, jak i LAM, wartości były większe niż 0. Najmniejszą zarejestrowaną wartość Rsk uzyskano dla CLAM przy prędkości $v_c = 430$ m/min. Zbliżenie parametru skośności profilu chropowatości do 0 może świadczyć o zaburzeniu w SGP oraz plastycznym odkształceniu górnej części profilu chropowatości, tzw. anomalii powierzchni obserwowanych, zwłaszcza w zakresie poniżej posuwu $f < 0,1$ mm/obr. [3, 6].

W zakresie prędkości skrawania od $v_c = 280$ m/min do $v_c = 390$ m/min wartości parametrów amplitudowych chropowatości mogą wykazywać podobieństwo. W celu weryfikacji tej hipotezy przeprowadzono porównawczą analizę graficzną wartości średnich (ANOM). W porównaniu i optymalizacji uwzględniano jedynie toczenia ze wspomaganiami laserowymi ze względu na uzyskanie mniejszych wartości parametrów niż zarejestrowane dla toczenia konwencjonalnego.

Wykresy przedstawione na rys. 4 dotyczące różnych sposobów skrawania oraz prędkości wykazują, że statystycznie wszystkie odmiany wspomaganiami laserowego się różnią. Żaden z pomiarów nie zawierał się w przedziale DLD-GLD wyznaczonym dla każdej wartości v_c . Najmniejsze wartości parametru Rz chropowatości zarejestrowano dla wspomaganiami ciągłego, czyli cieplnego zmiękczenia warstwy skrawanej z równoczesnym skrawaniem. W zakresie prędkości



Rys. 4. Porównanie wartości parametru Rz dla laserowego wspomagania toczenia w zakresie prędkości skrawania $v_c = 280-390$ m/min wraz z analizą wartości średnich prób (ANOM); (1) – wspomaganie sekwencyjne $GE = 0,194$ J/mm², (2) – wspomaganie sekwencyjne $GE = 0,97$ J/mm², (3) – wspomaganie ciągłe $GE = 0,194$ J/mm²

Fig. 4. Comparison of the Rz roughness parameter value after laser assisted turning in the cutting speed range $v_c = 280-390$ m/min with an analysis of mean values (ANOM); (1) – sequential-assisted machining $GE = 0.194$ J/mm², (2) – sequential-assisted machining $GE = 0.97$ J/mm², (3) – continuous-assisted machining $GE = 0.194$ J/mm²

$v_c = 280-350$ m/min dla wspomagania z małą gęstością mocy GE rozrzut wyników jest najmniejszy – proces zachowuje stabilność. Powyżej 350 m/min przy wspomaganiu sekwencyjnym następuje gwałtowny skok wartości odchylenia standardowego.

4. Podsumowanie

Przedstawiono metodykę doświadczalnego szacowania chropowatości powierzchni obrobionej dla zmiennych wartości prędkości skrawania przy różnych sposobach toczenia w warunkach wspomagania laserowego. Biorąc pod uwagę uzyskane wyniki, można sformułować następujące ogólne wnioski końcowe:

- optymalne ze względu na najmniejsze wartości parametrów amplitudowych chropowatości uzyskano dla stopu Inconel 718 po toczeniu ze wspo-

maganiem w trybie ciągłym (wspomaganie przez cieplne zmiękczenie warstwy skrawanej),

- każdy ze sposobów nagrzewania laserowego przed skrawaniem (SLAM) bądź w trakcie (CALM) skrawania pozwolił na uzyskanie mniejszych wartości parametrów chropowatości niż te, które uzyskuje się po procesie konwencjonalnym,
- zastosowanie wspomaganie laserowego pozwala na wzrost wydajności procesu ubytkowego kształtowania przez zwiększenie prędkości skrawania powyżej zalecanej dla analizowanego materiału narzędziowego typu CBN.

Stanowi to podstawę do rozwinięcia zasadności ekonomicznego zastosowania technologii wspomaganych w przemyśle produkcyjnym.

Podziękowania

Prezentowane wyniki badań zostały sfinansowane ze środków Narodowego Centrum Badań i Rozwoju w ramach Programu Badań Stosowanych nr 244445.

Literatura

- [1] Attia H., Tavakoli S., Vargas R., Thomson V.: Laser-assisted high-speed finish turning of superalloy Inconel 718 under dry conditions, *CIRP Annals – Manuf. Technol.*, 59 (2010) 83-88.
- [2] Burek J., Gulda M.: Geometria warstwy skrawanej w obróbce powierzchni złożonych frezem toroidalnym, *Mechanik*, 89 (2016) 1352-1352.
- [3] Chwalczuk T., Kawalec M., Szablewski P.: Wybrane właściwości warstwy wierzchniej po toczeniu tradycyjnym i ukośnym ostrzami ceramicznymi nadstopu niklu Inconel 718 po nagrzewaniu laserowym, *Mechanik*, 85 (2012) 409-414.
- [4] Grzesik W.: Możliwości prognozowania właściwości eksploatacyjnych części maszyn na podstawie cech topografii powierzchni, *Mechanik*, 88 (2015) 587-593.
- [5] Lauwers B., Klocke F., Klink A., Tekkaya E.A., Neugebauer R., Mcintosh D.: Hybrid processes in manufacturing, *CIRP Annals – Manuf. Technology*, 63 (2014) 561-583.
- [6] Mohsan A.U.H., Zhanqiang L., Padhy K.G.: A review on the progress towards improvement in surface integrity of Inconel 718 under high pressure and flood cooling conditions, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 91 (2016) 423-428.
- [7] Nelson P.R., Wludyka P.S., Copeland K.A.F.: Analysis of means: A graphical method for comparing means, rates, and proportions, *ASA-SIAM Series on Statistics and Applied Probability*, 2005.
- [8] Parida A., Maity K.: Effect of nose radius on forces, and process parameters in hot machining of Inconel 718 using finite element analysis, *Eng. Sci. Technol. Int. J.*, 20 (2017) 687-693.
- [9] Przystacki D., Jankowiak M.: Surface roughness analysis after laser assisted machining of hard to cut materials, *J. Physics: Conf. Series*, No. 483 (2014): p. 012019. DOI: 10.1088/1742-6596/483/1/012019.

- [10] Przystacki D., Chwalczuk T., Wojciechowski S.: The study on minimum uncut chip thickness and cutting forces during laser-assisted turning of WC/NiCr clad layers, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 02 (2017) DOI: 10.1007/s00170-017-0035-5.
- [11] Venkatesan K.: The study on force, surface integrity, tool life and chip on laser assisted machining of Inconel 718 using Nd:YAG laser source, *J. Adv. Research*, 8 (2017) 407-423.

FINISH TURNING OF INCONEL 718 WITH CBN INSERTS

Summary

Presented research is focused on turning of Inconel 718 with CBN cutting inserts under conventional and laser assisted turning conditions. The influence of cutting speed on the values of selected parameters of surface roughness was shown. The optimization of technological parameters was carried out due to the minimization of the values of output parameters.

Keywords: turning, Inconel 718, CBN, surface roughness of machined surface

DOI: 10.7862/rm.2017.26

Otrzymano/received: 12.07.2017

Zaakceptowano/accepted: 27.09.2017

Bożena CIAŁKOWSKA¹
Szymon DRECHNY²
Zbigniew RODZIEWICZ³

JAKOŚĆ WYCINANYCH KSZTAŁTÓW STRUNĄ ZBROJONĄ W MATERIAŁACH TRUDNOOBRABIALNYCH

W procesie cięcia kształtowego struną zbrojoną występują różne problemy z zapewnieniem odpowiedniej jakości wycinanych kształtów w materiałach trudnoobrabialnych. Pokazano to na przykładzie ceramiki technicznej. Przedstawiono również analizę możliwych przyczyn rozbieżności w ich odwzorowaniu. Wskazano sposoby możliwej redukcji wspomnianych rozbieżności oraz możliwość poprawy jakości wycinanych kształtów na przecinarnie strunowej PS2Tsk.

Słowa kluczowe: cięcie kształtowe, struna zbrojona, materiały trudnoobrabialne, przecinarki strunowe

1. Wprowadzenie

W ostatnich latach obserwuje się dynamiczny rozwój metody przecinania struną zbrojoną trwale, jak i zbrojoną luźnym ścierniwem w czasie cięcia. Dotyczy to głównie przecinania wielostrunowego w różnych układach kinematycznych cięcia płytek krzemowych, stosowanych na fotoogniwa, w przemyśle woltaicznym [1]. Obecnie wiele firm na świecie specjalizuje się w przecinaniu strunowym przy równoległym doskonaleniu narzędzi strunowych o różnej budowie. Istotnym obszarem zastosowań narzędzia strunowego jest możliwość wycinania określonych kształtów w różnych układach jego prowadzenia: ręcznego według szablonu lub sterowanego komputerowo. Problematyka tego zagadnienia jest związana i określona przez specyfikę samego narzędzia strunowego. Istnieje wiele odmian narzędzi strunowych, ze względu na ich budowę (struna zbrojona trwale, zbrojona luźnym ścierniwem, w postaci pętli oraz z dwoma końcami). W przypadku wycinania kształtowego najczęściej stosuje się strunę w postaci

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Bożena Ciałkowska, Politechnika Wrocławska, e-mail: bozena.cialkowska@pwr.edu.pl

² Szymon Drechny, Politechnika Wrocławska, e-mail: szymon.drechny@pwr.edu.pl

³ Zbigniew Rodziejewicz, Politechnika Wrocławska, e-mail: zbigniew.rodziejewicz @pwr.edu.pl

pętli bez końca. Sterując odpowiednio struną, można wykonywać skomplikowane kształty w jednym przejściu narzędzia.

W porównaniu z innymi metodami ściernymi, takimi jak: cięcie taśmą, tarczą diamentową itp., przewagą narzędzia strunowego oprócz cięcia prostoliniowego jest możliwość precyzyjnego wycinania kształtowego w różnych materiałach, często o złożonej budowie i konstrukcji. Istotną zaletą jest możliwość wycinania konturów charakteryzujących się krzywiznami o ostrych kątach, z dobrym efektem jakości powierzchni. Należy tutaj zaznaczyć, że dotyczy to głównie materiałów trudnoobrabialnych niemetalowych, takich jak: ceramika techniczna, cermetale, płyty grafitowe, kompozyty, również przekładkowe typu „honey comb”, kompozyty szklane, tworzywa sztuczne itp. [2, 3].

2. Cięcie strunowe

Na jakość i efekty cięcia strunowego znaczący wpływ mają następujące czynniki:

- małe siły skrawania (kilka N),
- „zimne cięcie”, tzn. niskie temperatury w strefie cięcia, zbliżone do temperatury otoczenia,
- duża precyzja wymiaru i kształtu,
- samooczyszczenie się narzędzia w czasie cięcia,
- uzyskana chropowatość jak po szlifowaniu,
- bardzo małe odkształcenia w strefie warstwy wierzchniej,
- minimalne straty materiału w przypadku trwałego nasypu zbrojenia struny (równe wielkości ziarna diamentowego wraz ze średnicą drutu),
- jednolite warunki skrawania,
- niska energochłonność procesu przecinania.

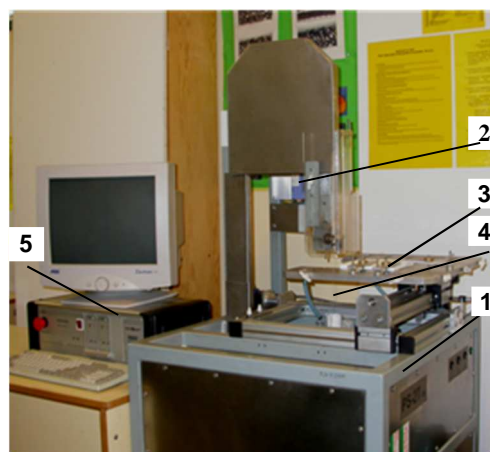
Przecinanie narzędziem strunowym znalazło szerokie zastosowanie nie tylko w warunkach laboratoryjnych (dzięki wymienionym wyżej cechom metoda świetnie nadaje się do wykonywania m.in. zgładów), ale również przemysłowych. Wymienione wyżej zalety pozwalają na obróbkę drogich materiałów, praktycznie z minimalnymi stratami w stosunku do konwencjonalnych metod. Można wykonywać złożone kształty niskim nakładem pracy, z wymaganą jakością, bez potrzeby stosowania obróbki wykończeniowej przy dość dużej wydajności cięcia. Istnieje możliwość regeneracji strun bezkońcowych (w postaci pętli) przez jej zgrzewanie w przypadku zerwania. Wysoka jakość uzyskanej powierzchni po wycinaniu oraz dokładność wymiaru i kształtu, która jest obecnie wymagana przy wytwarzaniu nowych produktów, przyczynia się do coraz większego rozwoju i zastosowania omawianej metody do cięcia, często na gotowo.

Z wymienionych powodów w wycinaniu kształtowym stosuje się narzędzia strunowe zbrojone trwale nasypem diamentowym, w postaci pętli bez końca. Istnieją dwa sposoby prowadzenia struny w materiale. Można prowadzić ją ręcznie,

czyli wycinać kształt, przesuując materiał według szablonu lub sterować komputerowo stołem roboczym w układzie X-Y. Drugi sposób jest oczywiście bardziej dokładny, daje lepsze efekty, a dodatkowym atutem jest fakt, że wycinany kontur można łatwo zaprogramować w systemach CAD. Wycinanie kształtowe struną bezkońcową zbrojoną trwale posiada następujące zalety [4]:

- możliwość uzyskiwania skomplikowanych kształtów w jednym przejściu narzędzia,
- możliwość przecinania materiału w dowolnych kierunkach dzięki równemu rozmieszczeniu ścierniwa dookoła powierzchni rdzenia narzędzia strunowego,
- znikome straty materiału dzięki małej średnicy narzędzia, które tworzy bardzo wąską szczelinę cięcia (poniżej 1 mm),
- samooczyszczenie się struny, pozwalające na pracę cięcia w materiałach o różnych właściwościach (twarde, kruche, elastyczne itd.),
- niską energochłonność procesu oraz małe siły skrawania, zapewniające niewielkie nagrzewanie się w strefie obróbki, jak również łatwość mocowania przecinanego materiału,
- przy odpowiednim doborze parametrów i właściwym prowadzeniu struny możliwość precyzyjnego wycinania kształtu z wysoką jakością powierzchni.

Pewną niedogodnością jest konieczność właściwego wprowadzania struny w materiał w punkcie startowym.



Rys. 1. Widok ogólny przecinarki strunowej PS2Tsk: 1 – przecinarka PS2Tsk, 2 – falownik, 3 – stół X-Y, 4 – struna, 5 – sterownik stołu X-Y

Fig. 1. View of wire saw PS2Tsk: 1 – wire saw PS2Tsk, 2 – inverter, 3 – X-Y table, 4 – wire, 5 – X-Y table driver

Do cięcia kształtowego materiałów trudnoobrabialnych niemetalowych opracowano i wykonano na Politechnice Wrocławskiej specjalną przecinarkę PS2Tsk sterowaną komputerowo (rys. 1) [2, 3]. Podstawowe elementy składowe charakteryzujące tę przecinarkę to: oryginalny układ prowadzenia narzędzia strunowego, zamknięty obieg chłodziwa, płynna regulacja prędkości cięcia, odprowadzenie produktów ubocznych i odsysanie pyłów po cięciu. Zaadaptowany stół

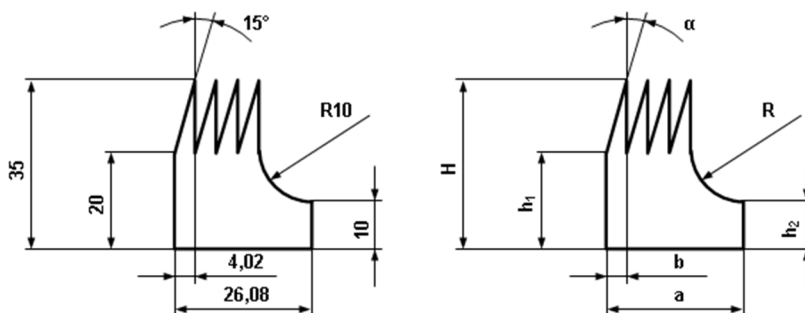
krzyżowy X-Y z dwoma komputerowo sterowanymi osiami umożliwia dokładne wycinanie elementów kształtowych z materiałów trudnoobrabialnych.

3. Eksperyment

Warunki przeprowadzonego eksperymentu były następujące:

1. Czynniki stałe
 - maszyna badawcza: przecinarka strunowa PS2Tsk,
 - materiał przecinany: ceramika krzemianowa o grubości 6 mm,
 - narzędzie strunowe w postaci pętli bez końca (struna firmy HK SD-0,9-2500-G10-3D126),
 - prędkość cięcia $V_c = 8$ m/s,
 - prędkość posuwu $V_f = 20$ mm/min.
2. Czynniki zmienne
 - wycinany po konturze kształt: GRZEBIEŃ 1,
 - ten sam kształt GRZEBIEŃ 1, wycinany z dodatkowymi „wyjściami” struny w celu poprawy jakości wycinanego kształtu, określony jako GRZEBIEŃ 2.
3. Parametry mierzone
 - dokładność wymiarowa [mm],
 - dokładność kształtowa [mm].

Aby ocenić jakość wycinanych kształtów, zaprojektowano taki kształt, który posiada trudne do wykonania kąty ostre. Zaproponowany kontur o wymiarach 26,08x35 mm posiada: 4 ostre wierzchołki o kącie rozwarcia 15° , 1 promień R10, 3 kąty proste, 1 kąt rozwarty (rys. 2).



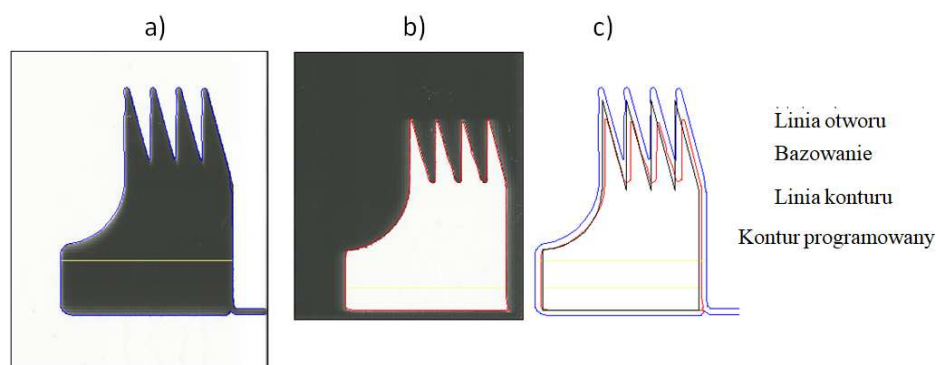
Rys. 2. Główne wymiary zaprojektowanego konturu GRZEBIEŃ

Fig. 2. Main dimensions of the designed GRZEBIEŃ contour

4. Analiza uzyskanych wyników

Analizę wyników wycinania rozpoczęto od wykonania wysokiej rozdzielczości skanów pierwszego konturu, określonego jako GRZEBIEŃ 1. Po wyskalowaniu oraz obrysowaniu wyciętych krawędzi w programie AutoCad2016 wy-

konano pierwsze pomiary. Nałożono na siebie uzyskane kontury, co dało efekt zamieszczony na rys. 3. Sprawdzono dokładność wymiarową. Uzyskane wyniki dla wybranych parametrów przecinania przedstawiono w tab. 1. Największy błąd wymiaru wyniósł 14,7%. Uzyskano go podczas kształtowania zaokrąglenia. Otrzymano dobre odwzorowanie zadanego kąta rozwarcia wierzchołków zębów (15°), co oznacza, że błąd wymiaru kąтового nie przekroczył 5%. Odnośnie do wymiarów gabarytowych, wymiar podstawy a został odwzorowany z małym błędem, natomiast wymiar wysokościowy H został obarczony dużą odchyłką, wynoszącą 8,4%. Jest to spowodowane zjawiskiem ścinania wierzchołków konturu. Układ sterowania stołem roboczym nie został wyposażony w system



Rys. 3. Analiza kształtu GRZEBIEN 1: a) otwór, b) wycięty kształt, c) nałożone na siebie kontury
Fig. 3. Analysis of the shape of the GRZEBIEN 1: a) hole, b) cut out shape, c) overlapping contours

Tabela 1. Wyniki pomiarów głównych wymiarów kształtu GRZEBIEN 1

Table 1. Results of measurements of the main dimensions of the GRZEBIEN 1 shape

Wymiar	Wymiar projektowany	Wymiar zmierzony	Wielkość błędu [%]
a [mm]	26,08	26,91	3,2
H [mm]	35	32,06	8,4
$h1$ [mm]	20	21,03	5,2
$h2$ [mm]	10	9,98	0,2
$\alpha1$ [stopnie]	15	15,23	1,5
$\alpha1$ [stopnie]		15,48	3,2
$\alpha1$ [stopnie]		15,65	4,3
$\alpha1$ [stopnie]		15,07	0,5
R [mm]	10	11,47	14,7
$b1$ [mm]	4,02	3,76	6,5
$b2$ [mm]		4,36	8,5
$b3$ [mm]		4,29	6,7
$b4$ [mm]		3,69	8,2

kompensacji grubości narzędzia, co powoduje wejście struny w obszar wewnętrzny konturu obrabianego. Przy tak małych wartościach kątów ostrych zjawisko to jest szczególnie widoczne. Dodatkowo potęguje je uginanie narzędzia strunowego w czasie pracy, które nie jest kompensowane żadnym wspomagającym układem sterowania, tylko rolkami dokładnego prowadzenia. Kolejnym aspektem jest dokładność kształtowa. Zaobserwowano znaczne przesunięcie kolejnych wycinanych zębów od konturu zaprogramowanego. Tabela 2 zawiera wartości liczbowe wspomnianego przesunięcia.

Tabela 2. Wartości przesunięć kolejnych zębów kształtu GRZEBIEŃ 1

Table 2. Values of displacements of following teeth of the GRZEBIEŃ 1 shape

Nr zęba	Przesunięcie u [mm]	Przyrost r [mm]	Średni przyrost r_{sr} [mm]
1	0,41	nd	0,28
2	0,64	0,23	
3	0,99	0,35	
4	1,25	0,26	

Jak wynika z uzyskanych wartości, przesunięcie jest w miarę stałe, a jego uśredniona wartość wynosi 0,28 mm. Oznacza to, że każdy kolejno wycinany wierzchołek był przesunięty od poprzedniego o średnio 0,28 mm więcej. Charakterystyczny jest też wypust w materiale w miejscu wychodzenia narzędzia z konturu. Został on spowodowany zmniejszonymi siłami oddziałującymi na narzędzie, dlatego ślizga się ono po powierzchni konturu zamiast zagłębić się w niego. Z taką dokładnością, na jaką pozwalały warunki, zmierzono również szerokość rowka powstałego podczas wycinania. Pomiaru dokonano w 6 miejscach i uśredniono wynik (tab. 3). Potwierdza to informacje o używanej strunie ścierniej. Średnia szerokość rowka wyniosła 0,97 mm, a grubość narzędzia oferowana przez producenta 1 mm. Wskazuje to na powolne zużywanie się struny. Można było również zauważyć bardzo małe straty materiału, w przybliżeniu równe wartości grubości narzędzia.

Tabela 3. Wartości szerokości rowka powstałego podczas wycinania kształtu GRZEBIEŃ 1

Table 3. Values of groove widths formed during the cutting of the GRZEBIEŃ 1 shape

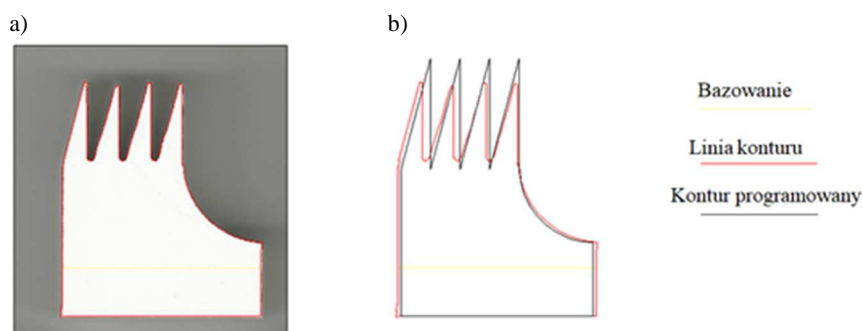
Lp.	Szerokość rowka [mm]	Średnia szerokość rowka [mm]
1	0,89	0,97
2	0,95	
3	1,14	
4	0,95	
5	1,03	
6	0,84	

W ramach drugiego etapu eksperymentu wykonano wycinanie takiego samego kształtu, ale z użyciem dodatkowych wyjść struny poza wycinany kontur, w celu uzyskania poprawy odwzorowania ostrych oraz prostych kątów. Wyniki pomiarów geometrycznych kształtu wykonanego w drugim cięciu zamieszczono w tab. 4. Na rysunku 4 przedstawiono nałożony kontur GRZEBIEŃ 2 wykonany w drugim cięciu na programowaną linię cięcia. W drugiej części porównano oba uzyskane kształty (tab. 4).

Tabela 4. Wyniki pomiarów głównych wymiarów kształtu GRZEBIEŃ 2

Table 4. Results of measurements of the main dimensions of the GRZEBIEŃ 2 shape

Wymiar	Wymiar projektowany	Wymiar zmierzony	Wielkość błędu [%]
a [mm]	26,08	26,9	3,1
H [mm]	35	31,99	8,6
$h1$ [mm]	20	20,71	3,5
$h2$ [mm]	10	9,95	0,5
$\alpha1$ [stopnie]	15	15,84	5,6
$\alpha1$ [stopnie]		16,01	6,7
$\alpha1$ [stopnie]		16,03	6,9
$\alpha1$ [stopnie]		14,87	0,9
R [mm]	10	11,23	12,3
$b1$ [mm]	4,02	3,64	9,5
$b2$ [mm]		4,33	7,7
$b3$ [mm]		4,39	9,2
$b4$ [mm]		3,87	3,7



Rys. 4. Analiza kształtu GRZEBIEŃ 2: a) wycięty kształt, b) nałożone na siebie kontury
 Fig. 4. Analysis of the GRZEBIEŃ 2 shape: a) cut out shape, b) overlapping contours

Przy drugiej próbce zmniejszył się błąd zaokrąglenia do wartości 12,3%. Błędy w uzyskaniu wymiarów gabarytowych pozostały na podobnym poziomie, wynosząc dla wymiaru podstawy 3,1%, a dla wymiaru wysokościowego 8,6%. Niestety, znacznie pogorszyły się wymiary kątowe. Największą odchyłkę zauwa-

żono podczas kształtowania 3 zęba. Wyniosła ona aż 6,9%. Dodatkowe wyjścia z materiału narzędzia strunowego spowodowały problemy w ponownym jego wejściu przy tak małych kątach rozwarcia wierzchołków, co pokazuje rys. 5.



Rys. 5. Widok dodatkowych wyjść struny z materiału podczas kształtowania GRZEBIEŃ 2

Fig. 5. View of additional exits of wire from material during cutting GRZEBIEŃ 2 shape

Zamiast zakładanej poprawy zauważono, że struna jeszcze bardziej zeszlifowała ostre wierzchołki niż przy wycinaniu kształtu GRZEBIEŃ 1. Ugięcie struny spowodowało, że narzędzie ślizgało się po pierwszym ukształtowanym ramieniu wierzchołka. Okazało się, że przy tak małych wartościach kształtowanych kątów nieopłacalne jest stosowanie dodatkowych przejść narzędzia. Pomogły one natomiast przy wykonywaniu prostopadłych przejść. Obrazuje to dobrze rys. 5. Ponownie zaobserwowano przesunięcie kolejnych zębów (tab. 5).

Tabela 5. Wartości przesunięć kolejnych zębów kształtu GRZEBIEŃ 2

Table 5. Values of displacements of following teeth of the GRZEBIEŃ 2 shape

Nr zęba	Przesunięcie u [mm]	Przyrost r [mm]	Średni przyrost r_{sr} [mm]
1	0,26	nd	0,30
2	0,52	0,26	
3	0,85	0,33	
4	1,15	0,3	

Średni przyrost przesunięcia w stosunku do kształtu GRZEBIEŃ 1 nieznacznie się zwiększył. Mogło to zostać spowodowane zwiększającym się ugięciem struny bądź pogłębiającym się zużyciem rolek dokładnego prowadzenia.

5. Podsumowanie

W urządzeniach, w których nie występują zaawansowane systemy kontroli ugięcia struny wraz z jego kompensacją, podstawową trudnością jest dokładne zachowanie wymiaru i kształtu. Cięcie narzędziami strunowymi dobrze odzworowuje ostre kąty wycinanych kształtów. Udowodniono to eksperymentem, wy-

cinając kształty GRZEBIEŃ 1, GRZEBIEŃ 2. Pierwszy kształt był zaprogramowany bez dodatkowych wyjść struny z materiału, drugi wraz z nimi. Oba uzyskane produkty odznaczały się podobnymi niedokładnościami wymiarowymi. W czasie eksperymentów podważono racjonalność stosowania dodatkowych wyjść przy niskich wartościach (15°) kątów rozwarcia wycinanych wierzchołków.

Literatura

- [1] Bidiville A., Wasmer K., Kraft R., Ballif C.: Diamond wire-sawn silicon wafers – from the lab to the cell production, 24th European Photovoltaic Solar Energy Conference and Exhibition, Hamburg 2009.
- [2] Ciałkowska B., Bienia F., Stolarczyk S., Szymkowski J.: Wycinanie kształtowe w materiałach trudnoobrabialnych wspomagane komputerowo, Materiały XXVIII NSOŚ pod red. Lucjana Dąbrowskiego, Politechnika Warszawska, Warszawa 2005.
- [3] Ciałkowska B., Rodziejewicz Z.: Możliwości wycinania kształtowego narzędziem strunowym w materiałach trudnoobrabialnych, Mechanik, 87 (2014) 102-105.
- [4] Drechny S.: Jakość wycinanego kształtu w ceramice technicznej struną zbrojoną, Praca inżynierska, Politechnika Wrocławska, Wrocław 2017.

THE QUALITY OF SHAPES CUT IN HARD MACHINABLE MATERIALS USING ABRASIVE CUTTING WIRE

Summary

The process of shaped cut using abrasive cutting wire results in problems with providing an adequate quality of cut shapes in hard machinable materials, as it was shown on the example of technical ceramics. The results of an analysis of the possible causes of divergence in their reproduction were also presented. The ways of possible reduction of the mentioned discrepancies and possible improvement of the quality of cut shapes on the PS2Tsk wire saw were indicated.

Keywords: shaped cut, abrasive wire, hard machinable materials, wire saw

DOI: 10.7862/rm.2017.27

Otrzymano/received: 12.07.2017

Zaakceptowano/accepted: 27.09.2017

Piotr CICHOSZ¹
Marek KOŁODZIEJ²
Paweł KAROLCZAK³
Maciej KOWALSKI⁴
Hubert SKOWRONEK⁵
Kamil WASZCZUK⁶

FAZOWNIK SAMOCZYNNY Z KASETKĄ NAPINANĄ ELEMENTEM SPRĘŻYSTYM

Jednym z problemów, które generują znaczne koszty oraz zwiększają czasochłonność procesów technologicznych, są czynności związane z fazowaniem krawędzi obrabianych wcześniej przedmiotów. Problem ten jest szczególnie istotny w przypadku obróbki seryjnej i masowej. Dostępne na rynku rozwiązania konstrukcyjne narzędzi do fazowania z ostrzami sprężystymi nie dają możliwości regulowania wielkości wykonywanych fazek. W pracy zamieszczono nową konstrukcję fazownika, w którym płytka skrawająca jest zamocowana w kasetce napinanej sprężyną. W celu możliwości regulowania wielkości fazki w kasetce została zaprojektowana płyta ślizgowa. Omówiono również zalety i wady prezentowanej konstrukcji wraz z możliwościami dalszych usprawnień.

Słowa kluczowe: narzędzie skrawające, fazowanie, kasetka

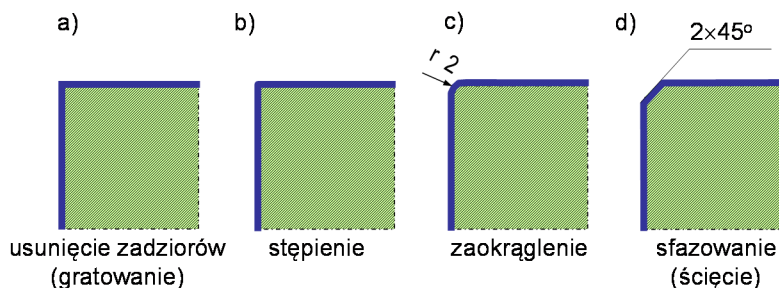
1. Wprowadzenie

Wraz z rozwojem zautomatyzowania procesów produkcji i stawianiem coraz wyższych wymagań produkowanym elementom maszyn konieczne jest poszukiwanie skutecznych, ekonomicznych metod obróbki, której zadaniem będzie zapewnienie wysokiej jakości wykonywanych elementów. Końcowa obróbka krawędzi w wielu przypadkach ma kluczowe znaczenie dla późniejszych użytkowych i estetycznych walorów wytwarzanych elementów. Konieczność stosowania tych dodatkowych zabiegów, takich jak fazowanie i gratowanie, wynika z przesłanek konstrukcyjnych bądź niedoskonałości stosowanych narzędzi i procesów, w wyniku których powstają niedopuszczalne wady w postaci zadziorów.

² Autor do korespondencji/corresponding author: Marek Kołodziej, Politechnika Wroclawska, ul. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław, tel.: 71 320 41 81, e-mail: marek.kolodziej@pwr.edu.pl

^{1,3,4,5,6} Piotr Cichosz, Paweł Karolczak, Maciej Kowalski, Hubert Skowronek, Kamil Waszczuk; Politechnika Wroclawska, e-mail: piotr.cichosz@pwr.edu.pl; pawel.karolczak@pwr.edu.pl; maciej.kowalski@pwr.edu.pl; hubert.skowronek@pwr.edu.pl; kamil.waszczuk@pwr.edu.pl

Ich usuwanie jest często kłopotliwe i generuje koszty. Opis i próba zdefiniowania występujących na niewykończonych krawędziach zadziorów przysparza wielu trudności. W zależności od tego, na jakim aspekcie ich występowania skupiają się autorzy poświęconych temu zjawisku publikacji [m.in. 5], spotyka się bardzo różne definicje. Spośród stosowanych w przemyśle maszynowym rodzajów obróbki krawędzi należy wyróżnić cztery podstawowe (rys. 1). Są to: gratowanie (usuwanie zadziorów), stępienie, zaokrąglenie oraz sfazowanie [2, 3].

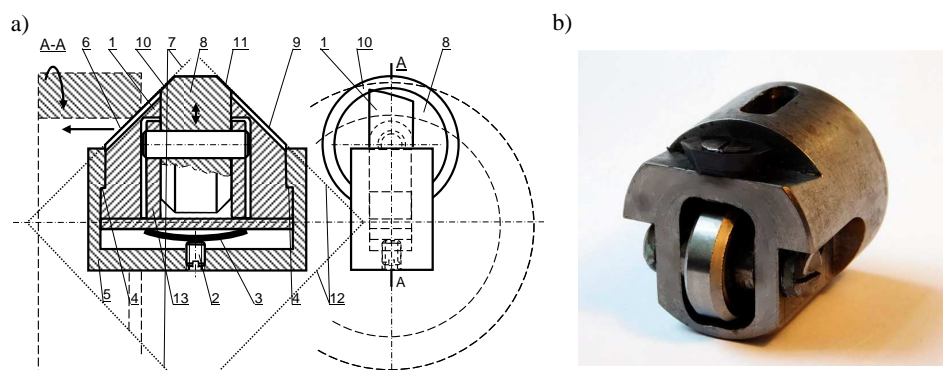


Rys. 1. Rodzaje obróbek krawędzi

Fig. 1. Types of edge machining

Fazowaniem zwykle się określa proces mający na celu usunięcie z ostrej krawędzi pewnej części materiału, celem wytworzenia stępienia o ściśle określonej geometrii. Ze względu na sprecyzowane w dokumentacji technicznej cechy geometryczne wykonuje się je głównie drogą obróbki mechanicznej, czyli przy zastosowaniu różnego rodzaju frezów, ściernic, noży tokarskich i wytaczadeł. Zazwyczaj podczas przeprowadzania tego rodzaju obróbki stosuje się wysokie parametry skrawania, co jest możliwe dzięki niewielkiemu stosunkowi szerokości i głębokości skrawania do średnicy narzędzia. Ponadto coraz większe zastosowanie znajdują narzędzia wielozadaniowe, zespołowe bądź modułowe, które dają możliwość szybszego i dokładniejszego kształtowania fazek, często równocześnie z innym rodzajem obróbki.

Narzędzie przedstawione na rys. 2 jest konstrukcją prototypową, w której zastosowano mechanizm umożliwiający dokładną regulację wymiaru wykonywanej fazki. Jego działanie opiera się na opatentowanej kasetce do samoczynnego wykonywania fazek. Istota działania kasetki polega na tym, że jest ona wyposażona w rolkę oporową 8, usytuowaną stycznie do stożkowych powierzchni 7 i 12 oraz krawędzi skrawających 6 i 9. Rolka 8 dotyka obrabianej fazki swoją powierzchnią oporową 10 lub 11 w miejscu, gdzie ma być zakończona fazka. Ostrza 1, zamocowane suwliwie w korpusie kasetki 5, są połączone z uchwytem 13 rolki prowadzącej. Ostrza wraz z rolką oporową są dociskane sprężysto za pomocą wkrętu 2 i sprężyny 3 do powierzchni oporowych 4 gniazda kasetki 5 [1]. W części wykonanych egzemplarzy prototypowych zastosowano ślizgacze w postaci oddzielnych elementów.



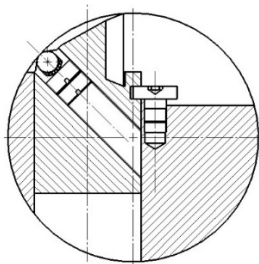
Rys. 2. Kasetka do samoczynnego wykonywania fazek: a) schemat, b) prototyp

Fig. 2. A cassette for self-acting chamfering tool: a) scheme, b) prototype

2. Konstrukcja narzędzia

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 w korpusie narzędzia. Jest to spowodowane tym, że w takim rozwiązaniu fazownika ostrze musi się przesuwać w gnieździe, które zostało wykonane z dość dokładnym pasowaniem. W przypadku wersji fazownika z kasetką wykonanie gniazda pod mocowanie płytki nie stanowi problemu, gdyż ostrze jest przymocowane „na stałe”, a w czasie pracy przesuwa się kasetka.

Podczas realizacji badań analitycznych konstrukcji fazowników w wersji z kasetką prowadzącą i odrębną rolką prowadzącą pojawiła się koncepcja, aby zamiast rolki prowadzącej użyć kulki (rys. 3). Rozwiązanie to miałooby tę zaletę, że kulki prowadzące wraz z oprawami, w bardzo dużym zakresie wymiarów, są dostępne na rynku w przystępnych cenach. Jednak po zamówieniu kulkowych elementów prowadzących okazało się, że ich oprawy są tak skonstruowane, że nie mogą spełniać roli, do której były przeznaczone. Kołnierze tych opraw okazały się zbyt szerokie, co przeszkadzało w umieszczeniu ich blisko ostrza, a taki jest warunek niezbędny do poprawnego działania kasetki fazującej. Przerobienie opraw również nie było możliwe, wykonano je bowiem z blachy połączonej metodą zagniatania. Każda próba zmniejszenia szerokości kołnierza kończyła się zniszczeniem elementu i wysypianiem mikrokulek, które służyły jako ruchome łożysko podporowe zasadniczej, większej kulki prowadzącej. Z tego powodu w dalszej części badań zrezygnowano z takiego rozwiązania konstrukcyjnego.



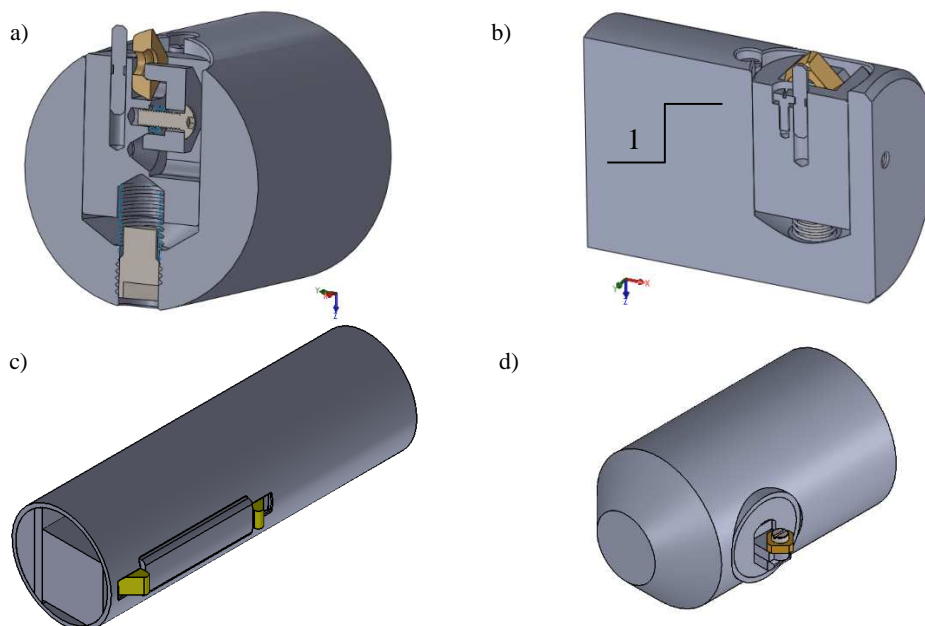
Rys. 3. Konstrukcja fazownika z kasetką oraz kulką prowadzącą

Fig. 3. Construction of the chamfering tool with cassette and guiding ball

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 o średnicach kształtowanych otworów. Większość otworów, w których są wykonywane fazki, to otwory o stosunkowo małych średnicach, tworzone najczęściej za pomocą wiertel. Problemem jest wykonanie fazki lub choćby tylko usunięcie zadziorów z otworu u jego wylotu. Trudności te pogłębiają się wraz ze zmniejszaniem się 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. Takie narzędzie pozwala zwiększyć wydajność obróbki, uprościć technologię wykonania otworów oraz zmniejszyć liczbę narzędzi koniecznych do jego wykonania.

Biorąc to pod uwagę, zaproponowano rozwiązanie fazowników, w którym zamiast elementu obrotowego w postaci rolki lub kulki prowadzącej zastosowano elementy ślizgowe w postaci:

- a) walcowej ze ściętym stożkiem (rys. 4a, b). Koniecznej regulacji wysunięcia płozy celem ustawienia wymiaru fazki dokonuje się przez obrót śruby,
- b) prostopadłościanu z zaokrąglonymi krawędziami zintegrowanego ze śrubą ustalającą. Regulacja wysunięcia płozy ślizgowej odbywa się za pomocą śruby (rys. 4c),
- c) zaokrąglonej bryły przestrzennej zintegrowanej z kasetką. W rozwiązaniu tym płoza ślizgowa jest przytwierdzona do kasetki (gniazda), która na obwodzie ma gwint drobnozwojny. Przekręcanie gniazda umożliwi skokowe, z uwagi na obrót kasetki jedynie o kąt $n \times \pi/2$, wysunięcie płozy ślizgowej (rys. 4d).



Rys. 4. Fazowniki z kasetką oraz różnymi konstrukcjami płozy ślizgowej w postaci: a) i b) obrotowego kołka w kształcie walca ze ściętym stożkiem – widok od strony czołowej z przekrojem poprzecznym i w przekroju bocznym, c) prostopadłościanu z zaokrąglonymi krawędziami, d) połączonej z kasetką na stałe

Fig. 4. Chamfering tool with cassette and various sliding skid constructions in the form of: a) and b) rotary crankshaft with the truncated cone – frontal view with cross section and lateral cross section, c) cuboid with rounded edges, d) connected permanently to the cassette

3. Badania doświadczalne skrawania

Badania poprawności wykonywanych fazek przeprowadzono dla rozwiązania z płożą walcową ze ściętym stożkiem (rys. 5). Badania zrealizowano na tokarce uniwersalnej TUR50S. W celu weryfikacji efektów pracy fazownika badania przeprowadzono dla żeliwa EN GJL 250 przy parametrach skrawania, które są stosowane w obróbce wykończeniowej, tj. $f = 0,08$ mm/obr., prędkość skrawania $v_c = 45$ m/min. Zmiennymi była głębokość skrawania oraz metoda obróbki na sucho i ze smarowaniem. Otrzymane wyniki (w postaci fazek) rejestrowano za pomocą urządzenia DinoLite. Dla wszystkich prób zmierzono także składowe siły skrawania (głównie siłę odporową F_p) przy użyciu siłomierza tokarskiego firmy Kistler (rys. 6).

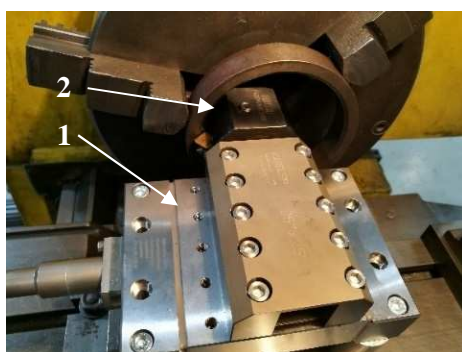
Niestety, zaproponowana konstrukcja narzędzia do fazowania nie pozwoliła na poprawne osiągnięcie zamierzonego wyniku w postaci możliwości uzyskiwania regulowanej wielkości fazek (rys. 7). W toku prowadzonych badań stwier-

dzono, że wysuwanie obrotowej płozy powoduje co prawda zwiększanie wielkości otrzymywanej fazki, jednak kształt fazki odbiega od założonego, a kąt fazki zmienia się od około 30 do 60°, w zależności od położenia ostrza względem regulowanej płozy obrotowej. Powodem takiego stanu rzeczy może być bardzo trudna do określenia wzajemna współpraca dwóch powierzchni stożkowych – kształtowanej fazki i płozy obrotowej, które mają względem siebie zwichrowane osie.



Rys. 5. Narzędzie do wykonywania fazek z płozą walcową ze ściętym stożkiem

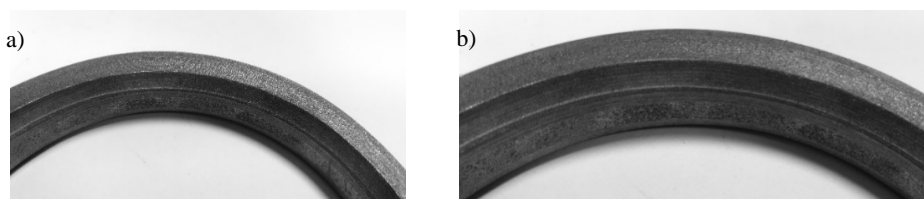
Fig. 5. A tool for chamfering with cylindrical skid



Rys. 6. Widok toru do pomiaru składowych siły skrawania z zamontowanym fazownikiem; 1 – siłomierz, 2 – narzędzie do fazowania, 3 – wzmacniacz ładunku, 4 – system akwizycji danych, 5 – komputer przenośny z programem DynoWare rejestrującym mierzone siły

Fig. 6. View of the track for measuring the cutting force components with the mounted chamfering tool; 1 – dynamometer, 2 – chamfering tool, 3 – charge amplifier, 4 – acquisition data system, 5 – notebook with DynoWare software for registration of measured forces

Wspomniana konstrukcja fazownika wpłynęła na dużą niestabilność procesu fazowania, związaną m.in. z elastycznie podpartym ostrzem na sprężynie, co można stwierdzić, obserwując siły oddziaływania między narzędziem a przedmiotem obrabianym. Na rysunku 8 zamieszczono przykładowy przebieg zmierzonej składowej siły odporowej F_p dla żeliwa podczas skrawania z zastosowaniem chłodzenia. Przebieg ten jest sumą przebiegów siły skrawania i siły oddziaływania obrotowej płozy z powierzchnią wykonanej fazki.

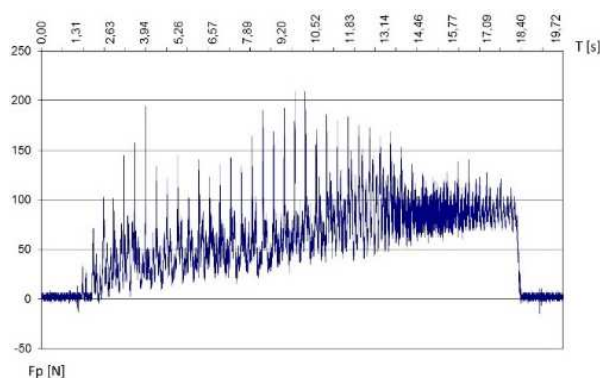


Rys. 7. Widok fazki na pierścieniu żeliwnym wykonanej: a) bez chłodzenia, b) z chłodzeniem

Fig. 7. View of the chamfer made on the cast iron ring: a) without cooling, and b) with cooling

Rys. 8. Przebieg składowej siły odporowej F_p podczas wykonywania fazki z chłodzeniem dla żeliwa, $a_p = 5$ mm; $f = 0,08$ mm/obr.; $v_c = 45$ m/min

Fig. 8. The variation of the component of the F_p force during making the chamfer with cooling on the cast iron, $a_p = 5$ mm; $f = 0.08$ mm/rev; $v_c = 45$ m/min



4. Podsumowanie

Przedstawiona w artykule konstrukcja narzędzia do samoczynnego fazowania ma przede wszystkim służyć do wykonywania fazek w sposób automatyczny, z możliwością regulacji wielkości fazki. W tym celu zostały opracowane różne koncepcje konstrukcyjne, które jednak nie zawsze dawały pożądane efekty. W wyniku prac badawczych zostało zaproponowane rozwiązanie konstrukcyjne z ostrzem dostępnym handlowo, w którym elementem ślizgowym służącym do regulacji wielkości fazki jest ścięty stożek. W wyniku przeprowadzonej weryfikacji na stanowisku badawczym uzyskano fazki, które z jednej strony można uzyskać w sposób prosty i powtarzalny, z drugiej jednak strony zmieniający się kąt uzyskanych fazek nie do końca odpowiada postawionym początkowym założeniom. Dalsze prace badawcze nad tą wersją narzędzia do fazowania powinny się skupić nad poprawnym określeniem wzajemnej współpracy ślizgacz–ostrze i takim przeprojektowaniem konstrukcji, która pozwoli uzyskać prawidłowy kształt fazki.

Literatura

- [1] Cichosz P.: Ostrze do samoczynnego wykonywania fazek, Patent PL 213332, Zgłoszono 14.09.2009, udzielono patentu 28.02.2013.
- [2] Cichosz P., Kuzinovski M: Metody wykonywania fazek i gratowania krawędzi, Mechanik, 84 (2011) 674-681.
- [3] Cichosz P., Karolczak P., Kołodziej M., Kowalski M., Kuzinovski M., Skowronek H., Waszczuk K.: Elementy sprężyste fazowników samoczynnych, Mechanik, 89 (2016) 1424-1427.
- [4] Drabik L., Sobol E.: Słownik języka polskiego, PWN, Warszawa 2007.
- [5] Matuszak J.: Powstawanie i usuwanie zadziorów w obróbce skrawaniem, Politechnika Lubelska, Lublin 2004.

THE SELF-ACTING CHAMFERING TOOL WITH CASSETTE TENSIONED BY SPRING ELEMENT

Summary

The chamfering of the edges of previously machined parts is one of the problems that generates significant costs and increases the time consuming process. This problem is particularly important in lot and mass processing. The chamfering tools with resilient blades available on the market do not offer the ability to adjust the size of the chamfer. In this paper a new chamfering tool design, in which the cutting insert is fixed in a spring-loaded cassette is presented. In order to adjust the size of the chamfer, a sliding skid has been designed in the cassette. The advantages and disadvantages of the presented construction along with the possibilities of further improvements are also discussed.

Keywords: cutting tool, chamfering, cassette

DOI: 10.7862/rm.2017.28

Otrzymano/received: 12.07.2017

Zaakceptowano/accepted: 18.09.2017

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



Dana KUBÁTOVÁ¹
Martin MELICHAR²
Jan KUTLWAŠER³

SOFTWARE FILTERS OF SURFACE ROUGHNESS

The aim of this article is to present the system of roughness measurement, the problem of data filtering and processing the results. At the beginning of this article three basic elements of the surface are defined: roughness, waviness and surface shape. When measuring roughness all of these three parts are scanned together and under evaluation they need to be separated. Filtration is possible using roughness measurement systems and software filters. Next part of the article is focused on a description of problems of hardware filtering of these three surface components. Software data filtering description follows the description of hardware filtering. The description of the software filter contains the basic mathematical definition of the filters and their known area of usage and their limitations

Keywords: roughness, waviness and shape of the surface area, hardware and software filters

1. Introduction

Measurement and evaluation of surface texture represents a major qualitative advance in recent years. Leading producers of measuring instruments (Hommel, Carl Zeiss, and others) respond actively to new requirements. The evolution of measuring instruments is determined by the technical needs of their users as well as by their financial strength. Surface texture is frequently checked by means of single-purpose measuring instruments. For this reason, some of the key producers who put pressure on developing standards related to evaluating the quality of measurement of machined surfaces are the manufacturers of such instruments themselves [2].

This complex evolution has ultimately led to improved technologies of existing tools for surface texture measurement and analysis, as well as to better methods, measuring systems and the system of assessment and evaluation of surface texture that are still under development [7]. The system of assessment and

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Dana Kubátová, University of West Bohemia in Pilsen, Univerzitní 8, 301 00 Plzeň, Czech Republic, e-mail: kubatova@rti.zcu.cz

² Martin Melichar, University of West Bohemia in Pilsen, Czech Republic, e-mail: mech@rti.zcu.cz

³ Jan Kutlwašer, University of West Bohemia in Pilsen, Czech Republic, e-mail: kutlis@rti.zcu.cz

evaluation of surface texture is defined by a body of standards which describe designations, measurement, and evaluation of surface texture, calibration of measuring instruments, and other aspects. They are so-called GPS standards which set out geometrical product specifications [5]. However, the orientation in many new standards and manuals that have emerged over the last few years is very difficult. And when measuring roughness, a lot of companies use measuring applications that are not optimal. These findings have led to the creation of this article with a brief summary of the filters, including references to relevant GPS standards.

Generally, the measurement and assessment of surface texture represent a separate field of metrology. Using special techniques, the data required for characterizing the quality of surface can be obtained. The following questions arise: What is in fact the surface of a part and what are its properties? What determines these properties? What parameters are used to identify such information and under what conditions are they evaluated? These are the aspects are dealt with in the measurement of surface roughness.

2. Origins

Surface roughness plays a decisive role in the properties and behaviour of parts in service. It also affects the life and functional performance of parts and therefore the development of measuring technology and metrology of surface integrity is receiving ever greater attention [4]. To obtain an objective evaluation of the quality of surface, an ever greater number of parameters are used which provide relevant information about the surface under measurement. This information, however, must be extracted, i.e. filtered, from the surface in the course of measurement because the surface is the entire collection of irregularities (roughness, waviness, form) which constitute the surface texture (Fig. 1). These irregularities differ in their spacing and their impact on the functional performance of the surface. This is why they must be separated for analysis. Components of the surface texture are separated by filtering. In order to determine specific roughness parameters (R_a , R_z , P_t and others) from the measured profile (primary profile), the roughness component must be separated from other types of irregularities found in the surface.

It is a collection of relatively closely-spaced surface irregularities which are inevitably created during or as a consequence of manufacture. The most important elements in this creation include the cutting speed, feed, the shape and wear of the tool, and others. However, roughness does not include surface flaws, i.e. irregular random rare irregularities (scratches, cracks, dents, and others) which arise from defects in the material, damage by external forces, and others. It is an irregularity of a larger size onto which roughness is superimposed. It results from the machine tool acting on the work piece, e.g. vibration, insufficient stiffness, imprecise fit, and others [8]. This is the real surface after removing roughness and

waviness. Errors may be caused by heat, low stiffness, poor adhesion of slide ways, and other factors.

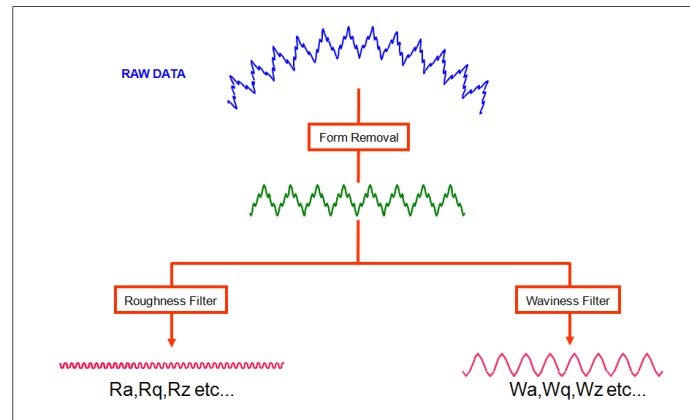


Fig. 1. Surface components

3. Data filtering system

The surface roughness measurement system encompasses two processing stages. The first stage involves taking the surface profile of the product by means of a transducer attached to the surface roughness tester. That is, obtaining raw data (primary profile). The second stage consists of processing this profile. The profile processing stage can be split into two parts. One comprises hardware-based filtering (indicated by the red rectangle) and the other software filtering (blue rectangle).

When processing raw data, it is necessary to proceed in the order, in the first step is used a hardware filter for characteristics (shape, waviness, roughness) to be evaluated. This is followed by a software filter application, in which the choices intersect with the output parameters. The implementation of the filters used is shown in Fig. 2. The application should be always followed from left to right when applying filters as show in Fig. 2. In the first step hardware filters are always used and in the next step software filters are used. This is the basic and rudimentary filtering according to ISO standards. The basic features of the instrument are sufficient for this purpose and no additional machine equipment is needed.

A profile filter is at the basis of measurement of surface texture parameters. It affects the measured values to a great extent. The purpose of this filter is to separate shortwave and long wave components from the profile and remove those wavelengths which are above or below a given frequency [5]. These filters have the same transmission characteristics but different cut-off wavelengths. They transform the profile by removing irregularities with large spacings, e.g. waviness

or other form errors, which would distort the roughness measurement. To ensure correct output from these filters, one has to identify the sampling length by which the data from the surface under examination is to be filtered. The profile filter splits profiles into longwave and shortwave components.

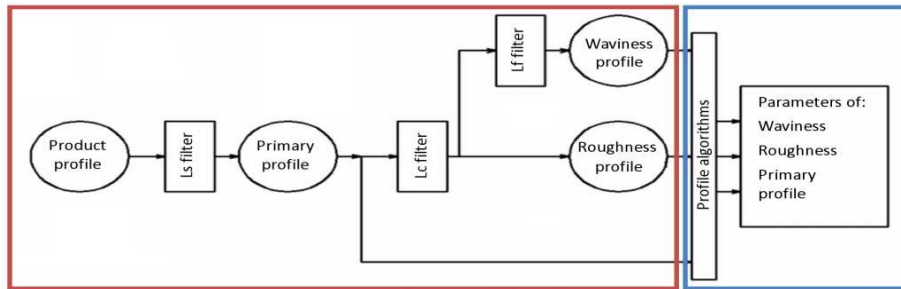


Fig. 2. Surface roughness processing system

While measuring surface texture values, one should take account of the conditions prescribed by standards. It is the relationship between the standardized stylus tip radius r_{ip} and the ratio of roughness cut-off wavelengths λ_c/λ_s . It is the focus of the ČSN EN ISO 3274 standard [5] (Table 1).

Profile filter – λ_c – „Filter which defines the intersection between the roughness and the even shorter wave components present in a surface”.

Profile filter – λ_s – „Filter which defines the intersection between the roughness and waviness components”.

Profile filter – λ_f – „Filter which defines the intersection between the waviness and the even longer wave components present in a surface”.

Figure 3 shows the filtered lengths of the individual hardware filters to each other.

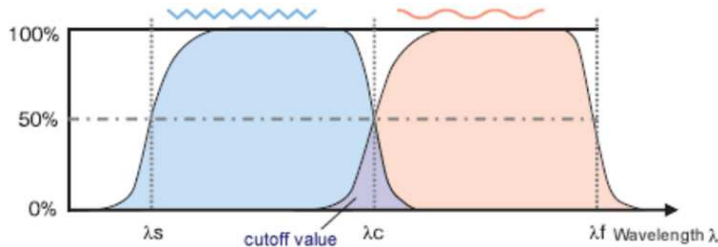


Fig. 3. Hardware-based filters of surface roughness

Software filters follow after the hardware-based filters of surface roughness. With software filters, one can obtain the values of particular surface roughness parameters. According to the ČSN EN ISO 16610-1:2015 standard, these filters

are divided into two basic groups: 2D and 3D profile filters. Both types of software filters comprise further sub-groups according to the mathematical procedure used:

- Linear profile filters – ČSN EN ISO 16 610-20,
- Morphological profile filters – ČSN EN ISO 16 610-40,
- Robust profile filters – ČSN EN ISO 16 610-30 [9].

Table 1. Classification of filters according to 16610-1

Filter type	Category	Symbol	Designation	Name	ISO standard
FP	FPL	G	FPLG	Gaussian	16610-21
		S	FPLS	Spline	16610-22
		SW	FPLSW	Spline wavelet	16610-29
	FPM	CD	FPMCD	Closed disk	16610-41
		CH	FPMCH	Closed horizontal line-segment	16610-41
		OD	FPMOD	Open disk	16610-41
		OH	FPMOH	Open horizontal line-segment	16610-41
		AD	FPMAD	Alternating sequence	16610-49
		AH	FPMAH	Alternating sequence of horizontal segments	16610-49
		FPR	G	FPRG	Gaussian
	S		FPRS	Spline	16610-32
	FP	2RC	FP2RC	2RC	3274
	Note: FP = filter profile (2D), L = linear, M = morphological, R = robust, FPLG = filter profile – linear – Gaussian				

Literature sources differ in classifying this filter. It is not clear whether it belongs to mechanical (hardware-based) filters or software filters. Why should it be discussed here then? It is mainly because it is an input filter on which genuine software filters are based (linear, robust, and other filters). The primary goal of the first RC filters, which consisted of resistors and capacitors, was to eliminate major fluctuations of the output signal and to enable the surface profile to be indicated or displayed correctly. Eventually, computers with analogue/digital cards began to be employed for evaluating data from contour measuring machines. Later, the 2RC filter for modifying the surface profile was included in standards as a double analogue RC filter with separate links. The drawback of this type of filters is the distortion in the transmission function, mainly due to phase shift (see Fig. 4).

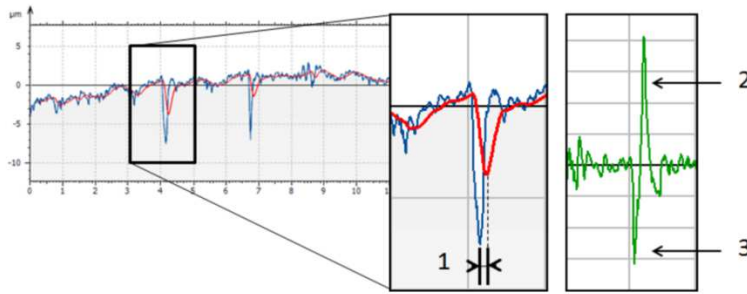


Fig. 4. Profile plot from 2RC filter

These are the most common filters in roughness measurement applications. They have appropriate transmission characteristics ($a_{1,2}/a_0$) and the percent transmission (α) is easy to determine for any wavelength chosen (λ_c). In many cases, e.g. with surfaces produced by a sequence of different methods, linear profile filters exhibit undesirable side effects [2-4]. The fundamental specification of this filter differs for open and closed profiles. In order to fully specify this type of filter, one has to know the following equations:

- weighting function,
- transmission characteristics for long and short waves.

Open profile

Weighting function

$$s(x) = \frac{1}{\alpha x \lambda_c} e^{-\pi \left(\frac{x}{\alpha x \lambda_c} \right)^2}$$

x...distance from the centre of the weighting function

λ_c ...cut-off wavelength

α ...constant (0.4697)

Transmission characteristic - long waves

$$\frac{a_1}{a_0} = e^{-\pi \left(\frac{\alpha x \lambda_c}{\lambda} \right)^2}$$

Transmission characteristic - short waves

$$\frac{a_2}{a_0} = 1 - e^{-\pi \left(\frac{\alpha x \lambda_c}{\lambda} \right)^2}$$

Closed profile

Weighting function

$$s(x) = \frac{f_c}{\alpha x L} e^{-\pi \left(\frac{x \times f_c}{\alpha x L} \right)^2}$$

x...distance from the centre of the weighting function

f_c ...cut-off frequency in the wave

L...length of the closed profile

α ...constant (0.4697)

Transmission characteristic - long waves

$$\frac{a_1}{a_0} = e^{-\pi \left(\frac{\alpha x f_c}{f} \right)^2}$$

Transmission characteristic - short waves

$$\frac{a_2}{a_0} = 1 - e^{-\pi \left(\frac{\alpha x f_c}{f} \right)^2}$$

According to the fundamental principle of these filters, the filtered profile is obtained by subtracting the filter mean line from the primary profile. A nonlinear

version of a filter which is „robust” in the presence of sharp peaks and deep valleys is a more suitable filtering solution. This means that the filter mean line is less sensitive to the shape of the surface profile. Robust filters are applicable to surfaces characterized by sharp peaks and deep valleys, such as honed surfaces or surfaces produced by casting or sintering. They rely on repetition by which the weighting (evaluation) function is adjusted effectively in the region of surface deviations. As a result, the filter mean line is much less sensitive to surface profiles that consist of sharp peaks and deep valleys. Robust filters are predominantly used for stratified surfaces and for representing shapes, grooves or pores.

The initial step in the use of this filter is the same as with the other roughness filters in step 1 (see Fig. 5): the profile is taken using the ordinary procedure and its mean line is identified. In step 2 (see Fig. 5), the cut-off filter with the max. value of 0.8 k filters out the values above/below this value. In step 3 (see Fig. 5), the final mean line of the profile is identified which is then used for subsequent calculations. In step 4 (see Fig. 5), the filtered-out values mentioned in step 2 are returned. The next processing steps are identical to those used with linear profile filters [3].

Morphological filters involve two morphological operations: dilation (elongation, extension) and erosion (wear, abrasion) which affect the size of surface texture features. Various combinations of both operations alter the characteristics of the surface, and the morphological filter generates either upper or lower envelope of the surface. Morphological filters are used for levelling the surface with respect to the envelope (Fig. 6) [4].

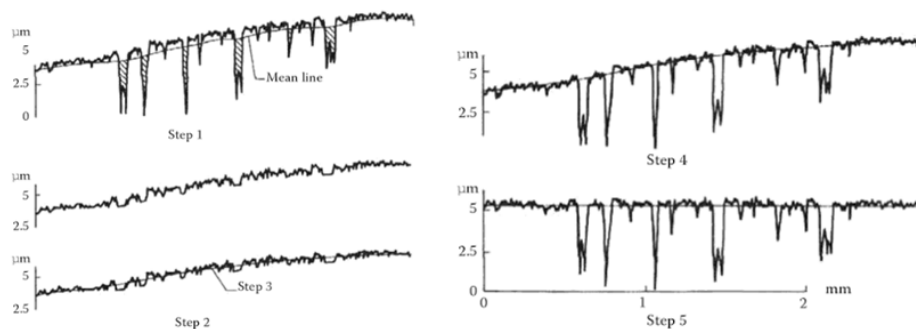


Fig. 5. Principle of data filtering using robust filters

Morphological filters apply offset to the input geometric entities. In general, signal processing deals with both continuous (analogue) and discrete (digital) signals. Recently, there has been a greater interest in discrete morphological filters [4, 6, 10]. In discrete morphological filters, the signal is represented by a finite-size vector. Algorithms have been developed for generating round and flat structuring elements, and for four basic operations (dilation, erosion, opening and clos-

ing) which yields 8 filtering options altogether. These algorithms are very robust as well because only the calculations involved are shifted (by sequence indexing), added and compared. This demonstrates that digital morphological filters are calculable and that the algorithms can compete with the Gaussian filtering algorithm [1, 4, 8].

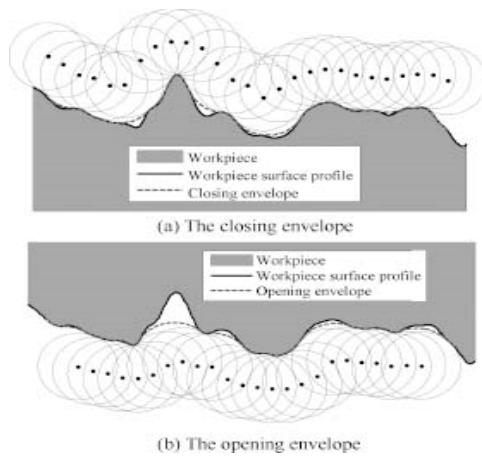


Fig. 6. Cover profile

4. Conclusion

Measurement and evaluation of surface texture represent a major qualitative advance in recent years. Leading producers of measuring instruments (Hommel, Carl Zeiss, and others) respond new requirements. The evolution of measuring instruments is determined by the technical needs of their users as well as by their financial strength. Surface texture is frequently checked by means of single-purpose measuring instruments. For this reason, some of the key producers who put pressure on developing standards related to evaluating the quality of measurement of machined surfaces are the manufacturers of such instruments themselves.

This article aims to point out the issue of data filtering, and thus shed light on the problems with reproducibility of measurement of surface integrity parameters on a single part in two metrology laboratories with equivalent equipment. Once the results were delivered, an offset between the profile curves became apparent. Although the same part had been measured using laboratory surface roughness testers of the same type, Hommel Etamic T800, the results for pre-selected roughness parameters were different. The cause of the difference was reported to be the choice of different software filters and their settings.

Acknowledgment

This paper was created within the project GA ZCU v Plzni: SGS-2016-005 „Research and development for innovation in field of Manufacturing processes – Technology of metal cutting II”.

References

- [1] ČSN EN ISO 13565-2. Geometrical product specification (GPS) – Surface structure: Profile method – Terms, definitions and surface texture parameters – Part 2: Výškové charakteristiky využívající křivku lineárního poměru materiálu 1. Brussels: CEN, 1999.
- [2] ČSN EN ISO 16610-20. Geometrical product specifications (GPS) – Filtration – Part 20: Linear profile filters: Basic concepts. Brussels: ÚNMZ, 2015.
- [3] ČSN ISO/TS 16610-21 Geometrical product specifications (GPS) – Filtration – Part 21: Linear profile filters: Gauss filters. Brussels: ÚNMZ, May 2012.
- [4] ČSN EN ISO 16610-40. Geometrical product specification (GPS) – Filtration – Part 40: Morphological profile filter: Basic concepts, 2016.
- [5] ČSN EN ISO 4287. Geometrical product specification (GPS) – Surface structure: Profile method – Terms, definitions and surface texture parameters – Part 1; Brussels: CEN, 1999.
- [6] Gura T.: Determination of acceptable uncertainties of the filters used in the area metrology, Diploma thesis, ČVÚT, Praha 2015.
- [7] <http://www.hommel-etamic.cz/cz/technicke-informace/drsnost-povrchu-dle-din-en-iso/> [online] (27.08.2016).
- [8] http://www.techno-mat.cz/data/katedry/kom/KOM_MM_PR_10_CZE_Karasek_Geometricke_vlastnosti_povrchu.pdf [online] (01.02.2015).
- [9] ISO/TS 16610-1 Technical specification ISO/TS 16610. Geometrical product specifications (GPS) – Filtration, 2015.
- [10] ISO/TS 16610-30:2009. Geometrical product specifications (GPS) – Filtration – Part 30: Robust profile filters: Basic concepts, Geneva, Ed 1, March 2009.

FILTRY PROGRAMOWE CHROPOWATOŚCI POWIERZCHNI

Streszczenie

Celem artykułu jest przedstawienie systemu pomiaru chropowatości, w szczególności problemu filtrowania i przetwarzania wyników. Na początku tego artykułu zdefiniowano trzy podstawowe parametry powierzchni: chropowatość, falistość i kształt powierzchni. Podczas pomiaru chropowatości te trzy parametry są skanowane razem, a na etapie oceny konieczne jest ich oddzielenie. Filtracja jest możliwa za pomocą urządzeń do pomiaru chropowatości i filtrów programowych. Następna część artykułu koncentruje się na omówieniu problemów związanych z filtrowaniem sprzętowym tych trzech parametrów powierzchni. Wyjaśnienie filtrowania programowego danych oprogramowania następuje po omówieniu filtrowania sprzętowego. Opis filtrów programowych zawiera podstawową matematyczną definicję filtrów, ich obszar użytkowania oraz ograniczenia.

Słowa kluczowe: chropowatość, falistość i kształt pola powierzchni, filtry sprzętowe i programowe

DOI: 10.7862/rm.2017.29

Otrzymano/received: 10.06.2017

Zaakceptowano/accepted: 11.09.2017

Maciej Jan KUPCZYK¹

Jędrzej KOMOLKA²

Mariusz JENEK³

BADANIA PORÓWNAWCZE WYBRANYCH WŁAŚCIWOŚCI OSTRZY SKRAWAJĄCYCH Z KUTYCH, WALCOWANYCH I SPIEKANYCH STALI SZYBKOTNĄCYCH

W artykule w celu wyjaśnienia zróżnicowanych właściwości ostrzy skrawających z konwencjonalnej i spiekanej stali szybko tnącej podczas skrawania stali 40HM-T bez oraz w obecności płynu chłodząco-smarującego przy różnych wartościach prędkości skrawania, przeprowadzono badania weryfikacyjne tych ostrzy dotyczące m.in. ich składu chemicznego, twardości, struktury, objętości olejowej powierzchni oraz współczynnika tarcia. Na końcu artykułu zamieszczono zalecenia co do zakresu stosowalności badanych materiałów narzędziowych.

Słowa kluczowe: konwencjonalne i spiekane stale szybko tnące, trwałość, współczynnik tarcia, objętość olejowa powierzchni

1. Wprowadzenie

Do materiałów narzędziowych, które wciąż od wielu lat znajdują szerokie zastosowanie podczas wytwarzania narzędzi skrawających pracujących przy umiarkowanych prędkościach skrawania, należy zaliczyć konwencjonalne stale szybko tnące. Podstawową zaletą konwencjonalnych stali szybko tnących jest ich znaczna wytrzymałość na skręcanie i zginanie w porównaniu z innymi materiałami narzędziowymi [8, 9]. Nie bez znaczenia jest stosunkowo niski koszt ich wytworzenia. W celu poprawy właściwości eksploatacyjnych zaczęto stopniowo zastępować konwencjonalne stale szybko tnące stalami otrzymywanymi w procesach metalurgii proszków. Przy zastosowaniu technologii spiekania w miejsce klasycznej metody hutniczej kierowano się tym, że metalurgia proszków daje większą swobodę w doborze składu chemicznego wyrobu, w który można praktycznie dowolnie ingerować, łącząc składniki nierozpuszczające się wzajemnie,

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Maciej Jan Kupczyk, Politechnika Poznańska, ul. Piotrowo 3, 60-965 Poznań, tel.: +48 61 8665 27 27, e-mail: maciej.kupczyk@put.poznan.pl

² Jędrzej Komolka, Politechnika Poznańska, e-mail: jedrzej.komolka@gmail.com

³ Mariusz Jenek, Uniwersytet Zielonogórski, e-mail: M.Jenek@ibem.uz.zgora.pl

ze skrajnie różnymi temperaturami topnienia, będące materiałami o różnych wiązaniach chemicznych [1-5, 10-12]. Na właściwości ostrzy ze stali szybko tnących nie wpływa tylko bardziej lub mniej równomierne rozłożenie węglików w ich strukturze, na co często zwracano uwagę w literaturze. Ze wstępnych badań własnych wynika jednak, że w znacznym stopniu odmienna morfologia powierzchni wpływa na zróżnicowane właściwości tribologiczne i w związku z tym ma również (jeżeli nie bardziej) znaczący wpływ na właściwości eksploatacyjne ostrzy skrawających. Jest to istotne z punktu widzenia określenia uzasadnionego zakresu stosowalności obu odmian stali szybko tnących.

2. Warunki badań doświadczalnych

Biorąc pod uwagę powszechność zastosowania stali SW7M, do wykonania ostrzy skrawających zastosowano dwa rodzaje stali szybko tnących o podobnym składzie chemicznym:

- konwencjonalną stal szybko tnącą HS6-5-2 w postaci kutej i walcowanej,
- spiekaną stal szybko tnącą PM6-5-2.

W tabeli 1 przedstawiono orientacyjny skład chemiczny stali konwencjonalnej i spiekanej.

Tabela 1. Orientacyjny skład chemiczny konwencjonalnej (HS6-5-2) i spiekanej (PM6-5-2) stali według obowiązujących norm

Table 1. Approximate chemical composition of the conventional (HS6-5-2) and sintered (PM6-5-2) steels according to obligatory standards

Wyszczególnienie	Skład chemiczny [%]					
	C	W	Mo	V	Cr	Mn
Stal konwencjonalna	0,8-0,84	5,9-6,7	4,7-5,2	1,7-2,0	4,2	0,4
Stal spiekana	1,0	6,0	5,0	2,0	4,5	0,3

Do celów badawczych płytki skrawające z konwencjonalnej stali szybko tnącej wykonano z wyrobów hutniczych w postaci kęsów, natomiast płytki skrawające ze spiekanej stali szybko tnącej otrzymano z półfabrykatu handlowego w postaci płaskownika. Oba rodzaje stali użytych do badań były dostarczone w stanie zmięczonym. Kęsy z konwencjonalnej stali szybko tnącej i płaskowniki ze spiekanej stali szybko tnącej szlifowano do określonej grubości na szlifierce do płaszczyzn. Następnie z tak przygotowanych półfabrykatów wycięto płytki skrawające za pomocą elektrodrążarki drutowej firmy Agiecut model Classic 2. Użytkano w ten sposób płytki skrawające typu SNUN o kształcie prostopadłościennej, z kątem wierzchołkowym 90° i wymiarach: $l = 9,525 \pm 0,08$ mm oraz $m = 1,644 \pm 0,13$ mm. Płytki o tej geometrii są przeznaczone do obróbki stali do ulepszania cieplnego, stali nierdzewnych, stopów żarowytrzymałych i miękkich stali o niskiej zawartości węgla. Płytki po wycięciu szlifowano wykańczająco,

a później polerowano. Starano się, aby uzyskać podobną chropowatość powierzchni płytek z konwencjonalnej i spiekanej stali szybko tnącej, wynoszącą średnio $Ra = 0,1 \mu\text{m}$, w celu dokonania właściwego późniejszego wnioskowania. Po procesie polerowania płytki skrawające odtuszczone.

Zakładane właściwości stali HS6-5-2 i PM6-5-2 uzyskano po obróbce cieplnej polegającej na hartowaniu i odpuszczaniu. W celu uzyskania wysokiej twardości, wynoszącej około 65 HRC przyjęto temperaturę austenitowania 1150°C , a temperaturę odpuszczania 560°C . Właściwie dobrana temperatura odpuszczania umożliwia powstanie zjawiska twardości wtórnej. Tak przygotowane ostrza zachowują zdatność do skrawania w podwyższonej temperaturze, bliskiej temperaturze odpuszczania materiału ostrza [1, 4, 6, 10]. Ze względu na niską przewodność cieplną materiał stopniowo podgrzewano. Powodem, dla którego cały proces odbył się w próżni, było ryzyko odwęglenia i utlenienia.

Do badań przeznaczono materiał obrabiany w postaci wałków o średnicy 110 mm i długości 350 mm, ze stali do ulepszania cieplnego 40HM-T o twardości 30 HRC. Jest to gatunek stosowany na odpowiedzialne elementy o dużej wytrzymałości i ciągliwości. Granica plastyczności wynosi 880 MPa, a wytrzymałość na rozciąganie 1030 MPa. W tabeli 2 przedstawiono skład chemiczny stali 40HM-T [6, 7].

Tabela 2. Orientacyjny skład chemiczny stali 40HM-T (według PN-EN ISO 4597)

Table 2. Approximate chemical composition of the 40HM-T steel (acc. to PN-EN ISO 4597)

Skład chemiczny [%]									
C	Mn	Si	P,S	Cr	Ni	Mo	W	V	Cu
0,38-0,45	0,4-0,7	0,17-0,37	<0,035	0,8-1,2	<0,3	0,15-0,25	<0,2	<0,05	<0,25

Badania zużycia i trwałości ostrzy skrawających prowadzono w procesie toczenia wzdłużnego stali 40HM-T ulepszonej cieplnie do twardości 26 ± 2 HRC. Wymienne płytki skrawające mocowano w uchwycie hR 110.16-220. Po zamocowaniu płytki skrawającej w uchwycie uzyskano następującą geometrię: kąt wierzchołkowy $\kappa_r = 75^\circ$, kąt przyłożenia $\alpha_0 = 6^\circ$, kąt naroża $\varepsilon_r = 90^\circ$, kąt natarcia $\gamma_0 = -6^\circ$, kąt pochylenia $\lambda_s = -6^\circ$.

Przyjęto następujące warunki obróbki: materiał obrabiany – stal 40 HM-T, prędkość skrawania $v_c = 33,75; 42,9; 59,86$ m/min, posuw $f = 0,204$ mm/obr., głębokość skrawania $a_p = 0,75$ mm, skrawanie „na sucho” lub w obecności płynu chłodząco-smarującego. Podczas toczenia stosowano ciecz obróbkową w postaci półsyntetycznej emulsji Statoil Toolway S455N produkcji norweskiej.

3. Badania doświadczalne

Najczęściej trwałość ostrza określa się jako czas skrawania do chwili osiągnięcia przyjętej wartości umownego wskaźnika stępienia. Biorąc pod uwagę

krzywe zużycia uzyskane w badaniach wstępnych oraz dane z innych publikacji i norm: PN-83/M-58350; PN-ISO 3685, za wskaźnik stępienia przyjęto szerokość pasma zużycia naroża od strony powierzchni przyłożenia $VB_c = 1,6$ mm. Tak jak podano w poprzednim rozdziale, przedmiotem badań zasadniczych były zarówno płytki skrawające ze stali szybkoobrotowych wytworzonych konwencjonalnie, jak i powstałe w procesie metalurgii proszków. Przed przekazaniem płytek do badań przeprowadzono oględziny powierzchni natarcia, przyłożenia i krawędzi skrawającej, tak aby żadna płytka skrawająca nie miała defektów w postaci wykruszeń, wyszczerbień czy pęknięć. Otrzymane na podstawie badań krzywe zużycia pozwoliły na wyznaczenie wartości trwałości ostrzy skrawających dla wskaźnika stępienia $VB_c = 1,6$ mm. Wyniki trwałości ostrzy z konwencjonalnej i spiekanej stali szybkoobrotowej przy obróbce stali 40HM-T bez płynu oraz z płynem chłodząco-smarującym przedstawiono w tab. 3.

Tabela 3. Wyniki badań trwałości uzyskane podczas skrawania stali 40HM-T

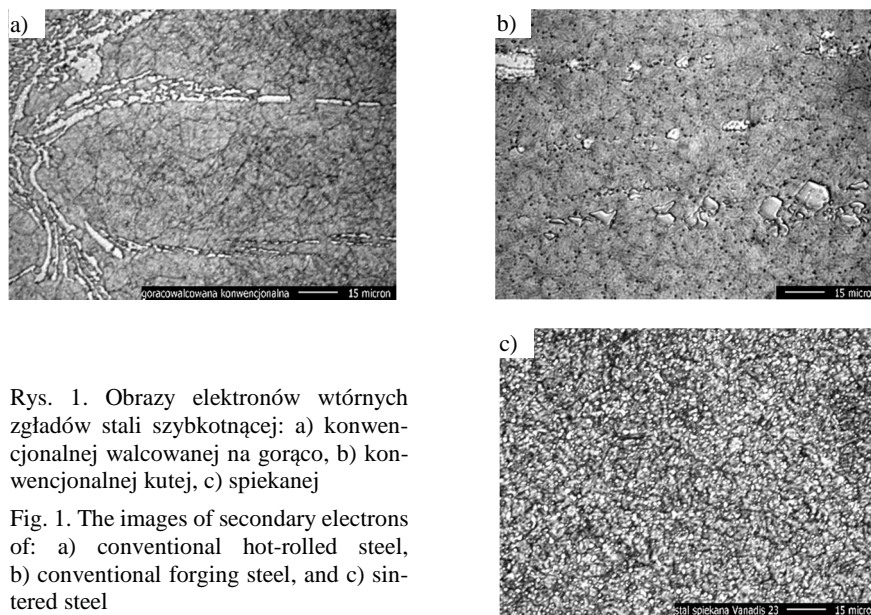
Table 3. Results of durability investigations obtained during machining of the 40HM-T steel

Opis	Trwałość podczas skrawania na sucho			Trwałość podczas skrawania z płynem chłodząco-smarującym [s]		
	v_1	v_2	v_3	v_1	v_2	v_3
v_c [m/min]						
HS6-5-2	595	266,4	141	772	349,9	192
PM6-5-2	460	286	192	834	599,4	336

Badania weryfikacyjne miały na celu określenie przyczyn odmiennego zachowania się (zróżnicowanej trwałości przy różnych wartościach v_c) płytek skrawających ze stali konwencjonalnej i spiekanej w trakcie toczenia stali do ulepszenia cieplnego 40HM-T. Wykonano po 8 pomiarów składu chemicznego konwencjonalnej i spiekanej stali szybkoobrotowej. Średnie wartości zawartości pierwiastków stopowych nie odbiegały istotnie od podanych w tab. 1.

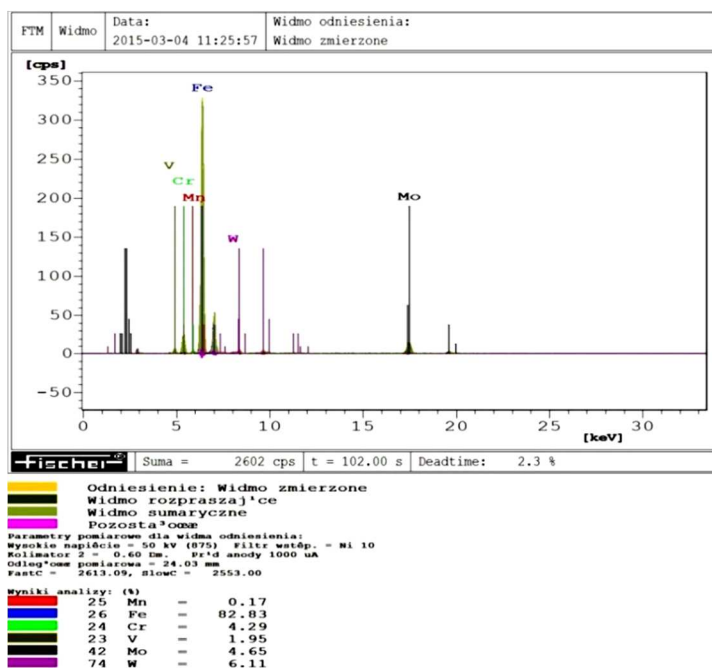
Za pomocą mikroskopu skaningowego Tescan Vega 5135 wykonano serię zdjęć zglądów metalograficznych ostrzy z konwencjonalnej i spiekanej stali szybkoobrotowej (rys. 1). Zdjęcia potwierdziły dużo bardziej równomierne rozmieszczenie węglików w osnowie w przypadku stali spiekanej.

W przypadku konwencjonalnej stali szybkoobrotowej zakupionej w Szwecji, pomimo dobrego przekucia w celu rozbicia siatki węglików, można było zauważyć, że węgliki nie są równomierne rozłożone i tworzą miejscami pasmowe skupiska, co jest typowym objawem występującym w przypadku stali szybkoobrotowych poddanych walcowaniu, kuciu wydłużającemu lub kuciu wydłużającemu z pośrednim spęczaniem. Zdjęcia powierzchni ostrzy z konwencjonalnej i spiekanej stali szybkoobrotowej wykonano za pomocą mikroskopu metalograficznego Neophot 32. Rzeczywisty skład chemiczny ostrzy skrawających sprawdzono za pomocą spektrometru fluorescencji rentgenowskiej – Fischerscope X-ray XDV-SDD Fisher. Przykładowe wyniki tych badań przedstawiono na rys. 2.



Rys. 1. Obrazy elektronów wtórnych zglądów stali szybko tnącej: a) konwencjonalnej walcowanej na gorąco, b) konwencjonalnej kutej, c) spiekanej

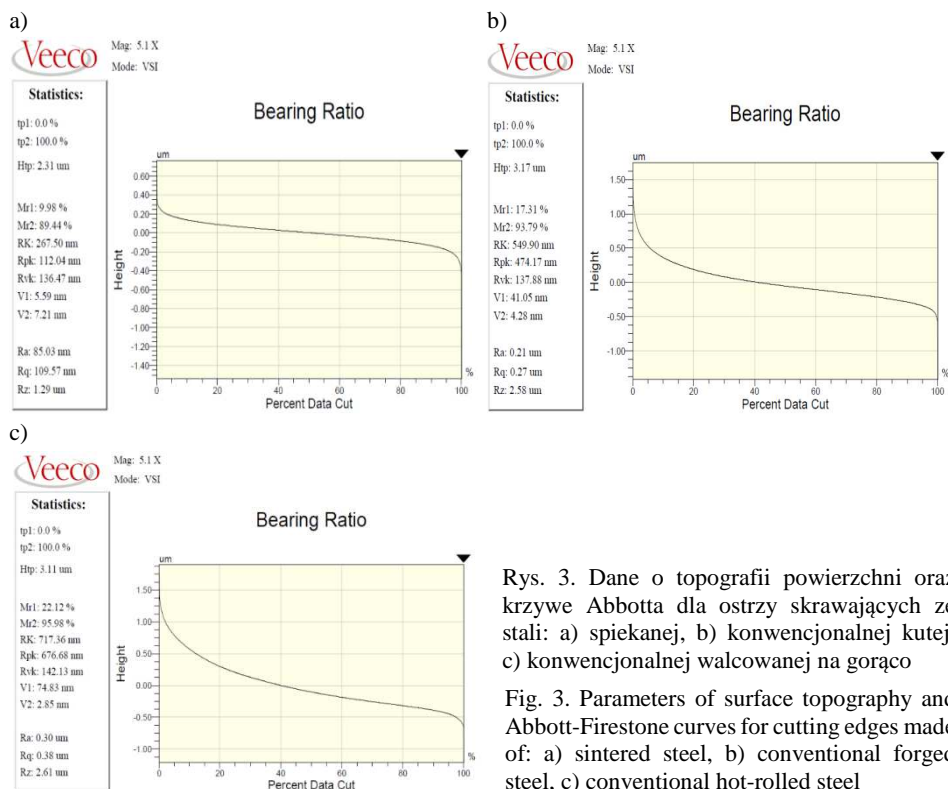
Fig. 1. The images of secondary electrons of: a) conventional hot-rolled steel, b) conventional forging steel, and c) sintered steel



Rys. 2. Przykładowy obraz mikroanalizy składu chemicznego ostrzy

Fig. 2. Exemplary image of chemical microanalysis of cutting edges

Otrzymane obrazy z mikroskopu wskazują na istotną różnicę w morfologii powierzchni konwencjonalnej i spiekanej stali szybko tnącej. Powierzchnię stali spiekanej tworzą ziarna o ostrych krawędziach, natomiast po walcowaniu i kuciu powierzchnia nie posiada takiej topografii (ziarna są „zlane”, tworząc bardziej ciągłą powierzchnię), mimo że obie powierzchnie mają podobną chropowatość $Ra = 0,1 \mu\text{m}$. Na rysunku 3 przedstawiono wybrane dane topografii powierzchni oraz krzywe Abbotta dla ostrzy skrawających ze stali: spiekanej, konwencjonalnej kutej oraz konwencjonalnej walcowanej na gorąco.



Rys. 3. Dane o topografii powierzchni oraz krzywe Abbotta dla ostrzy skrawających ze stali: a) spiekanej, b) konwencjonalnej kutej, c) konwencjonalnej walcowanej na gorąco

Fig. 3. Parameters of surface topography and Abbott-Firestone curves for cutting edges made of: a) sintered steel, b) conventional forged steel, c) conventional hot-rolled steel

Zmierzone wartości parametrów topografii powierzchni pozwoliły na określenie objętości olejowej powierzchni ostrzy skrawających z konwencjonalnej kutej, konwencjonalnej walcowanej na gorąco i spiekanej stali szybko tnącej. Objętość olejową powierzchni obliczono na podstawie wzoru:

$$V_o = R_{vk}(100 - M_{r2}) / 2000 \text{ [mm}^3\text{/cm}^2\text{]} \quad (1)$$

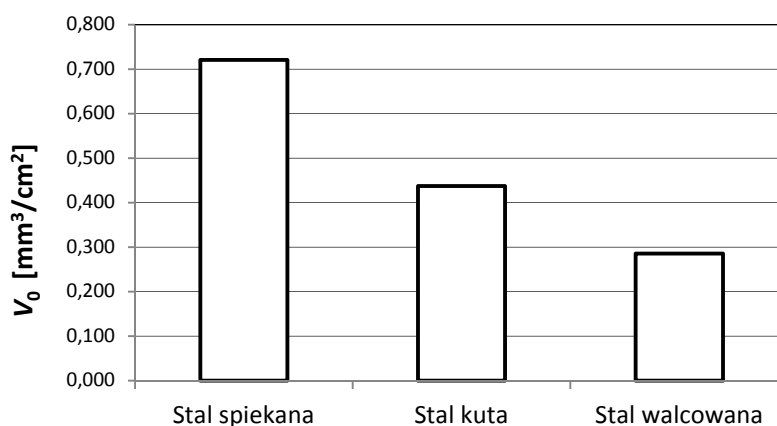
gdzie: V_o – objętość olejowa powierzchni,

M_{r2} – udział materiałowy dla dolnej granicy rdzenia profilu chropowatości,

R_{vk} – wgłębienie powierzchni.

Parametr M_{r2} określa wartość udziału materiałowego dla dolnej granicy rdzenia profilu chropowatości (odpowiednio M_{r1} to wartość udziału materiałowego dla górnej granicy rdzenia profilu chropowatości), natomiast parametr R_{vk} opisuje wgłębienia powierzchni. Jest on miarą zdolności eksploatowanych powierzchni ostrza do utrzymywania smaru w istniejących wgłębieniach.

Opisane parametry dają informację o strukturze profilu nierówności, która w dużej mierze determinuje funkcjonalne zachowanie się ostrza w czasie pracy skrawania [6, 7]. Na rysunku 4 przedstawiono wyniki średnich wartości objętości olejowej dla ostrzy skrawających ze stali szybko tnącej: spiekanej, konwencjonalnej kutej i konwencjonalnej walcowanej na gorąco. Na podstawie uzyskanych wyników badań stwierdzono, że mimo wręcz identycznej chropowatości płytek skrawających z konwencjonalnej i spiekanej stali szybko tnącej ($Ra = 0,1 \mu m$) różnią się one znacznie pod względem objętości olejowej. Powierzchnia spiekanej stali szybko tnącej charakteryzuje się około 2-krotnie większą objętością olejową od kutej konwencjonalnej stali szybko tnącej, a nawet blisko 3-krotnie większą od walcowanej na gorąco konwencjonalnej stali szybko tnącej.



Rys. 4. Średnie wartości objętości olejowej powierzchni dla ostrzy skrawających ze stali szybko tnącej: spiekanej, konwencjonalnej kutej oraz konwencjonalnej walcowanej na gorąco

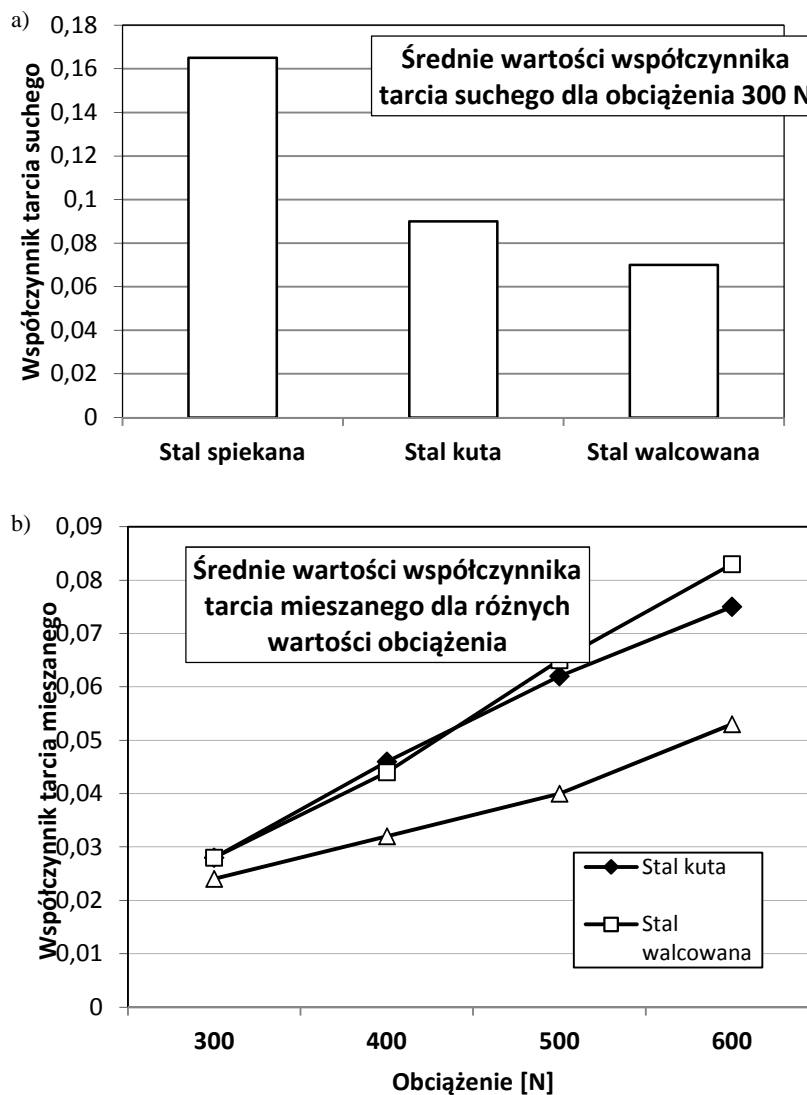
Fig. 4. Average values of oil volume of surfaces of the cutting edges made of both sintered, conventional forging and conventional hot-rolled high-speed steels

W celu dokonania pełnej interpretacji badań właściwości eksploatacyjnych ostrzy skrawających podczas toczenia stali do ulepszenia cieplnego przeprowadzono dodatkowo badania współczynnika tarcia suchego i w obecności płynu chłodząco-smarującego. Podczas badań tribologicznych zastosowano następujące warunki:

- próbka: stal konwencjonalna HS6-5-2, spiekana PM6-5-2,
- przeciwpółka: stal 40HM-T,
- prędkość obwodowa przeciwpółki: 27,6 m/min,

- obciążenie F : 300/400/500/600 N,
- czas t : 1200 s dla tarcia suchego, 2400 s dla tarcia mieszanego,
- tarcie: suche, w obecności emulsji chłodząco-smarującej Statoil Cimstar MB.

Na rysunku 5 przedstawiono wyniki badań współczynnika tarcia suchego i mieszanego.



Rys. 5. Średnie wartości współczynnika tarcia stali szybkotnących o stal 40HM-T w warunkach tarcia suchego (a) oraz mieszanego (b)

Fig. 5. Mean values of friction coefficient of high-speed steel against 40HM-T steel at dry (a) and mitigated solid conditions (b)

Wyniki badań tribologicznych potwierdziły rezultaty trwałości ostrzy podczas tarcia „na sucho” oraz w obecności płynu chłodząco-smarującego, jak też obserwacje obrazów SE z mikroskopu skaningowego.

4. Wnioski

Na podstawie przeprowadzonych badań stwierdzono, że:

- ostrza skrawające wykonane ze stali spiekanej wykazują nieco lepsze właściwości technologiczne (np. bardziej równomierny rozkład węglików – brak niekorzystnej pasmowości powstającej w procesach kucia lub walcowania konwencjonalnych stali szybko tnących),
- w warunkach skrawania „na sucho” ostrza skrawające z konwencjonalnej stali szybko tnącej przy najmniejszej z zastosowanych prędkości skrawania ($v_c = 33,75$ m/min) charakteryzowały się większą trwałością niż stale spiekane ze względu na korzystniejszą morfologię powierzchni (brak ziaren o ostrych krawędziach, a tym samym mniejsza wartość współczynnika tarcia suchego),
- ostrza skrawające ze spiekanej stali szybko tnącej podczas skrawania z płynem chłodząco-smarującym wykazywały znacznie większą trwałość niż ostrza z konwencjonalnej stali szybko tnącej, ze względu na większą objętość olejową powierzchni, wpływającą na mniejszą wartość współczynnika tarcia o materiał obrabiany.

Podziękowania

Autorzy składają podziękowanie dr. inż. R. Majchrowskiemu z Politechniki Poznańskiej za pomoc przy pomiarach chropowatości powierzchni.

Literatura

- [1] Bolton J.D., Gant A.J.: Heat treatment of PM HSS metal matrix composites, Proc. European Conf. Advanced PM Materials, Birmingam 1995, 1:388-95.
- [2] Dobrzański A.: Metaloznawstwo i obróbka cieplna materiałów narzędziowych, WNT, Warszawa 1990.
- [3] Dobrzański A.: Podstawy nauki o materiałach i metaloznawstwo. Materiały inżynierskie z podstawami projektowania materiałowego, WNT, Warszawa 2002.
- [4] Górski E.: Poradnik narzędziowca, WNT, Warszawa 1989.
- [5] Harlin P., Olsson M.: Abrasive wear resistance of starch consolidated and sintered high speed steel, Wear, 267 (2009) 1482-1489.
- [6] Katalog firmy Fischer.
- [7] Katalog firmy Sandvik.
- [8] Kupczyk M.J.: Inżynieria powierzchni – narzędzia skrawające, Wydawn. Politechniki Poznańskiej, Poznań 2015.

- [9] Kupczyk M.J.: Wytwarzanie i eksploatacja narzędzi skrawających z powłokami przeciwzużyciowymi, Wydawn. Politechniki Poznańskiej, Poznań 2009.
- [10] Mesquita H.A., Barbosa C.A.: Evaluation of as-hipped PM high speed steel for production of large-diameter cutting tools, Mater. Sci. Forum, 416-418 (2003) 235-240.
- [11] Mesquita R.A., Barbosa C.A.: High-speed steels produced by conventional casting, spray forming and powder metallurgy, Mater. Sci. Forum, 496-499 (2005) 244-250.
- [12] Zhang G. et al.: Microstructure evolution and mechanical properties of T15, high speed steel prepared by twin-atomiser spray forming and thermo-mechanical processing”, Mater. Sci. Eng. A, 558 (2012) 566-571.

COMPARATIVE INVESTIGATIONS OF SELECTED PROPERTIES OF CUTTING EDGES MADE OF FORGING, HOT-ROLLED AND SINTERED HIGH-SPEED STEELS

S u m m a r y

In this article, to clarify the different properties of cutting blades made of conventional and sintered high-speed steels during machine cutting of 40HM-T steel machined at various cutting speeds and various lubrication conditions, the verification investigations of the blades consisting of chemical composition, hardness, structure, surface oil volume of surface and friction coefficient have been carried out. At the end of the article, recommendations on the range of applicability of the tested tool materials have been included.

Keywords: conventional and sintered high-speed steels, durability, friction coefficient, oil volume of surface

DOI: 10.7862/rm.2017.30

Otrzymano/received: 12.07.2017

Zaakceptowano/accepted: 23.09.2017

Mikołaj KUZINOVSKI¹

Mite TOMOV²

Piotr CICHOSZ³

Paweł KAROLCZAK⁴

Maciej KOWALSKI⁵

Marek KOŁODZIEJ⁶

Hubert SKOWRONEK⁷

Kamil WASZCZUK⁸

ANALIZA ROZKŁADU SIŁ DZIAŁAJĄCYCH NA OSTRZE FAZOWNIKA SPRĘŻYSTEGO

W pracy dokonano analizy rozkładu sił działających na ostrze skrawające w samoczynnych fazownikach. W rozważaniach wzięto pod uwagę fazowniki z różnymi rodzajami sprężyn płaskich służących do napinania ostrza. Przedstawiono czynniki wpływające na charakterystyki podatnościowe sprężyn. Sprecyzowano wytyczne do doboru najkorzystniejszych wariantów sprężyn z punktu widzenia najkorzystniejszych warunków pracy fazowników. Zwrócono uwagę na zmiany sił, jakie działają na ostrze w różnych cyklach pracy fazownika. Wyznaczono wartości sił skrawania, jakie mogą wystąpić podczas kształtowania krawędzi przedmiotów. W analizach uwzględniano także działające siły odśrodkowe oraz zmianę sił odkształceń sprężystych elementów napinających ostrze.

Słowa kluczowe: fazowanie krawędzi, skrawanie, fazowniki, projektowanie narzędzi

1. Wprowadzenie

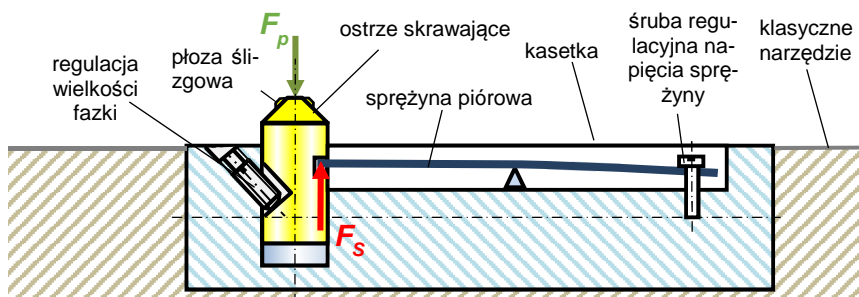
Nowoczesne narzędzia skrawające pozwalają na usprawnienie procesu wytwarzania dzięki swojej zwiększonej trwałości, uniwersalności lub rozszerzonej funkcjonalności [1]. Zadaniem projektowanego fazownika samoczynnego jest wykonanie poprawnej fazy na wejściu i wyjściu z otworu. W konstrukcji przedstawianego narzędzia dużą rolę odgrywa bilans sił działających na jego ostrze

³ Autor do korespondencji/corresponding author: Piotr Cichosz, Politechnika Wrocławska, ul. Łukasiewicza 5, 50-371 Wrocław, tel.: 71 3202157, e-mail: piotr.cichosz@pwr.edu.pl

^{1,2} Mikołaj Kuzinovski; Mite Tomov, University in Skopje, Republic of Macedonia, e-mail: mikolaj.kuzinovski@mf.edu.mk; mite.tomov@mf.edu.mk

^{4,5,6,7,8} Paweł Karolczak; Maciej Kowalski; Marek Kołodziej; Hubert Skowronek; Kamil Waszczuk, Politechnika Wrocławska, e-mail: pawel.karolczak@pwr.edu.pl; maciej.kowalski@pwr.wroc.pl; marek.kolodziej@pwr.edu.pl; hubert.skowronek@pwr.edu.pl; kamil.waszczuk@pwr.edu.pl

skrawające. Ich poprawna analiza jest niezbędna w celu prawidłowego dobrania elementu sprężystego o najkorzystniejszych właściwościach. W tego typu rozwiązaniach można spotkać sprężyny śrubowe, talerzowe oraz piórowe. Rozwiązania te zostały szczegółowo opisane w pracach [1-3]. Przykładową konstrukcję fazownika ze sprężyną piórową zaprezentowano na rys. 1. Można ją zamocować bezpośrednio w korpusie narzędzia bądź poprzez kasetkę.



Rys. 1. Kasetka z fazownikiem samoczynnym ze sprężyną piórową, mocowana wewnątrz klasycznego narzędzia skrawającego

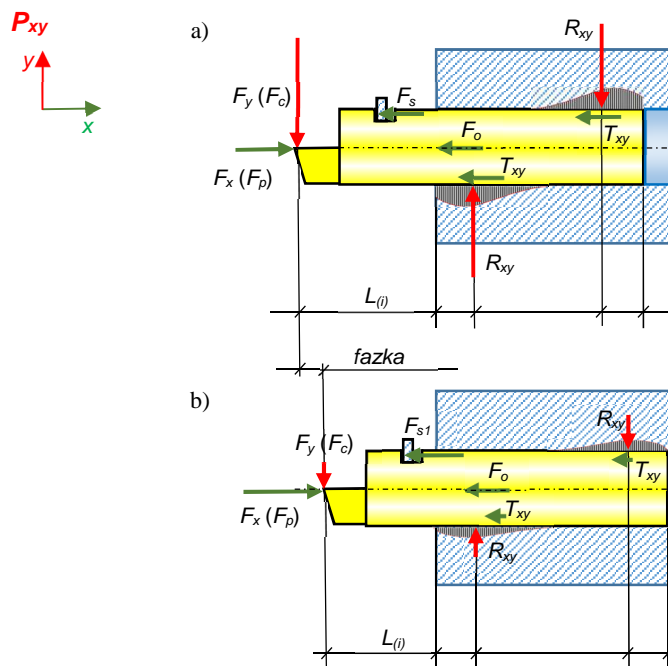
Fig. 1. Cassette of self-bevelling tool with flat spring, installed inside of the classic cutting tool

Konstrukcja fazownika zakłada odpowiednią geometrię ostrza skrawającego zintegrowanego z płozą ślizgową [2, 4]. Ostrze wykonuje fazę na wejściu otworu, aż do chwili osiągnięcia jej żądanego wymiaru. Następnie wsuwa się do wnętrza kasetki dzięki płozie ślizgowej, która opiera się na wykonanej fazie i proces kształtowania zostaje przerwany. Po wyjściu narzędzia z drugiej strony otworu, a następnie jego wycofywaniu, w analogiczny sposób może być wykonywana faza na wylocie otworu. W opisywanym rozwiązaniu sprężyna piórowa wywiera siłę na ostrze skrawające, zapewniając jego docisk do powierzchni obrabianej. Siła docisku może być regulowana do wymaganej wartości za pomocą śruby. Wartość tej siły zależy w głównej mierze od rodzaju obrabianego materiału i wielkości fazy.

2. Analiza rozkładu sił oddziałujących na ostrze skrawające fazownika

Rozkład sił działających na segment z ostrzem skrawającym jest bardziej skomplikowany niż sugeruje to rys. 1. W rzeczywistości segment ten stanowi swego rodzaju belkę o przekroju okrągłym, suwliwie osadzoną w otworze. Działają na nią siły, które w uproszczeniu można rozłożyć na składowe zgodnie z układem kartezjańskim. Największe trudności sprawia wyznaczenie sił tarcia. Co prawda siła tarcia, w pewnym uproszczeniu, zależy od siły normalnej i współ-

czynnika tarcia, jednak wyznaczenie siły normalnej do powierzchni trących oraz miejsca jej przyłożenia nie jest łatwe (rys. 2).



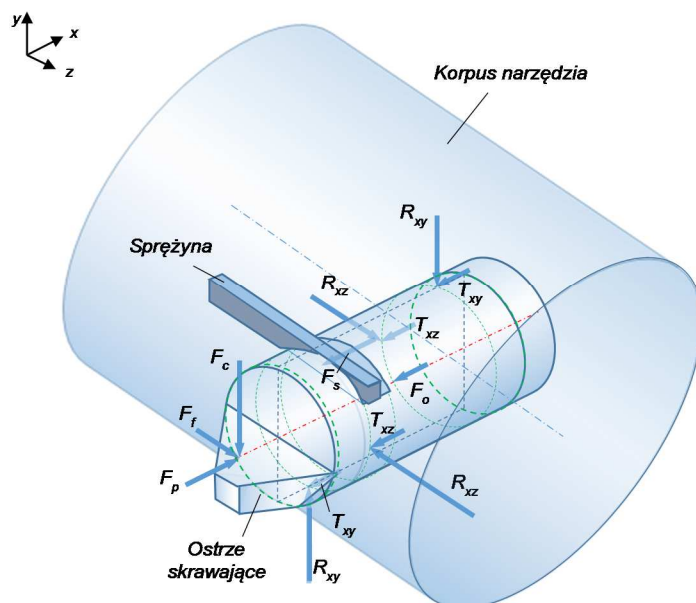
Rys. 2. Schematyczny rozkład sił działających w płaszczyźnie P_{x-y} na segment z ostrzem: a) stan z końcowego stadium kształtowania fazy, b) stan po wycofaniu ostrza

Fig. 2. Schematic of distribution of forces acting on cutter in P_{x-y} plane: a) state of the last stage of beveling, b) state after cutter reverse move

Siły reakcji gniazda, np. w płaszczyźnie P_{xy} , nie są przyłożone punktowo, lecz w wyniku istnienia luzów oraz odkształceń sprężystych powierzchni stykowych mają pewien rozkład. Ponadto wartość sił reakcji, a co za tym idzie i sił tarcia, zależy od wysunięcia ostrza z gniazda. Im jest ono większe, tym przy tej samej sile skrawania F_c moment utwierdzenia musi być większy. Na przedstawiony rozkład sił nakłada się jeszcze rozkład sił w płaszczyźnie P_{xy} . Wszystko to sprawia, że bilans sił wzdłuż osi x ulega zmianom, trudnym do dokładnego określenia. Siły działające na segment z ostrzem skrawającym, w pewnym uproszczeniu, przedstawiono w chwili końcowego stadium kształtowania fazy na rys. 2a oraz po wycofaniu ostrza za pomocą płozy ślizgowej na rys. 2b. W celu określenia wymagań stawianych elementowi sprężystemu zastosowanemu w konstrukcji fazownika niezbędne jest przeanalizowanie w układzie przestrzennym rozkładu sił działających na ostrze, a zatem pośrednio także na samą sprężynę. Na rysun-

ku 3 przedstawiono siły działające na przesuwny element z ostrzem skrawającym w końcowym stadium kształtowania fazy. Są to:

- siła skrawania F_c ,
- siła odporowa F_p ,
- siła posuwowa F_f ,
- siła odśrodkowa F_o (występuje, jeśli narzędzie wykonuje ruch obrotowy),
- siły tarcia $T_{x,y}$, $T_{x,z}$,
- siła oddziaływania sprężyny na ostrze F_s ,
- siły reakcji korpusu na element z ostrzem R_{xy} , R_{xz} ,
- siły na płoście ślizgowej $F_{fp(x,y)}$, $F_{fp(x,z)}$ (występują po zakończeniu wykonywania fazy i wycofaniu ostrza).



Rys. 3. Schemat rozkładu sił oddziałujących na ostrze skrawające fazownika

Fig. 3. Scheme of distribution of forces acting on the cutting edge of bevelling tool

Aby fazownik działał prawidłowo, siła sprężyny F_s oddziałująca na ostrze musi być większa od sumy wszystkich sił działających podczas skrawania wzdłuż osi x :

$$F_s > F_p - F_o + (T_{xy} + T_{xz}) \quad (1)$$

W chwili gdy płoza ślizgowa zacznie się opierać o wykonaną fazę, ostrze cofa się, znikają siły skrawania, a pojawiają się siły F_{fp} oddziaływania fazy na płoze ślizgową [2]. Aby ostrze mogło się cofnąć, przerywając proces skrawania, siła F_s , z jaką oddziaływała do tej pory sprężyna na ostrze, musi być pokonana przez składową wypadkowej sił F_{fp} działającej wzdłuż osi x :

$$F_{fp} > F_{s1} + F_o + (T_{xy} + T_{xz}) \quad (2)$$

Trzeba też pamiętać, że siła F_s ulegnie zwiększeniu do F_{s1} , ponieważ wzrośnie ugięcie tej sprężyny w porównaniu z tym, jakie było potrzebne, aby wyrzucić siłę F_s przy maksymalnym wysunięciu ostrza. Z kolei siły tarcia $T_{x,y}$, $T_{x,z}$ zmniejszą się, bowiem – wobec zaniku sił skrawania F_c i F_p – zmniejszą się siły utwierdzenia ostrza R_{xy} , R_{xz} w gnieździe kasetki.

3. Dobór sprężyny piórowej

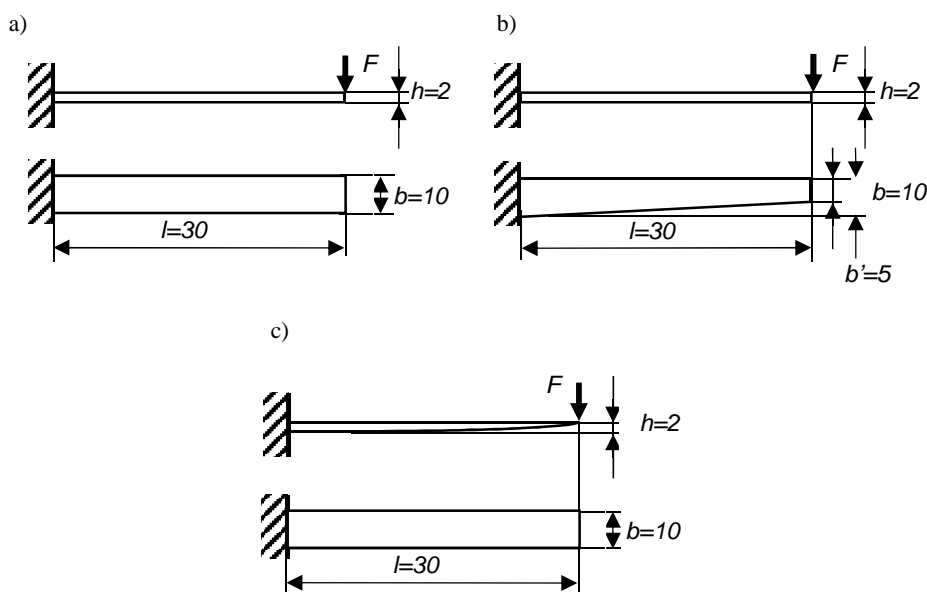
Sprężyna piórowa do napinania ostrza skrawającego w fazowniku powinna zapewnić przemieszczenie go o 3 mm, tak aby mogło się ono całkowicie schować w obrysie narzędzia po wykonaniu fazy. Wartość tego przemieszczenia wynika z zakładanej maksymalnej wielkości kształtowania fazy. Jednocześnie przy takiej wartości ugięcia sprężyny nie może zostać przekroczona jej maksymalna wytrzymałość na zginanie, aby nie nastąpiło jej odkształcenie plastyczne.

Przy długości sprężyny (wykonanej ze stali sprężynowej C67S) około $l = 30$ mm, szerokości $b = 7$ mm i grubości $h = 2$ mm strzałka ugięcia wyniesie 1,5 mm dla siły obciążającej 500 N. Jest to maksymalna wartość siły odpowiadająca wynikom prób skrawaniowych przeprowadzonych w zakładanych warunkach pracy fazowników. Wartość ugięcia jest więc dwukrotnie mniejsza od wymaganej. Ponadto wartość maksymalnego naprężenia

$$\sigma_{max} = \frac{M}{W} = \frac{6 \cdot F_{max} \cdot l}{b \cdot h^2} \quad (3)$$

Dla przytoczonych wcześniej danych $\sigma_{max} = 2389$ MPa. Jest to wartość przekraczająca dopuszczalne naprężenia $\sigma_{dop} = 1500$ MPa dla stali sprężynowej C67S, z której wykonano sprężynę.

Kształt sprężyny można zoptymalizować, zmieniając pole jej przekroju poprzecznego wzdłuż długości sprężyny. Można na przykład zastosować sprężynę o zmiennej szerokości w kształcie trapezu lub o zmiennej grubości o kształcie parabolicznym. Taka zmienna geometria powoduje, w przybliżeniu równomierną, koncentrację naprężeń na całej jej długości i jednocześnie zmienia sztywność sprężyny, umożliwiając uzyskanie większej wartości strzałki ugięcia bez przekraczania granicy plastyczności materiału. Na rysunku 4 zostały przedstawione kształty sprężyn brane pod uwagę do zastosowania w fazowniku samoczynnym.



Rys. 4. Warianty sprężyn brane pod uwagę w konstrukcji fazownika: a) sprężyna płaska, b) sprężyna trapezowa, c) sprężyna paraboliczna

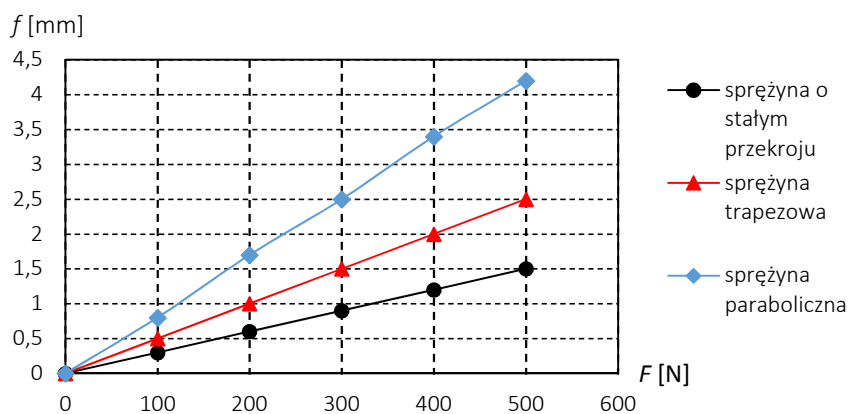
Fig. 4. Springs variants considered in the construction of the bevelling tool: a) flat spring, b) trapezoid spring, c) parabolic spring

Zależność strzałki ugięcia tych sprężyn od siły odporowej F_p wywieranej na ostrze skrawające można wyznaczyć ze wzoru [5]:

$$f = q \frac{l^3}{bh^3} \frac{F}{E} \quad (4)$$

gdzie q – współczynnik zależny od kształtu sprężyny, wynoszący 4 dla sprężyny o stałym przekroju prostokątnym, 8 dla sprężyny o kształcie parabolicznym oraz $4 \cdot [3/(2 + \frac{b'}{b})]$ dla sprężyny o kształcie trapezu.

Zależności te zostały przedstawione na rys. 5. Można zauważyć, że wszystkie charakterystyki są liniowe, lecz o różnym kącie pochylenia. Z punktu widzenia pracy fazownika najkorzystniejsza byłaby taka sprężyna, która podczas wycofywania ostrza powodowałaby możliwie małe przyrosty sił. Największą podatnością na odkształcenia wyróżnia się sprężyna o kształcie parabolicznym, jednak jest ona bardzo trudna do wykonania. Z tego powodu w pierwszej kolejności zdecydowano się na zastosowanie sprężyny o kształcie trapezowym, również charakteryzującej się dość równomiernym rozkładem naprężeń oraz zadowalającym ugięciem, które na dodatek nie powoduje przekroczenia jej maksymalnej wytrzymałości. Maksymalne naprężenie dla przyjętych jej wymiarów wyniosło $\sigma_{max} = 1440$ MPa.



Rys. 5. Wartości ugięcia sprężyn o różnych kształtach w funkcji siły na nie wywieranej

Fig. 5. Values of deflection of different types of springs under the influence of force

4. Podsumowanie

Z opisanych rozważań, a także analiz przedstawionych w pracy [4] wynika, że dobór odpowiedniego typu oraz kształtu elementu sprężystego jest złożonym zadaniem. Uzyskanie kompromisu pomiędzy dostateczną sztywnością, wytrzymałością i sprężystością wymaga zastosowania bardziej skomplikowanej geometrii sprężyn płaskich lub niekiedy zestawów sprężyn, jak w przypadku sprężyn talerzowych opisywanych w artykule [4].

Literatura

- [1] Cichosz P., Kuzinovski M.: Metody wykonywania fazek i gratowania krawędzi, *Mechanik*, 84 (2011) 674-681.
- [2] Cichosz P.: Kasetka z ostrzem do samoczynnego wykonywania fazek, Patent PL 213332, Zgłoszono 14.09.2009, udzielono patentu 28.02.2013.
- [3] Cichosz P., Kuzinovski M., Szymański W.: Możliwości kształtowania fazek i gratowania krawędzi narzędziami z ostrzami sprężystymi, *Obróbka skrawaniem – współczesne problemy*, Bogdan Kruszyński (red.), 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.
- [5] Matek W., Muhs D., Wittel H., Becker M.: *Rolff/Matek Maschinenelemente*, Frider Vieweg&Sohn Verlagsgesellschaft GmbH, Braunschwig/Wiesbaden 1994.

ANALYSIS OF CUTTING FORCES DISTRIBUTION ON CUTTING EDGE OF ELASTIC CHAMFERING TOOL

Summary

The article presents an analysis of an influence of the distribution of forces acting on the cutting edge in self-acting chamfering tools. The various types of flat springs for tensioning the blade were taken into consideration. The factors influencing the susceptibility characteristics of springs were presented. The guidelines for selection of the most favorable spring variants from the point of view of the most favorable chamfering tools working conditions were elaborated. Attention was drawn to the changes in the forces that act on the blade in the various phases of chamfering. The values of the cutting forces that can occur when shaping the edges of objects were determined. The analyzes also included active centrifugal forces and the change of forces due to the elastic deformation of the elements tensioning blade.

Keywords: edges bevelling, cutting process, bevelling tools, tools design

DOI: 10.7862/rm.2017.31

Otrzymano/received: 12.07.2017

Zaakceptowano/accepted: 22.09.2017

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



Adrian NOSOL¹
Marian BARTOSZUK²
Przemysław WINIARSKI³

BADANIA ENERGOCHŁONNOŚCI PROCESU TOCZENIA WSTECZNEGO COROTURN PRIME

Powszechnie wiadomo, że pozycja wytwórcy części maszyn na rynku jest uzależniona od jakości i ceny produkowanych przez niego elementów. W celu obniżenia kosztów produkcji, a co za tym idzie zwiększenia swojej konkurencyjności przemysł maszynowy szuka energooszczędnych strategii obróbki. Jako przykład takiego podejścia można przytoczyć strategię toczenia wstecznego CoroTurn PRIME. Jednak nie każda nowość niesie ze sobą obniżenie kosztów wytwarzania. Z tego powodu autorzy postanowili zająć się tym zagadnieniem. Niniejszy artykuł przedstawia badania energochłonności toczenia wstecznego przeprowadzonego na tokarce konwencjonalnej. Badaniom poddano przypadek toczenia wykończeniowego.

Słowa kluczowe: toczenie, strategia obróbki, pobór mocy, toczenie wsteczne

1. Wprowadzenie

W dobie silnej konkurencji na rynku producentów części maszyn o pozycji przedsiębiorcy decyduje cena produktu i jego jakość. Aby zwiększyć konkurencyjność, poza utrzymaniem dobrej jakości produktu szuka się oszczędności, które można uzyskać dzięki zmniejszeniu energochłonności procesów. Realizuje się to głównie przez optymalizację ruchów maszyny (skrócenie drogi dojazdu narzędzia) oraz ograniczenie czasu operacji przezbrajania maszyny [5]. Obecnie poszukuje się nowych rozwiązań, związanych z minimalizacją poboru mocy. Bardzo energochłonne operacje technologiczne zastępuje się innymi, które nie wymagają tak dużego nakładu energetycznego. Jako przykład takich działań można podać zastępowanie operacji szlifowania przez nagniatanie [2]. Poszukiwanie nowych strategii obróbki może być nowym kierunkiem badań mających na celu zmniejszenie energochłonności procesów skrawania.

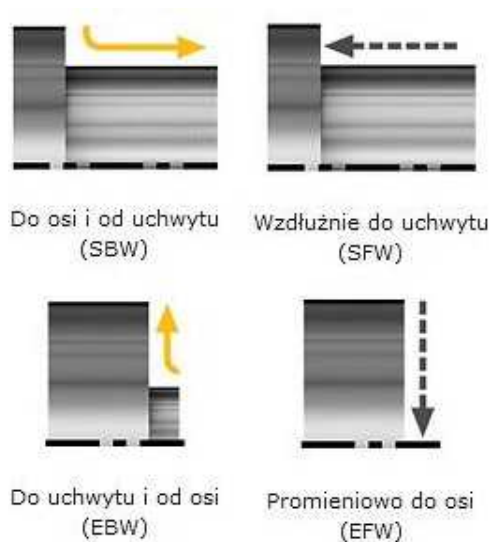
Warto zauważyć, że niedawno wiodący producent narzędzi skrawających wypuścił na rynek nową grupę narzędzi do toczenia, które umożliwiają prowa-

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Adrian Nosol, Politechnika Opolska, 45-272 Opole, ul. Sosnkowskiego 31, tel.: +48 77 449 8672, 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

dzenie obróbki „wstecznej”. Według wskazań wytwórcy narzędzia te mogą pracować zarówno w układzie konwencjonalnym (toczenie od konika do uchwytu), jak i przy obróbce wstecznej (toczenie od uchwytu do konika). Ideę toczenia wstecznego pokazano na rys. 1.



Rys. 1. Graficzne porównanie kinematyki toczenia konwencjonalnego i wstecznego [3]

Fig. 1. Graphical comparison of kinematics of conventional and reverse turning [3]

Wielką zaletą tak prowadzonej obróbki jest oszczędność na przejazdach jałowych maszyny. W konsekwencji powinna się zmniejszyć ogólna energochłonność całego procesu. Z uwagi na fakt, że literatura nie podaje żadnych informacji dotyczących tego zagadnienia, autorzy postanowili zbadać ten aspekt. Ogólnie wiadomo, że w praktyce dominują trzy strategie obróbki toczeniem:

- toczenie ze stałą głębokością skrawania – przypadek toczenia konwencjonalnego,
- toczenie ze zmienną głębokością skrawania – przyczyniające się do zwiększenia trwałości ostrza,
- toczenie wsteczne (CoroTurn PRIME) – strategia wpływająca na zmniejszenie czasu trwania i energochłonności procesu oraz na polepszenie stereometrii powierzchni.

Strategia toczenia CoroTurn PRIME jest jeszcze nowym i mało znanym sposobem prowadzenia procesu obróbki. W związku z tym autorzy podjęli próbę oszacowania energochłonności tak prowadzonego procesu toczenia.

2. Metodyka badań

Do badań przyjęto przypadek toczenia konwencjonalnego narzędziem QS-CP-30AR-2020-11C wyposażonym w ostrze CP-A1104-L5 wykonane z węgla gatunku GC4325. Przyjęte do badań parametry skrawania zestawiono

w tab. 1. Jako materiał obrabiany wybrano stal węglową konstrukcyjną AISI 1045 normalizowaną. Badania zostały zrealizowane na tokarce konwencjonalnej TUM-35D1 ze zmodernizowanym układem napędowym, zapewniającym elastyczną regulację prędkości skrawania. Usytuowanie próbki w przestrzeni roboczej maszyny pokazano na rys. 2.

Tabela 1. Specyfikacja parametrów skrawania

Table 1. Specification of cutting parameters

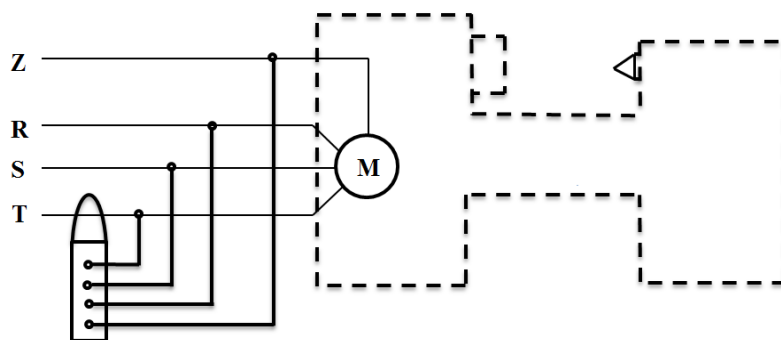
Nr próby	f [mm/obr]	a_p [mm]	v_c [m/min]
1	0,1	0,5	170
2	0,2	0,5	170
3	0,28	0,5	170
4	0,1	0,5	200
5	0,2	0,5	200
6	0,28	0,5	200
7	0,1	0,5	230
8	0,2	0,5	230
9	0,28	0,5	230



Rys. 2. Widok narzędzia i próbki w przestrzeni roboczej maszyny

Fig. 2. The view of the tool and sample in the machine working space

Pomiary konsumpcji energii prowadzono na torze pomiarowym własnej konstrukcji, zbudowanym na bazie przyrządu UT233 firmy UNI-T. Schemat ideowy toru pomiarowego przedstawia rys. 3. W trakcie badań zbierano informacje o napięciu sieci zasilającej U , prądzie I pobieranym przez napęd główny maszyny oraz o wartości przesunięcia fazowego. Wartości energii pozornej, czynnej i biernej wyznaczano z obliczeń – zgodnie z ogólnie znanymi zależnościami.



Rys. 3. Schemat toru pomiarowego

Fig. 3. The diagram of measurement system

3. Wyniki badań i ich analiza

Na podstawie przeprowadzonych badań otrzymano wyniki dla toczenia konwencjonalnego i wstecznego, ale dla parametrów obróbki zmiennych w tym samym zakresie. W tabeli 2 pokazano wyniki dla toczenia konwencjonalnego, natomiast w tab. 3 – dla toczenia wstecznego, uzyskane dla prędkości skrawania wynoszącej 200 m/min.

Tabela 2. Wyniki pomiarów dla toczenia konwencjonalnego; $v_c = 200$ m/minTable 2. The measurement results for the conventional turning; $v_c = 200$ m/min

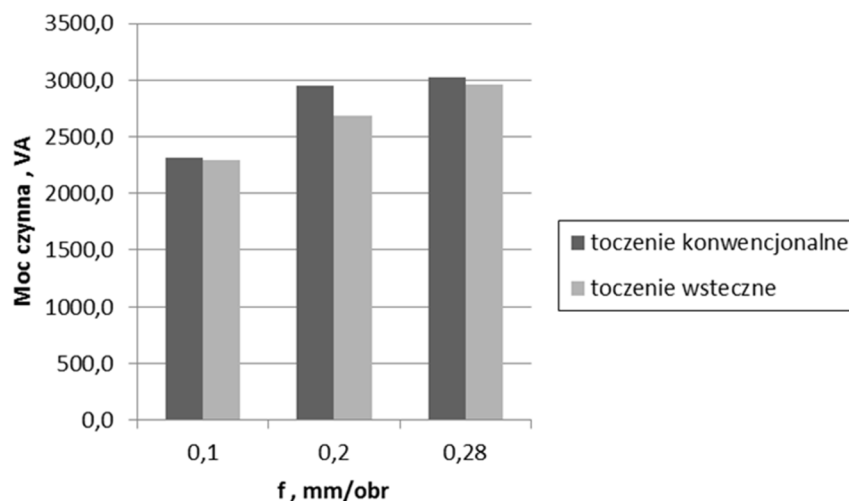
f [mm/obr.]	Moc czynna P [VA]	Moc bierna Q [Var]	Moc pozorna S [W]	R_t [μm]	R_a [μm]
0,10	2316,6	9,2	2316,8	8,25	1,23
0,20	2947,9	2,9	2947,9	13,59	2,48
0,28	3036,1	0,4	3036,1	25,20	4,92

Tabela 3. Wyniki pomiarów dla toczenia wstecznego; $v_c = 200$ m/minTable 3. The results of measurements for reverse turning; $v_c = 200$ m/min

f [mm/obr.]	Moc czynna P [VA]	Moc bierna Q [Var]	Moc pozorna S [W]	R_t [μm]	R_a [μm]
0,10	2293,7	23,9	2294,0	7,18	0,96
0,20	2685,9	4,4	2685,9	12,25	2,35
0,28	2957,2	3,4	2957,2	23,84	4,74

Analizując otrzymane wyniki z obu tabel, można zaobserwować zgodny z przesłankami literaturowymi wzrost poboru mocy czynnej wraz ze wzrostem wartości posuwu, zarówno dla toczenia konwencjonalnego, jak i wstecznego

[1, 4]. Analizując te same wyniki w formie graficznej, łatwo jednak zauważyć mniejszy pobór energii dla toczenia wstecznego w całym zakresie zmienności parametrów skrawania (rys. 4). Największą różnicę (ponad 250 VA) zaobserwowano dla posuwu $f = 0,2$ mm/obr. Różnicę tę można tłumaczyć nieliniowym charakterem zmian przebiegu konsumpcji energii.

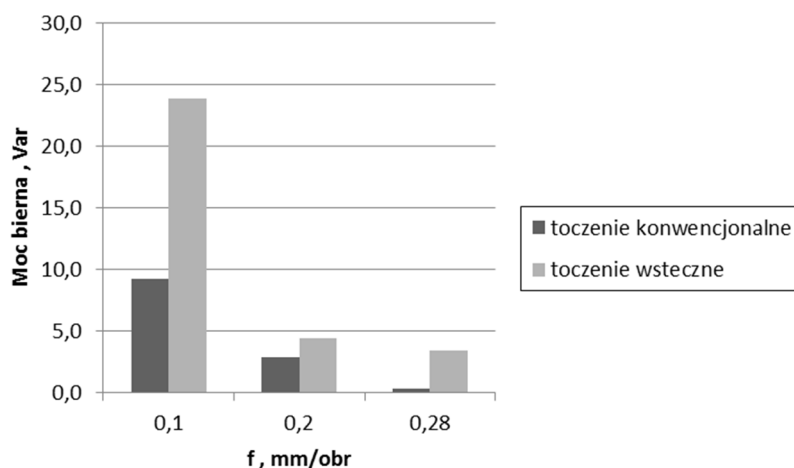


Rys. 4. Porównanie poboru mocy czynnej dla toczenia konwencjonalnego i wstecznego w funkcji posuwu

Fig. 4. The comparison of active power consumption for conventional and reverse turning as a function of feed

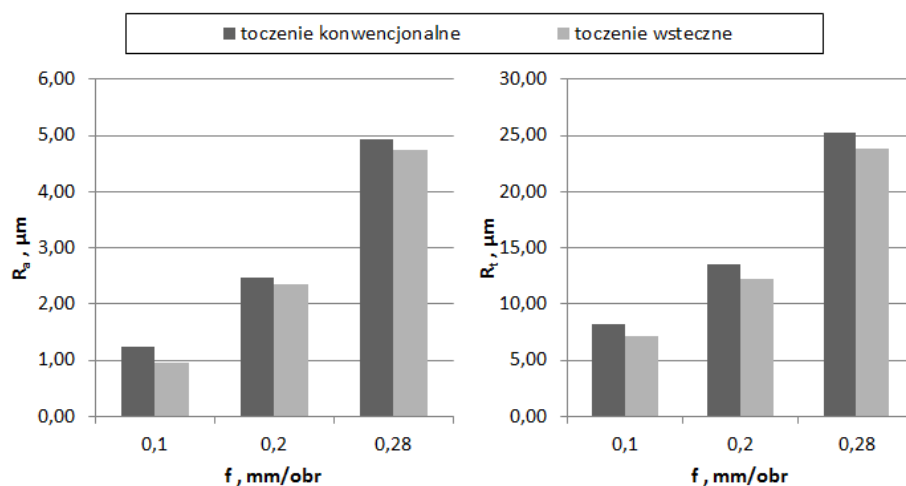
Z kolei analiza konsumpcji mocy biernej wykazuje o wiele bardziej widoczne różnice pomiędzy badanymi strategiami toczenia. Przy toczeniu wstecznym odnotowano znacząco większy pobór energii biernej niż przy toczeniu konwencjonalnym (rys. 5). Dla niektórych przypadków różnica wynosi nawet ponad 100%. Na rysunku 5 zjawisko to ma miejsce dla posuwu $f = 0,1$ mm/obr. W przypadku obydwu badanych strategii obróbki, niezależnie od prędkości skrawania, zauważalny jest jednak spadek poboru mocy biernej wraz ze wzrostem obciążenia maszyny. Przy toczeniu wstecznym spadek poboru mocy biernej jest bardziej intensywny.

Warto również zauważyć, że przy takich samych parametrach obróbki toczenie wsteczne daje mniejszą wartość chropowatości powierzchni w całym badanym zakresie. Parametr R_a dla toczenia wstecznego posiada mniejszą wartość niż przy toczeniu konwencjonalnym o około 10%. Podobnie zmienia się wartość parametru R_t – zmniejsza się o około 12%. Zagadnienie to zobrazowano graficznie na rys. 6.



Rys. 5. Porównanie poboru mocy biernej dla toczenia konwencjonalnego i wstecznego w funkcji posuwu

Fig. 5. The comparison of passive power consumption for conventional and reverse turning as a function of feed



Rys. 6. Porównanie zmian chropowatości powierzchni dla toczenia konwencjonalnego i wstecznego

Fig. 6. The comparison of surface roughness changes for conventional and reverse turning

W świetle przedstawionych faktów łatwo zauważyć, że prezentowane wyniki stanowią jedynie wycinek szerszego założenia badawczego. Jednak już na ich podstawie można stwierdzić, że stosowanie nowych strategii obróbki może być doskonałym narzędziem optymalizacyjnym. W tym celu potrzebne są jednak dalsze szczegółowe badania dla szerszej zmienności parametrów skrawania oraz dla różnych materiałów obrabianych.

4. Podsumowanie

Narzędziami CoroTURN Prime można toczyć konwencjonalnie i wstecznie, ograniczając w ten sposób ruchy pomocnicze maszyny i skracając czas obróbki, a w konsekwencji zmniejszając energochłonność całego procesu. Odpowiednio dobrana dla danego procesu strategia obróbki może przynosić zatem wiele korzyści nie tylko pod względem ekonomicznym, ale również czasowym, wydajnościowym i ekologicznym. Przeprowadzone badania wskazują na możliwość opracowania strategii toczenia, która:

- przyczyni się do skrócenia czasu prowadzenia obróbki,
- wpłynie na bardziej racjonalne zużywanie energii przez minimalizację zapotrzebowania na energię bierną,
- spowoduje mniejszą konsumpcję energii całkowitej (pozornej) zużywanej w procesie produkcyjnym.

Literatura

- [1] Carmita Camposeco-Negrete C.: Optimization of cutting parameters for minimizing energy consumption in turning of AISI 6061 T6 using Taguchi methodology and ANOVA, *J. Cleaner Production*, 53 (2013) 195-203.
- [2] Chudy R., Grzesik W.: Investigation of sequential machining processes in terms of power consumption and surface quality, *J. Machine Eng.*, 16 (2016) 67-74.
- [3] <http://www.sandvik.coromant.com> (dostęp: 29 czerwca 2017 r.).
- [4] Sealy M.P., Liu Z.Y., Zhang D., Guo Y.B., Liu Z.Q.: Energy consumption and modeling in precision hard milling, *J. Cleaner Production*, 135 (2016) 1591-1601.
- [5] Terelak-Tymczyna A., Jardzioch A.: Analiza wpływu planowania procesu produkcyjnego na wykorzystanie maszyn oraz efektywność energetyczną, *Mechanik*, 89 (2016) 1306-1307.

RESEARCH ON ENERGY CONSUMPTION OF REVERSE TURNING PROCESS COROTURN PRIME

Summary

It is well known that the position of the manufacturer of machine parts on the market depends on the quality and price of the components manufactured by them. In order to reduce production costs and thus to increase its competitiveness, the machine industry seeks energy-efficient machining strategies. As an example of this approach, CoroTurn PRIME reverse turning strategy can be cited. However, not every novelty brings with it a reduction in manufacturing costs. For this reason, the authors decided to explore this issue. This paper presents a study on the energy consumption of the reverse turning carried out on conventional lathe. This study involved a case of finishing turning.

Keywords: turning, machining strategy, power consumption, reverse turning

DOI: 10.7862/rm.2017.32

Otrzymano/received: 12.07.2017

Zaakceptowano/accepted: 22.09.2017

Agnieszka SKOCZYŁAS¹
Kazimierz ZALESKI²

BADANIA WYBRANYCH WSKAŹNIKÓW SKRAWALNOŚCI PODCZAS FREZOWANIA STOPU INCONEL 718 NARZĘDZIAMI CERAMICZNYMI

W artykule przedstawiono wyniki badań momentu skrawania i chropowatości powierzchni w procesie frezowania czołowego stopu niklu Inconel 718. W eksperymencie wykorzystano narzędzia monolityczne o średnicy $d = 12$ mm, wykonane z ceramiki SIALON. Badania przeprowadzono przy zmiennych parametrach technologicznych: $a_p = 0,8-1,2$ mm, $v_c = 400-898$ m/min, $f_z = 0,07-0,16$ mm/ostrze. Zauważono, że wzrost posuwu na ostrze f_z i głębokości skrawania a_p powoduje większe wartości momentu skrawania M_c . W zakresie $v_c = 400-732$ m/min następuje spadek wartości momentu skrawania M_c . Parametry chropowatości powierzchni również zależą od warunków obróbki.

Słowa kluczowe: ceramika SIALON, frezowanie, Inconel 718, chropowatość powierzchni, moment skrawania

1. Wprowadzenie

W przemyśle lotniczym na konstrukcje silników lotniczych czy zespołów statków powietrznych z powodzeniem są stosowane trudnoobrabialne materiały, takie jak stal nierdzewna, stopy tytanu czy stopy niklu [8]. Stopy niklu są wykorzystywane w lotnictwie od lat 60. ubiegłego wieku, co było spowodowane intensywnym rozwojem metalurgii tej grupy materiałów. Produkuje się je głównie w postaci blach walcowanych, prętów, odlewów precyzyjnych, odkuwek, co umożliwia zastosowanie ich na elementy maszyn, gdzie najbardziej istotną rolę odgrywa żarowytrzymałość i żaroodporność. Stopy niklu znajdują zastosowanie zwłaszcza do budowy komór spalania oraz turbin i wylotów spalin. Najczęściej stosowanymi gatunkami stopów niklu są materiały z grup Inconel, Nimonic, Udimet [5].

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Agnieszka Skoczylas, Politechnika Lubelska, ul. Nadbystrzycka 36, 20-618 Lublin, tel.: 81 53 4707, e-mail: a.skoczylas@pollub.pl

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

Jednym z dominujących stopów niklu na rynku lotniczym jest stop Inconel 718, który stanowi ponad połowę wszystkich superstopów używanych do budowy silników [5]. Inconel 718 to utwardzany wydzieleniowo stop niklu o doskonałej odporności na korozję w wielu mediach, odporności na pełzanie, podatności na kucie i odlewanie oraz o dobrej spawalności [5, 13]. Wyjątkowe właściwości stopu Inconel 718 sprawiają, że należy on do materiałów trudnoobrabialnych. Zawartość twardych faz węglkowych w strukturze krystalicznej przyspiesza zużywanie się ostrza podczas obróbki. Niska przewodność cieplna utrudnia odprowadzanie ciepła ze strefy obróbki, a wysoka wytrzymałość na rozciąganie uniemożliwia stosowanie dużych głębokości skrawania [4, 6, 12]. Ze względu na swoje specyficzne właściwości obróbka stopu niklu Inconel 718 wymaga odpowiedniego doboru parametrów i warunków technologicznych oraz materiału narzędziowego.

Prędkość skrawania wpływa istotnie na przebieg obróbki i jakość powierzchni obrobionej. Wzrost prędkości skrawania prowadzi do spadku chropowatości powierzchni do pewnej wartości minimalnej [13, 16], a z drugiej strony powoduje wzrost temperatury skrawania oraz intensywne zużywanie się powierzchni przyłożenia narzędzia, co może powodować pogorszenie jakości powierzchni [13, 16]. Mechanizmami zużycia ostrza dominującymi podczas frezowania szybkościowego stopu Inconel 718 są: ścieranie, adhezja, łuszczenie oraz mikropęknięcia [13]. Składowe całkowite siły skrawania zależą od parametrów technologicznych obróbki. Wzrost prędkości skrawania przekłada się na spadek wartości siły, przy czym po przekroczeniu wartości minimalnej następuje jej wzrost. Wiąże się to z występowaniem zjawiska „przywierania” wiórów do powierzchni obrabianej, a tym samym wzrostem objętości materiału akumulującego ciepło [3, 10].

Autorzy publikacji [13] analizowali wpływ prędkości skrawania na siły skrawania. Najmniejsze wartości siły zostały uzyskane dla prędkości v_c powyżej 1000 m/min. W pracy [16] badano wpływ prędkości skrawania i materiału ostrza na wartość siły wypadkowej. W badaniach zastosowano płytki z różnych materiałów ceramicznych. Zauważono, że wraz ze wzrostem prędkości v_c w zakresie 500-900 m/min siła spada, natomiast po przekroczeniu $v_c = 900$ m/min wartość siły zaczyna gwałtownie rosnać.

Alauddin i inni [1] w swojej pracy badali wpływ głębokości skrawania i posuwu na wartość składowych sił skrawania. Autorzy zauważyli, że wzrost analizowanych parametrów technologicznych powoduje wzrost obciążenia ostrza skrawającego, co prowadzi do większych wartości składowych sił skrawania.

Zastosowanie chłodzenia i smarowania w postaci zalewowej lub metodami MQL (Minimum Quantity Lubrication) oraz MQCL (Minimum Quantity Cooling Lubrication) podczas obróbki powoduje wzrost trwałości ostrza. Wykorzystując metodę MQCL, uzyskuje się zmniejszenie siły przy skrawaniu, co jest spowodowane mniejszym tarciem w układzie narzędzie – wiór oraz narzędzie – przedmiot obrabiany [15].

Poza parametrami technologicznymi na przebieg procesu obróbki stopu Inconel 718 wpływa rodzaj i geometria ostrza. Według autorów pracy [11] do obróbki z wysokimi prędkościami skrawania są zalecane ceramiczne płytki o ujemnym kącie natarcia lub ceramiczne okrągłe płytki z powłoką naniesioną metodą PVD. Zastosowanie płytek węglkowych, z powłoką lub bez powłoki, oraz narzędzi jednolitych z węglków spiekanych do obróbki stopu niklu wiąże się z koniecznością stosowania prędkości skrawania z zakresu od 24 m/min do 100 m/min [1, 7, 9, 15] oraz niewielkich przekrojów warstwy skrawanej $a_p = 0,3-2,0$ mm i $f_z = 0,04-0,16$ mm/ostrze [1-3, 13].

Wiele publikacji wykazuje [8, 13, 16], że wydajną i efektywną obróbkę stopu Inconel 718 można przeprowadzić, stosując okrągłe płytki ceramiczne, przy czym konieczne są wysokie prędkości skrawania z zakresu $v_c = 500-3000$ m/min. Słabą stroną wykorzystania okrągłych płytek, ze względu na wysokie prędkości skrawania, do obróbki stopów niklu jest powstawanie naprężeń w warstwie wierzchniej (niedopuszczalnych w przypadku części lotniczych), które są naprężeniami rozciągającymi. Stanowi to ograniczenie wykorzystania tej odmiany płytek skrawających.

Na podstawie przeprowadzonego przeglądu literatury należy zauważyć, że brak jest opracowań, które przedstawiałyby wykorzystanie frezów trzpieniowych jednolitych, wykonanych z materiałów ceramicznych, do obróbki stopów niklu. Obecnie stosuje się narzędzia składane z okrągłymi płytkami. Za zasadne uznano zatem przeprowadzenie badań wpływu parametrów technologicznych frezowania stopu Inconel 718 jednolitymi frezami ceramicznymi na wartość momentu skrawania M_c oraz parametry chropowatości powierzchni.

2. Metodyka badań

W badaniach zastosowano prostopadłościennie próbki ze stopu niklu Inconel 718, którego skład chemiczny i wybrane właściwości przedstawiono w tab. 1. Próby frezowania czołowego zostały przeprowadzone na pionowym centrum frezarskim Avia VMC 800 HS, znajdującym się w Katedrze Podstaw Inżynierii Produkcji Politechniki Lubelskiej. Jako narzędzia użyto frezów cztero-ostrzowych jednolitych firmy Mitsubishi (oznaczenie C: 4SRBD1200R150) o średnicy $d = 12$ mm z promieniem zaokrąglenia naroża $r_e = 1,5$ mm. Narzędzia były wykonane z ceramiki SIALON. Proces frezowania współbieżnego był realizowany na sucho.

Proces obróbki został zrealizowany dla następujących parametrów technologicznych:

- prędkość skrawania $v_c = 400-893$ m/min,
- prędkość posuwu $v_f = 5440-12433$ mm/min,
- głębokość skrawania $a_p = 0,8-2$ mm,
- szerokość frezowania $a_e = 7$ mm.

Tabela 1. Skład chemiczny i wybrane właściwości stopu niklu Inconel 718 [5]

Table 1. Chemical composition and selected properties of nickel-based alloy Inconel 718 [5]

Skład chemiczny [%]						
Mo	Ti	C	Si	Cr	Fe	
2,8-3,3	0,65-1,15	0,08	0,35	17-21	11,16-22,5	
Co	Nb (+Ta)	Al	Mn	B	Cu	Ni
1	4,75-5,5	0,2-0,8	0,35	0,006	0,3	reszta
Wytrzymałość na rozciąganie [MPa]				1400		
Granica plastyczności [MPa]				864		
Moduł Younga [GPa]				205		
Twardość [HB]				350-450		

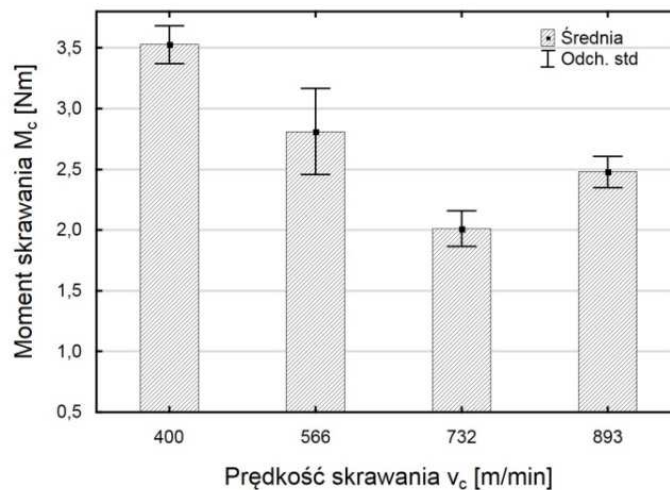
Pomiar momentu skrawania M_c przeprowadzono za pomocą siłomierza obrotowego Kistler 9125A, który był zestawiony w torze pomiarowym ze wzmacniaczem 5237A1/A2 oraz modułem do akwizycji danych pomiarowych DAQ 5697A. Siłomierz pracował w maksymalnym zakresie pomiarowym przy momencie skrawania równym ± 50 Nm.

Pomiary chropowatości powierzchni i topografii 3D wykonano za pomocą urządzenia T8000RC 120-140 firmy Hommel-Etamic.

3. Wyniki badań

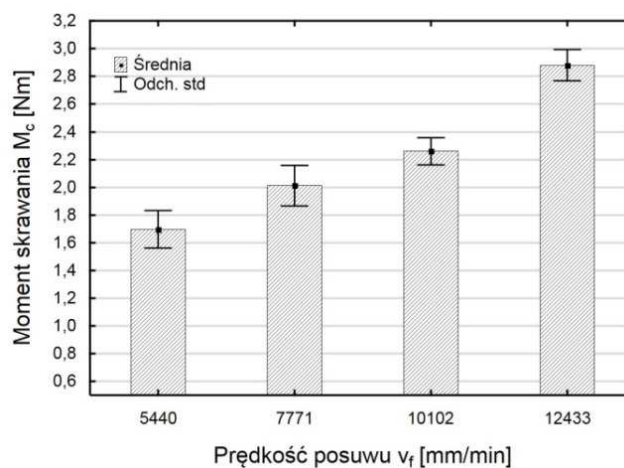
Opierając się na przebiegach czasowych momentu skrawania, sporządzono wykresy ilustrujące wpływ parametrów technologicznych na badaną zmienną. Na rysunku 1 przedstawiono wpływ prędkości skrawania na moment skrawania M_c . Analizując uzyskane wyniki, można zauważyć, że w zakresie $v_c = 400-732$ m/min następuje spadek momentu skrawania. Jest to związane z prawdopodobnym wzrostem temperatury w strefie ścinania, co prowadzi do obniżenia twardości materiału i wytrzymałości w tej strefie [13]. Tymczasem narzędzie ceramiczne pozostaje stabilne i zachowuje swoje zdolności skrawne mimo podwyższonej temperatury, co umożliwia realizację „poprawnej” pracy skrawania [14].

Przy prędkości skrawania z przedziału $v_c = 732-893$ m/min następuje niewielki wzrost momentu skrawania, prawdopodobnie z powodu wzrostu temperatury w strefie skrawania, co przekłada się na wzrost zużycia ostrza [16]. Jak wiadomo [8], obróbka płytką zużytą generuje większe wartości składowych siły skrawania, co wpływa na większy moment skrawania M_c . Wzrost prędkości posuwu oraz głębokości skrawania przekłada się na większe wartości momentu skrawania M_c (rys. 2 i 3). Większe wartości posuwu na ostrze f_z oraz głębokości skrawania a_p powodują zwiększenie pola poprzecznego przekroju warstwy skrawanej, co przekłada się na wartość siły, a tym samym momentu skrawania M_c .



Rys. 1. Wpływ prędkości skrawania v_c na moment skrawania M_c ($v_f = 7771$ mm/min, $a_p = 1,2$ mm)

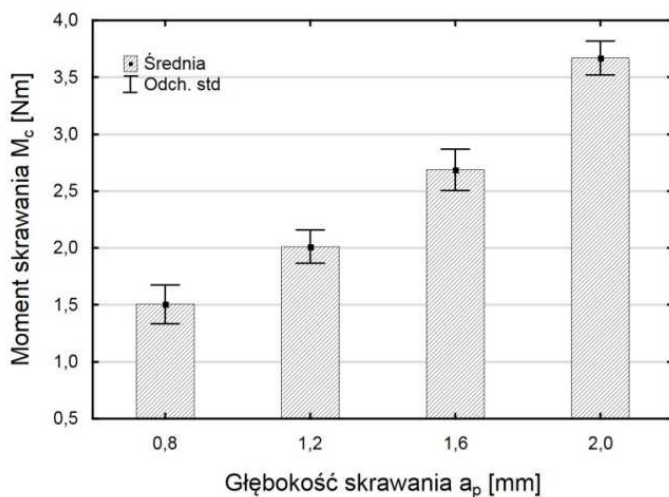
Fig. 1. Effect of cutting speed v_c on cutting torque M_c ($v_f = 7771$ mm/min, $a_p = 1.2$ mm)



Rys. 2. Wpływ prędkości posuwu v_f na moment skrawania M_c ($v_c = 732$ m/min, $a_p = 1,2$ mm)

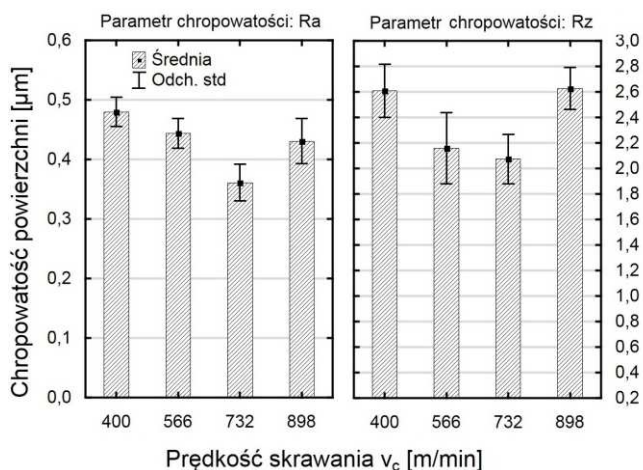
Fig. 2. Effect of feed rate v_f on cutting torque M_c ($v_c = 732$ m/min, $a_p = 1.2$ mm)

Dla momentu skrawania M_c (rys. 3) uzyskano prawie liniowy wzrost w funkcji głębokości skrawania. Wzrost głębokości skrawania powoduje, że każde ostrze narzędzia usuwa coraz większą ilość materiału, co skutkuje większym oporem ze strony materiału obrabianego.



Rys. 3. Wpływ głębokości skrawania a_p na moment skrawania M_c ($v_c = 732$ m/min, $v_f = 7771$ mm/min)

Fig. 3. Effect of deep of cut a_p on cutting torque M_c ($v_c = 732$ m/min, $v_f = 7771$ mm/min)



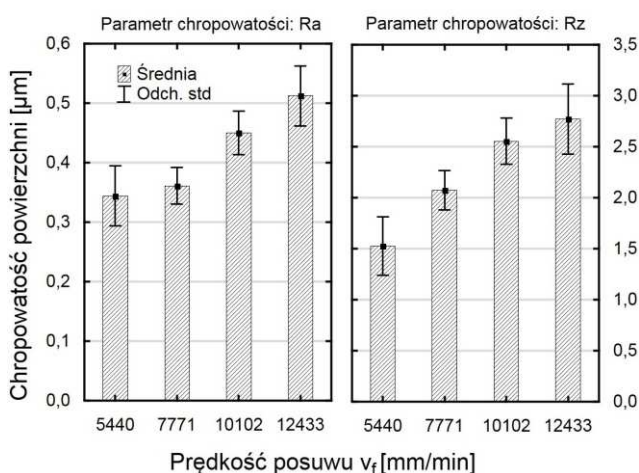
Rys. 4. Wpływ prędkości skrawania na parametry chropowatości powierzchni R_a i R_z ($v_f = 7771$ mm/min, $a_p = 1,2$ mm)

Fig. 4. Effect of cutting speed on surface roughness parameters R_a and R_z ($v_f = 7771$ mm/min, $a_p = 1.2$ mm)

Wyniki badań wskazują, że parametry technologiczne wpływają na chropowatość powierzchni. Rysunek 4 przedstawia wpływ prędkości skrawania na parametry chropowatości R_a i R_z . Analizując wpływ v_c na chropowatość powierzchni, można zauważyć, że w zakresie $v_c = 400-732$ m/min następuje spadek

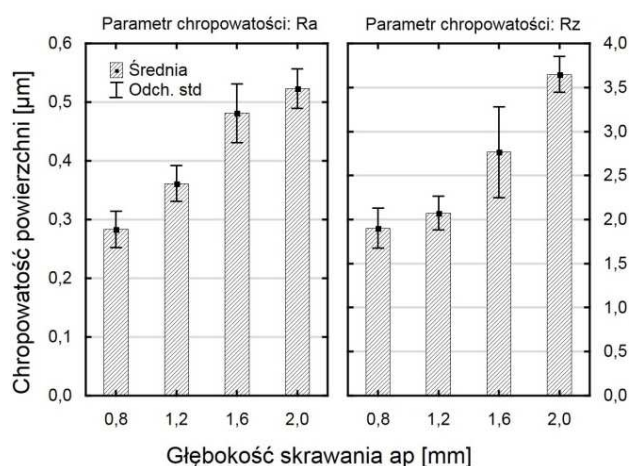
chropowatości powierzchni. Może to być spowodowane występowaniem mniejszych wibracji układu obróbkowego dla mniejszych wartości sił, co przekłada się na mniejszą chropowatość powierzchni. Po przekroczeniu prędkości skrawania $v_c = 732$ m/min parametry chropowatości powierzchni zaczynają rosnąć. Uzyskany rozkład parametrów chropowatości powierzchni Ra i Rz w funkcji prędkości skrawania jest zbliżony z wynikami pracy [16].

Wzrost wartości posuwu na ostrze powoduje powstawanie śladów mikronierówności w większych odległościach, co zwiększa chropowatość powierzchni (rys. 5). W zakresie prędkości posuwu $v_f = 5440$ - 7771 mm/min brak jest jednoznacznego wpływu analizowanego parametru technologicznego na parametr chropowatości powierzchni Ra . Prawdopodobnie zaistniałe zjawisko wiąże się z dużymi odkształceniami sprężystymi materiału obrabianego dla danego zakresu prędkości posuwu. Na rysunku 6 przedstawiono wpływ głębokości skrawania na parametry chropowatości powierzchni Ra i Rz . Zgodnie z przypuszczeniem wzrost a_p powoduje większe wartości chropowatości powierzchni. Podczas obróbki z większą głębokością skrawania wzrasta moment skrawania, co przekłada się na parametry chropowatości Ra i Rz . Rozważając topografię powierzchni po frezowaniu stopu Inconel 718 (rys. 7), niezależnie od warunków obróbki na powierzchni obrabianej występuje odwzorowanie zarysu pracy ostrzy. Na powierzchni obrabianej występują mikronierówności o układzie promienistym, z wyraźnie widocznymi ostrymi zagłębieniami i wzniesieniami.



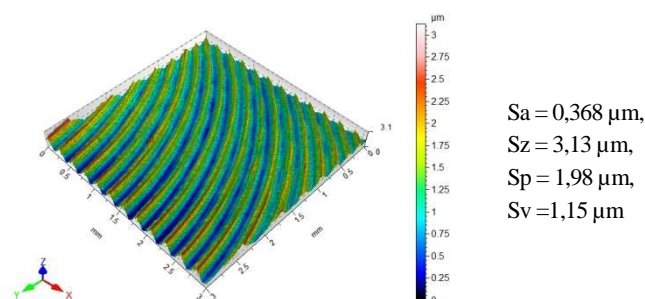
Rys. 5. Wpływ prędkości posuwu na parametry chropowatości powierzchni Ra i Rz ($v_c = 732$ m/min, $a_p = 1,2$ mm)

Fig. 8. Effect of feed rate on surface roughness parameters Ra and Rz ($v_c = 732$ m/min, $a_p = 1.2$ mm)



Rys. 6. Wpływ głębokości skrawania na parametry chropowatości powierzchni Ra i Rz ($v_c = 732$ m/min, $v_f = 7771$ m/min)

Fig. 6. Effect of deep of cut on surface roughness parameters Ra and Rz ($v_c = 732$ m/min, $v_f = 7771$ m/min)



Rys. 7. Topografia powierzchni stopu Inconel 718 po frezowaniu ($v_c = 732$ m/min, $a_p = 1,2$ mm, $v_f = 7771$ mm/min)

Fig. 7. Surface topography of the Inconel 718 alloy after milling ($v_c = 732$ m/min, $a_p = 1.2$ mm, $v_f = 7771$ mm/min)

4. Podsumowanie

W pracy analizowano wpływ parametrów technologicznych na moment skrawania M_c oraz parametry chropowatości powierzchni podczas frezowania stopu Inconel 718. Natępujące wnioski podsumowują rezultaty przeprowadzonych badań:

- wzrost prędkości skrawania w zakresie $v_c = 400-732$ m/min powoduje spadek momentu skrawania M_c oraz parametrów chropowatości powierzchni,
- wzrost głębokości skrawania a_p i posuwu na ostrze f_z powoduje wzrost momentu skrawania M_c i chropowatości powierzchni,

- zależności obrazujące wpływ parametrów frezowania stopu Inconel 718 frezami monolitycznymi ze SIALON-u mają charakter zbieżny do przebiegu tych zależności w procesie frezowania frezami składanymi z płytkami ceramicznymi [13, 16].

Wybór frezów jednolitych wykonanych z ceramiki do frezowania stopu Inconel 718 jest podyktowany koniecznością wykorzystania takich narzędzi (o mniejszych średnicach) do wykonywania rowków oraz tzw. „kieszeni” w elementach z tego trudno obrabialnego materiału. Narzędzia składane z okrągłymi płytkami ceramicznymi pozwalają wprowadzić na efektywną obróbkę stopu Inconel 718, z drugiej strony jednak posiadają pewne ograniczenia w ich wykorzystaniu [13]. Uzyskane wyniki badań wybranych wskaźników skrawalności pokazują, że z powodzeniem można stosować narzędzia monolityczne ceramiczne do obróbki stopu Inconel 718.

Literatura

- [1] Alauddin A., Mazid M.A., El Baradi M.A., Hashmi M.S.J.: Cutting forces in the end milling of Inconel 718, *J. Mat. Proc. Technol.*, 77 (1998) 153-159.
- [2] Bławucki S., Matuszak J., Zaleski K.: Badania porównawcze wskaźników skrawalności w procesie frezowania stopów niklu Inconel 625 i Inconel 718, *Mechanik*, 88 (2015) 293-301.
- [3] Bławucki S., Zaleski K., Matuszak J.: Badania sił skrawania podczas frezowania superstopu Inconel 718 z podwyższoną prędkością skrawania, *Mechanik*, 89 (2016) 1090-1091.
- [4] Devillez A., Le Coz G., Dominiak S., Dudzinski D.: Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity, *Journal of Materials Processing Technology*, 211 (2011) 1590-1598.
- [5] Dul I.: Zastosowanie i przetwarzanie stopów niklu w przemyśle lotniczym, *Przegląd Spawalnictwa*, 7-8 (2009) 67-73.
- [6] Ezugwu E.O., Wang Z.M., Machado A.R.: The machinability of nickel-based alloys: a review, *Journal of Materials Processing Technology*, 86 (1999) 1-16.
- [7] Kaya B., Oysu C., Ertunc H.M.: Force-torque based on-line tool wear estimation system for CNC milling of Inconel 718 using neural networks, *Advances in Engineering Software*, 42 (2011) 76-84.
- [8] Kossakowska J., Siemiątkowski Z., Jemielniak K.: Badania zależności sił skrawania od stanu narzędzia i parametrów skrawania podczas frezowania zgrubnego Inconelu 718 płytkami ceramicznymi, *Mechanik*, 8-9 (2015) 797-805.
- [9] Krain H.R., Sharman A.R., Ridgway K.: Optimisation of tool life and productivity when end milling Inconel 718TM, *Journal of Materials Processing Technology*, 189 (2007) 153-161.
- [10] Liao Y.S., Lin H.M., Wang J.H.: Behaviors of end milling Inconel 718 superalloy by cemented carbide tools, *Journal of Materials Processing Technology*, 201 (2008) 460-465.

- [11] Li L., He N., Wang M., Wang Z.G.: High speed cutting of Inconel 718 with coated carbide and ceramic inserts, *Journal of Materials Processing Technology*, 129 (2002) 127-130.
- [12] Rahman M., Seah W.K.H., Teo T.T.: The Machinability of Inconel 718, *Journal of Materials Processing Technology*, 63 (1997) 199-204.
- [13] Tian X., Zhao J., Zhao J., Gong Z., Dong Y.: Effect of cutting speed on cutting forces and wear mechanisms in high-speed face milling of Inconel 718 with Sialon ceramic tools, *International Journal Advances Manufacturing Technology*, 69 (2013) 2669-2678.
- [14] Vagnorius Z., Sørby K.: Effect of high-pressure cooling on life of SiAlON tools in machining of Inconel 718, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 54 (2011) 83-92.
- [15] Zhang S., Li J.F., Wang Y.W.: Tool life and cutting forces in end milling Inconel 718 under dry and minimum quantity cooling lubrication cutting conditions, *Journal of Cleaner Production*, 32 (2012) 81-87.
- [16] Zheng G., Zhao J., Zhou Y., Lui X., Tian X.: Performance of graded nano-composite ceramic tools in ultra-high-speed milling of Inconel 718, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 67 (2013) 2799-2810.

INVESTIGATIONS OF SELECTED MACHINABILITY INDICATORS IN THE MILLING OF INCONEL 718 ALLOY USING CERAMIC TOOLS

Summary

This paper presents the results of an investigation of the cutting torque and surface roughness in the face milling of nickel-based alloy Inconel 718. In the experimental tests monolithic tools with a diameter of $d = 12$ mm made of SIALON ceramics were used. The tests were conducted at variable technological parameters: $a_p = 0.8-2$ mm; $v_c = 400-893$ m/min; $f_z = 0.07-0.16$ mm/per tooth. It has been found that increasing the feed per tooth f_z and the depth of cut a_p resulted in a higher cutting torque. In the range of $v_c = 400-732$ m/min the decrease of cutting torque M_c was observed. Surface roughness parameters also depended on machining conditions.

Keywords: SIALON ceramics, milling, Inconel 718, surface roughness, cutting torque

DOI: 10.7862/rm.2017.33

Otrzymano/received: 12.07.2017

Zaakceptowano/accepted: 27.09.2017

Piotr SZABLEWSKI¹
Tadeusz CHWALCZUK²

OCENA MORFOLOGII POWIERZCHNI STOPU INCONEL 718 PO TOCZENIU WZDŁUŻNYM

Celem przeprowadzonych badań było określenie wpływu parametrów skrawania na jakość powierzchni obrobionej podczas toczenia wzdłużnego superstopu Inconel 718 bez udziału cieczy chłodząco-smarującej. Zrealizowane badania posłużyły do określenia częstotliwości powstawania narostu (oblepień) na obrobionej powierzchni podczas obróbki na sucho. Uzyskane wyniki pokazują, że podczas obróbki stopów na osnowie niklu bez udziału cieczy chłodząco-smarującej najkorzystniej jest stosować większe głębokości skrawania i większe wartości posuwu. Podczas przeprowadzonych badań najmniejsze wartości częstotliwości powstawania narostu na powierzchni obrobionej otrzymano przy zastosowaniu najwyższych parametrów skrawania podczas prób, tj. $f = 0,21$ mm/obr. i $a_p = 0,3$ mm. Z kolei najwyższe wartości częstotliwości powstawania narostu na powierzchni obrobionej otrzymano podczas skrawania z najmniejszymi parametrami, tj. $f = 0,05$ mm/obr. i $a_p = 0,05$ mm. Rezultaty badań pokazują relację minimalnej grubości warstwy skrawanej z wartością promienia zaokrąglenia krawędzi skrawającej. Uwidacznia się to zwłaszcza przy małych przekrojach warstwy skrawanej.

Słowa kluczowe: częstotliwość narostu, węgliki spiekane, parametry skrawania

1. Wprowadzenie

Żarowytrzymałe stopy (zwane także superstopami) na osnowie niklu, do których należy Inconel 718, są bardzo szeroko stosowane w konstrukcjach silników lotniczych. Stop, który jest tematem niniejszej pracy, należy do najczęściej wykorzystywanych spośród dostępnych na rynku superstopów. Około 45% odkuwek i 25% odlewów jest wykonywanych ze stopu Inconel 718 [1]. Właściwość tego materiału, skłonność do reakcji z narzędziem skrawającym, powoduje szybsze zużycie ostrza, a co za tym idzie zmianę jego mikrogeometrii. Części wykonywane z tego materiału często mają narzucone bardzo rygorystyczne warunki kształtu i chropowatości [5], a zatem odpowiedni dobór narzędzi skrawających oraz parametrów skrawania jest niezwykle istotny w procesie obróbki tych materiałów.

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 Tadeusz Chwalczuk, Politechnika Poznańska, e-mail: tadeusz.chwalczuk@put.poznan.pl

Istotnym aspektem podczas obróbki superstopów jest odpowiedni sposób chłodzenia strefy skrawania, ponieważ generowana jest znaczna ilość ciepła. Jest to związane z małym współczynnikiem przewodności cieplnej tych materiałów (11,4 W/mK) [4]. Pusavec i inni [3] badali wpływ ośrodka chłodzącego doprowadzanego do strefy skrawania na zużycie ostrzy skrawających. W swoich badaniach testowali skrawanie na sucho, z minimalnym wydatkiem cieczy chłodząco-smarującej (MQL), chłodzenie kriogeniczne i hybrydę chłodzenia kriogenicznego z MQL. Najlepsze rezultaty uzyskano tą ostatnią metodą chłodzenia, natomiast najgorsze wyniki otrzymano podczas skrawania na sucho.

Jafarian i inni [2] zwracają uwagę, że naprężenia wprowadzane do warstwy wierzchniej podczas skrawania negatywnie wpływają na trwałość części. Należy minimalizować ilość generowanych naprężeń, niestety, zużyte narzędzie wprowadza znacznie większe naprężenia niż nowe ostrze.

2. Zakres i metodyka badań

Badania dotyczyły toczenia wzdłużnego wałka materiału Inconel 718 o twardości 35 HRC. W badaniach zastosowano płytki wieloostrowe WNMG 080408-NEX EH510Z z powłoką TiN/AlN. Próby toczenia przeprowadzono na tokarce uniwersalnej TUR560 w laboratorium Politechniki Poznańskiej. Próby przeprowadzono bez użycia cieczy chłodząco-smarującej. Na podstawie zaleceń producentów i wcześniejszych badań przyjęto następujące parametry skrawania: $v_c = 63$ m/min, $f = 0,05-0,21$ mm/obr., $a_p = 0,05-0,3$ mm.

Do oceny morfologii powierzchni obrobionej zastosowano średnią częstotliwość powstawania resztki na powierzchni obrobionej f_n , którą określono na podstawie wzoru:

$$f_n = \frac{1}{t} \quad (1)$$

a czas t wyznaczono z zależności:

$$t = \frac{60 \cdot L_n}{1000 \cdot v_c} \quad (2)$$

gdzie: L_n – średnia odległość pomiędzy kolejnymi narostami (rys. 1),
 v_c – prędkość skrawania.

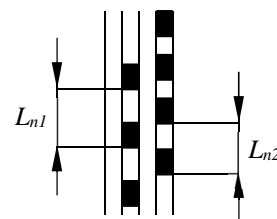
Ostatecznie

$$f_n = \frac{1000 \cdot v_c}{60 \cdot L_n} \quad (3)$$

Odległości L_{mi} zostały zmierzone w dziesięciu losowo wybranych miejscach. Rozproszenie wyników przedstawiono, podając rozstęp. Częstotliwość f_n określono dla trzech wartości posuwu f oraz dla stałej wartości dosuwu $a_p = 0,3$ mm i prędkości skrawania $v_c = 63$ m/min.

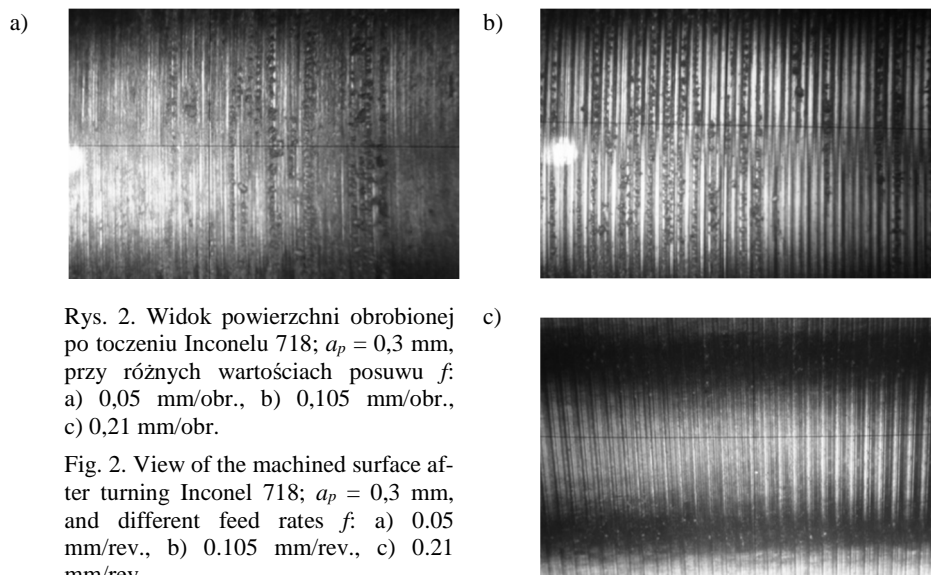
Rys. 1. Schemat metody pomiaru odległości L_{mi} pomiędzy kolejnymi nalepieniami

Fig. 1. Diagram of the method of measuring the distance L_{mi} between accretions



3. Wyniki badań i ich analiza

Podczas przeprowadzonych badań poddano ocenie topografię powierzchni obrobionej w warunkach zróżnicowanych wartości posuwu f i głębokości skrawania a_p . Na rysunkach 2-4 przedstawiono powierzchnię obrobioną po toczeniu Inconelu 718 (35 HRC) płytką z węglika spiekanego z powłoką EH510Z.

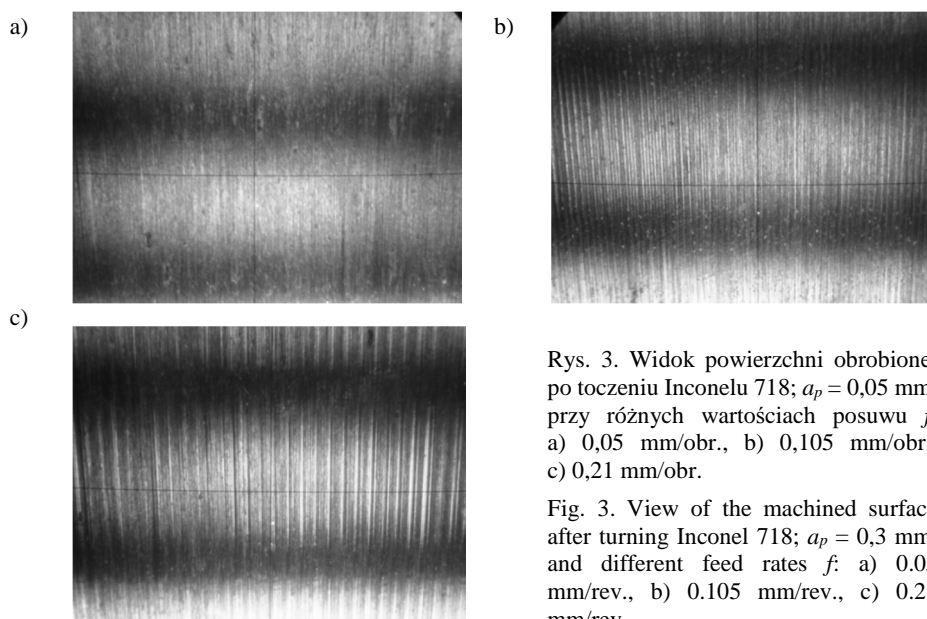


Rys. 2. Widok powierzchni obrobionej po toczeniu Inconelu 718; $a_p = 0,3$ mm, przy różnych wartościach posuwu f : a) 0,05 mm/obr., b) 0,105 mm/obr., c) 0,21 mm/obr.

Fig. 2. View of the machined surface after turning Inconel 718; $a_p = 0,3$ mm, and different feed rates f : a) 0.05 mm/rev., b) 0.105 mm/rev., c) 0.21 mm/rev.

Cechą charakterystyczną dla wszystkich przedstawionych powierzchni jest to, że niezależnie od głębokości skrawania a_p , dla małych wartości posuwu ($f = 0,05$ mm/obr.) na powierzchni obrobionej występują pozostałości nieskrawanej warstwy skrawanej. Wraz ze wzrostem posuwu ilość tych pozostałości

maleje. W zakresie badanych głębokości skrawania a_p skłonność do występowania pozostałości niezeskrawanej warstwy zaobserwowano szczególnie wyraźnie dla $a_p = 0,3$ mm. W tabeli 1 przedstawiono wyniki pomiarów odległości L_{ni} pomiędzy kolejnymi oblepieniami na powierzchni obrobionej.



Rys. 3. Widok powierzchni obrobionej po toczeniu Inconelu 718; $a_p = 0,05$ mm, przy różnych wartościach posuwu f : a) 0,05 mm/obr., b) 0,105 mm/obr., c) 0,21 mm/obr.

Fig. 3. View of the machined surface after turning Inconel 718; $a_p = 0,3$ mm, and different feed rates f : a) 0.05 mm/rev., b) 0.105 mm/rev., c) 0.21 mm/rev.

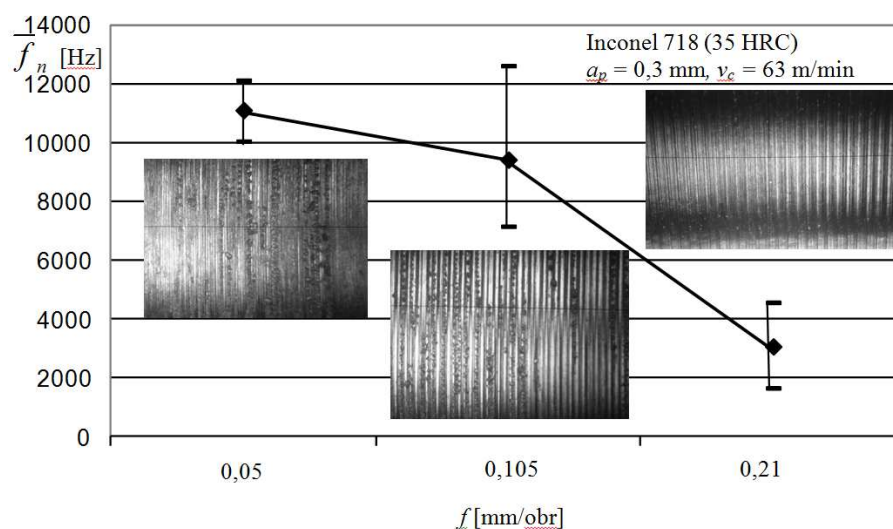
Tabela 1. Zestawienie wyników pomiaru odległości L_{ni} pomiędzy kolejnymi oblepieniami na powierzchni obrobionej

Table 1. Results of measurement of distance between accretions on machined surface

f [mm/obr.]	L_{ni} [mm]								\bar{L}_n [mm]
0,05	0,085	0,103	0,093	0,087	0,092	0,103	0,090	0,089	0,0932
0,105	0,110	0,140	0,089	0,082	0,120	0,144	0,110	0,117	0,1133
0,21	0,331	0,359	0,263	0,385	0,617	0,377	0,225	0,384	0,3654

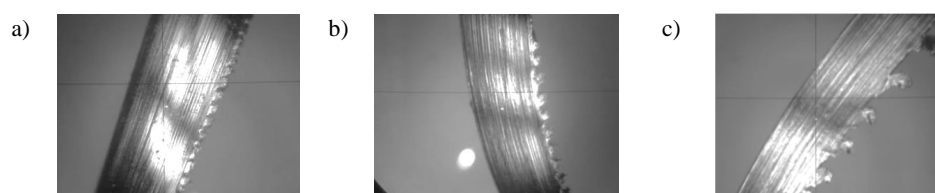
Rysunek 4 przedstawia zależność częstotliwości powstawania pozostałości na powierzchni obrobionej Inconelu 718 po toczeniu dla różnych wartości posuwu f . Największą średnią wartość częstotliwości \bar{f}_n zanotowano dla posuwu $f = 0,05$ mm/obr., a najmniejszą częstotliwość – dla posuwu $f = 0,21$ mm/obr. Fakt ten potwierdza, że przy posuwie $f = 0,21$ mm/obr. proces jest bardziej stabilny. Na rysunku 5 przedstawiono wybrane wióry otrzymane podczas toczenia

stopu Inconel 718 z różnymi wartościami posuwu. Zależnie od wartości stosowanego posuwu na jednej krawędzi wióra można zaobserwować ubytki.



Rys. 4. Wpływ posuwu f na częstotliwość powstawania narostu (oblepień) na powierzchni obrabianej Inconelu 718 podczas toczenia ostrzem z węglików spiekanych

Fig. 4. Influence of feed rate f on the frequency of formation of accretions on machined surface during turning by carbide insert



Rys. 5. Wióry po skrawaniu stopu Inconel 718 płytka z węglików spiekanych z powłoką EH510Z; $a_p = 0,3$ mm: a) $f = 0,21$ mm/obr., b) $f = 0,10$ mm/obr., c) $f = 0,05$ mm/obr.

Fig. 5. Chips after machining of Inconel 718 alloy by carbide insert with coating EH510Z; $a_p = 0.3$ mm: a) $f = 0.21$ mm/rev., b) $f = 0.10$ mm/rev., c) $f = 0.05$ mm/rev.

4. Podsumowanie

Obróbka na sucho stopu Inconel 718 powoduje powstawanie na powierzchni obrabianej oblepień. Przedstawione w artykule materiały pokazują, że wielkość tych oblepień zależy zarówno od głębokości skrawania, jak i od posuwu.

Częstotliwość występowania oblepień na powierzchni obrabianej maleje wraz ze wzrostem posuwu. Podobnie dzieje się z ubytkiem obserwowanym w wiórze. Dla wartości stosowanych posuwów większe ubytki w wiórze

uzyskano przy posuwie $f = 0,05$ mm/obr. Zastosowanie posuwu o wartości $f = 0,21$ mm/obr. powoduje mniejsze ubytki w wiórze, ale o większej częstotliwości.

Literatura

- [1] Ahmed N., Mitrofanov A.V., Babitsky V.I., Silberschmidt V.V.: Analysis of material response to ultrasonic vibration loading in turning Inconel 718, *Mat. Sci. Eng., A424* (2006) 318-325.
- [2] Jafarian F., Amirabadi H., Sadri J.: Experimental measurement and optimization of tensile residual stress in turning process of Inconel 718 superalloy, *Measurement*, 63 (2015) 1-10.
- [3] Pusavec F., Deshpande A., Yang S., M'Saoubi R., Kopac J., Dillon Jr. O.W., Jawahir I.S.: Sustainable machining of high temperature Nickel alloy - Inconel 718: part 1 – predictive performance models, *J. Cleaner Production*, 81 (2014) 255-269.
- [4] Sharman A.R.C., Hughes J.I., Ridgway K.: The effect of tool nose radius on surface integrity and residual stresses when turning Inconel 718TM, *J. Mat. Proc. Technol.*, 216 (2015) 123-132.
- [5] Szablewski P.: Skrawalność stopu Inconel 718 w procesie toczenia, rozprawa doktorska, Politechnika Poznańska, Poznań 2009.

ASSESSMENT OF MORPHOLOGY OF MACHINED SURFACE OF INCONEL 718 ALLOY AFTER LONGITUDINAL TURNING

Summary

The aim of the research was to determine the effect of cutting parameters on the surface quality of Inconel 718 super alloy during longitudinal turning without the use of a lubricant. Completed research was used to determine the frequency of the accretion on the machined surface during dry turning. The results show that during machining of nickel based alloys without using a lubricant, it is preferable to use larger cutting depths and higher feed rates. During the tests, the smallest values of the frequency of accretion on the machined surface were obtained using the highest cutting parameters during the tests, ie. $f = 0.21$ mm/rev. and $a_p = 0.3$ mm. Whereas the highest values of the frequency of accretion on the machined surface were obtained during the cutting with the lowest parameters, ie. $f = 0.05$ mm/rev. and $a_p = 0.05$ mm.

The results of the study show the relation of the minimum thickness of the cutting layer to the radius on the cutting edge. This is especially visible with small cross-section of the cutting layer.

Keywords: frequency of accretion, sintered carbide, cutting parameters

DOI: 10.7862/rm.2017.34

Otrzymano/received: 12.07.2017

Zaakceptowano/accepted: 27.09.2017

Marcin ŻÓŁKOŚ¹
Michał GDULA²

WPLYW WPROWADZENIA DRGAŃ ULTRADŹWIĘKOWYCH DO PROCESU SZLIFOWANIA STOPU INCONEL 718

W artykule przedstawiono badania eksperymentalne procesu szlifowania wspomaganego ultradźwiękami (UAG). Celem pracy było ustalenie wpływu wprowadzenia drgań ultradźwiękowych przedmiotu obrabianego do procesu szlifowania konwencjonalnego stopu Inconel 718 na składowe siły szlifowania i chropowatość powierzchni. Badania przeprowadzono według programu statycznego randomizowanego kompletnego, rejestrując wartości składowej normalnej i stycznej siły szlifowania oraz parametru Ra chropowatości powierzchni. Pomiarów wykonano zarówno dla procesu wspomaganego, jak i konwencjonalnego. Zmierzone wartości wielkości wyjściowych zaprezentowano na wykresach. Na ich podstawie można zaobserwować, że wprowadzenie drgań ultradźwiękowych do procesu szlifowania spowodowało zmniejszenie wartości składowych siły szlifowania w przyjętych zakresach parametrów nastawnych. Określono również oddziaływanie wspomaganie drganiami ultradźwiękowymi na parametr chropowatości Ra .

Słowa kluczowe: procesy hybrydowe, szlifowanie wspomagane ultradźwiękami, składowe siły szlifowania, chropowatość powierzchni

1. Wprowadzenie

Dynamiczny rozwój różnych gałęzi przemysłu, w tym głównie lotniczego, motoryzacyjnego, chemicznego i medycznego, obliguje do stosowania specjalnych materiałów, takich jak stopy na bazie niklu (np. Inconel 718). Stopy te, ze względu na swoje właściwości, przysparzają wielu problemów w obróbce ubytkowej [3-5]. Ponadto z uwagi na ciągłe podnoszenie efektywności wytwarzania współczesnych części maszyn z tych materiałów istnieje potrzeba prowadzenia prac badawczo-rozwojowych, związanych m.in z nowoczesnymi procesami szlifowania. Szczególnie dotyczy to procesów hybrydowych, do których należy proces szlifowania ze wspomaganie ultradźwiękowym UAG (Ultrasonic Assisted Grinding) [3, 4].

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Marcin Żółkoś, Politechnika Rzeszowska, ul. W. Pola 2, 35-959 Rzeszów, tel.: 178651411, e-mail: markos@prz.edu.pl

² Michał Gdula, Politechnika Rzeszowska, e-mail: gdulam@prz.edu.pl

Inconel 718, jak i pozostałe stopy na bazie niklu, charakteryzuje wysoka wytrzymałość w podwyższonych temperaturach, odporność na korozję i utlenianie oraz duża wytrzymałość zmęczeniowa. Stopy te posiadają jednak niską przewodność cieplną, co w przypadku obróbki ubytkowej jest wadą, gdyż dochodzi do akumulacji dużych ilości ciepła w strefie styku ściernicy z przedmiotem obrabianym. Wpływa to na szybsze zużywanie się ściernicy oraz pogorszenie dokładności obrabianego przedmiotu [7].

Z powodu wspomnianych właściwości Inconelu 718, w trakcie jego obróbki powstają duże wartości składowych siły szlifowania, co negatywnie wpływa m.in. na utrzymanie tolerancji wymiarowo-kształtowej wytwarzanych części [5]. W tym aspekcie szlifowanie ze wspomaganie ultradźwiękowym może stanowić alternatywę dla konwencjonalnych technologii obróbki, pozwalając na znaczną poprawę dokładności szlifowanych przedmiotów [5, 6].

W pracy [1] wykazano, że proces szlifowania z posuwem pełzającym stopu Inconel 718 wspomagany drganiami ultradźwiękowymi ściernicy korundowej pozwala na zmniejszenie składowych siły szlifowania. Zaobserwowano także mniejsze zużycie ściernicy i poprawę współczynnika G , określającego stosunek zeszlifowanego materiału przedmiotu do ubytku ściernicy. Autorzy tej publikacji wykazali także, że zastosowanie wspomaganie ultradźwiękowego prowadzi do wzrostu liczby krawędzi skrawających ściernicy biorących udział w skrawaniu, co powoduje obniżenie średniej wartości parametru Sa . Taki stan rzeczy determinuje konieczność prowadzenia dalszych badań procesu szlifowania ze wspomaganie ultradźwiękowym i jego udoskonalanie, np. przez wprowadzenie drgań ultradźwiękowych obrabianego przedmiotu [3]. Celem niniejszej pracy jest zatem określenie wpływu wprowadzenia drgań ultradźwiękowych przedmiotu obrabianego do procesu szlifowania stopu Inconel 718 na składowe siły szlifowania i chropowatość powierzchni.

2. Warunki badań doświadczalnych

Badania eksperymentalne przeprowadzono na stanowisku badawczym, zbudowanym na potrzeby realizacji projektu PBS2/B6/17/2013 [2]. Podstawę tego stanowiska stanowi centrum obróbkowe HAAS VF-2YT z układem sterującym Sinumerik 840D sl, umożliwiającym sterowanie parametrami generatora ultradźwiękowego z poziomu programu technologicznego. Do pomiarów składowych siły w procesie szlifowania wspomaganego drganiami ultradźwiękowymi zastosowano siłomierz z czterema czujnikami piezoelektrycznymi typu 9601A3110000 firmy Kistler. Pomiary chropowatości zostały wykonane za pomocą profilometru MarSurf PS 10 firmy Mahr. Dodatkowo stanowisko wyposażono w falowód, czyli układ wzbudzający drgania ultradźwiękowe o częstotliwościach rzędu około 20 kHz. W skład tego układu wchodził generator wysokonapięciowego prądu przemiennego, wzbudnik drgań ultradźwiękowych (transducer) o nominalnej częstotliwości rezonansowej 20 kHz, wzmacniacz

drgań (booster) o współczynniku wzmocnienia amplitudy drgań 1:1,5 oraz element wykonawczy (sonotroda) z zamocowanym przedmiotem obrabianym.

Materiałem obrabianym był stop Inconel 718. Do przeprowadzenia badań zastosowano narzędzie w postaci czołowej tarczy szlifującej firmy Urdiamant 6A2 100-6/4 D151 K100 H20 B-IIIBK o nasypie diamentowym, wielkości ziaren 151 oraz spoiwie żywicznym. Jako czynnik chłodząco-smarujący zastosowano 5% emulsję syntetyczną podawaną zalewowo do strefy szlifowania.

Badania eksperymentalne przeprowadzono w układzie szlifowania czołowego ze ściernicą realizującą ruch posuwowy w kierunku prostopadłym do osi fali mechanicznej wymuszającej drgania ultradźwiękowe. W ramach projektu badawczego [2] opracowano specjalną geometrię przedmiotu obrabianego oraz sonotrodę o częstotliwości rezonansowej 21,093 kHz, przystosowaną do współpracy z przedmiotem obrabianym, jak również mocowanie mechaniczne próbki badawczej do powierzchni czołowej elementu wykonawczego falowodu. Kształt przedmiotu obrabianego umożliwiał szlifowanie płaskiej powierzchni o szerokości 3 mm i długości 20 mm, co zapewniło utrzymanie stałej wartości przekroju usuwanej warstwy materiału.

Stałe warunki badań zapewniono, przeprowadzając proces kondycjonowania ściernicy ze stałymi parametrami (wartości średnie z wymienionych dalej przedziałów zmienności) przed każdym programem badawczym, aby początkowy proces jej docierania nie zakłócał wyników pomiarów. Przed każdym przejściem pomiarowym wykonywane było jedno przejście wyrównujące próbkę bez wspomagania ultradźwiękowego wraz z pięcioma przejściami wyiskrzającymi. Po każdym przejściu pomiarowym przeprowadzano osiem przejść wyiskrzających.

Jako czynniki wejściowe, mające wpływ na składową styczną i normalną siłę szlifowania oraz chropowatość powierzchni, założono następujące parametry technologiczne procesu o podanych przedziałach zmienności:

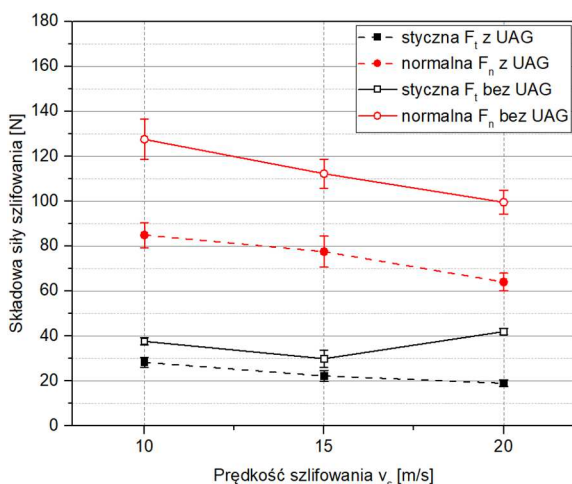
- prędkość obwodowa $v_s = 10-20$ m/s,
- posuw $v_f = 1000-3000$ mm/min,
- głębokość szlifowania $a_e = 0,02-0,05$ mm (maksymalna wartość zależna od średniego rozmiaru ziarna ściernego).

Aby zbadać wpływ drgań ultradźwiękowych na siłę szlifowania chropowatości powierzchni przy zmieniających się wartościach poszczególnych parametrów nastawnych, posłużono się programem statycznym randomizowanym kompletnym, w którym wielkościami wejściowymi były wymienione wcześniej parametry technologiczne. Przyjmowały one wartości na trzech poziomach zmienności. Program ten wymagał wykonania w losowej kolejności pomiarów (powtarzanych pięciokrotnie) dla trzech układów, w których jeden parametr zmieniał swoją wartość, natomiast pozostałe przyjmowały wartość z połowy zakresu zmienności. W celach porównawczych wszystkie pomiary zostały wykonane bez wspomagania procesu ultradźwiękami, jak i ze wspomaganie, gdzie wartość amplitudy drgań zmierzona za pomocą bezstykowego systemu pomiarowego przemieszczeń eddyNCDT 3300 wynosiła 6 μ m. Wielkościami mierzonymi

w tym procesie była siła szlifowania, a dokładniej jej składowe – normalna (F_n) i styczna (F_t) oraz parametr Ra chropowatości powierzchni mierzony w kierunku prostopadłym i równoległym do posuwu.

3. Wyniki badań doświadczalnych

Badania doświadczalne realizowano, zestawiając proces szlifowania ze wspomaganiami drganiami ultradźwiękowymi przedmiotu obrabianego z procesem szlifowania konwencjonalnego w tych samych warunkach. Na rysunkach 1-3 porównano uzyskane doświadczalnie wartości składowych siły szlifowania dla obydwu procesów – szlifowania wspomaganego ultradźwiękami (z UAG) i szlifowania konwencjonalnego (bez UAG).



Rys. 1. Wpływ prędkości szlifowania na składowe siły szlifowania

Fig. 1. Effect of grinding speed on grinding force components

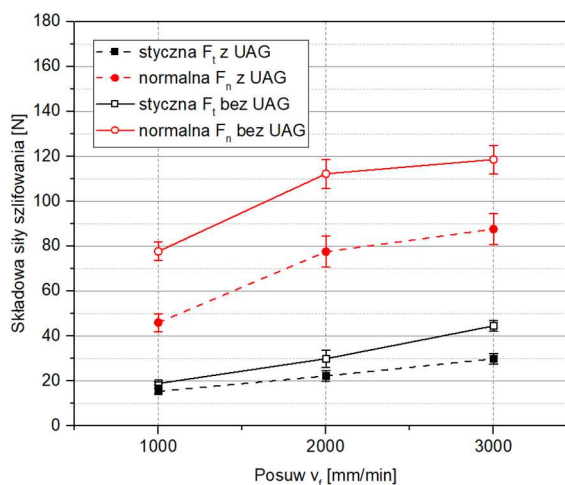
Na podstawie wyników badań można zaobserwować (w przyjętym zakresie parametrów nastawnych) korzystny wpływ wprowadzenia drgań ultradźwiękowych do procesu szlifowania stopu Inconel 718, polegający na zmniejszeniu wartości składowych siły szlifowania zarówno normalnej, jak i stycznej. Uzyskane tendencje zmian składowych siły szlifowania są zgodne z prezentowanymi w literaturze. Na rysunku 1 można zaobserwować spadek wartości składowych wraz ze zwiększaniem prędkości szlifowania. Wraz ze wzrostem wartości posuwu i głębokości szlifowania obserwuje się wzrost składowych siły szlifowania (rys. 2 i 3). Tendencje te są zachowane zarówno dla procesu konwencjonalnego, jak i wspomaganego drganiami ultradźwiękowymi.

Jednocześnie wartości składowych siły szlifowania uzyskiwane w procesie wspomaganym drganiami ultradźwiękowymi były istotnie mniejsze (dla przyjętego zakresu parametrów nastawnych) niż w przypadku procesu konwencjonalnego. Można również zauważyć, że zarówno w przypadku składowej normalnej,

jak i stycznej największą redukcję wartości poszczególnych składowych obserwuje się dla największej głębokości szlifowania (rys. 3).

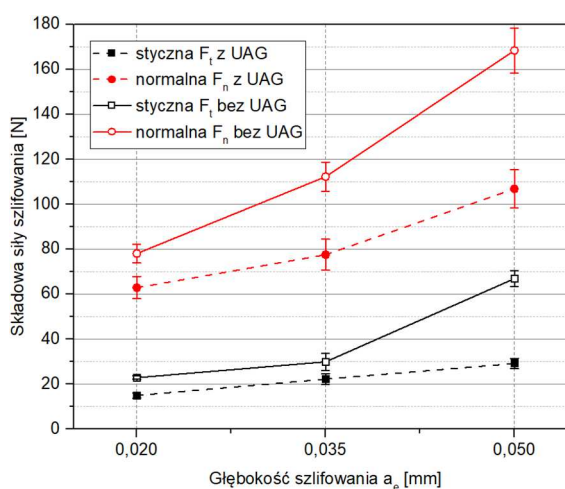
Rys. 2. Wpływ posuwu szlifowania na składowe siły szlifowania

Fig. 2. Effect of grinding feed on grinding force components



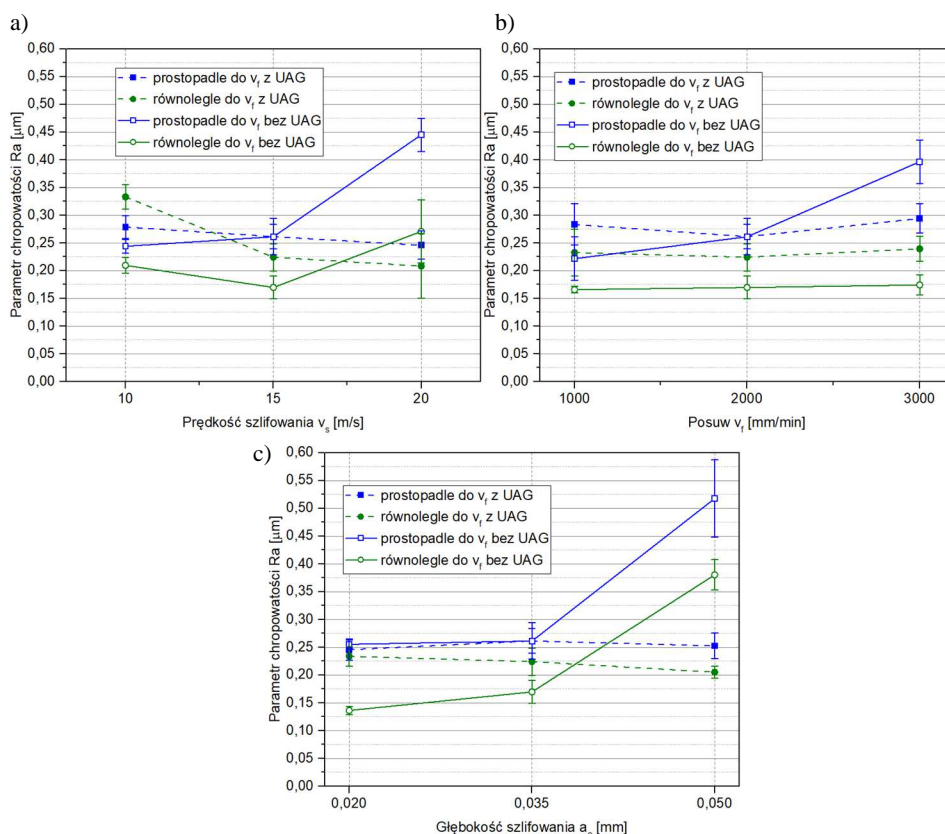
Rys. 3. Wpływ głębokości szlifowania na składowe siły szlifowania

Fig. 3. Effect of grinding depth on grinding force components



Na rysunku 4 zaprezentowano wyniki pomiarów wartości parametru chropowatości Ra po procesie wspomaganym drganiami ultradźwiękowymi i po procesie konwencjonalnym. Pomiary przeprowadzono w kierunku równoległym i prostopadłym do kierunku posuwu. Wartości na wykresach stanowią średnią z 5 pomiarów z wyznaczonym przedziałem ufności dla poziomu istotności równego 0,05.

W przypadku pomiarów wartości parametru chropowatości Ra nie uzyskano wyników pozwalających na jednoznaczną ocenę. Można jednak zaobserwować, że dla szlifowania konwencjonalnego chropowatość mierzona prostopadle do



Rys. 4. Wpływ: a) prędkości szlifowania, b) posuwu szlifowania, c) głębokości szlifowania na chropowatość powierzchni

Fig. 4. Effect of: a) grinding speed, b) grinding feed, c) grinding depth on surface roughness

kierunku posuwu jest zdecydowanie większa niż mierzona równolegle do posuwu, podczas gdy dla szlifowania wspomaganego ultradźwiękami różnica ta jest znacznie mniejsza. Jest to spowodowane zwiększeniem chropowatości mierzonej w kierunku równoległym do posuwu w wyniku dodatkowego ruchu względnego narzędzia i przedmiotu obrabianego pochodzącego od wprowadzonych drgań. Można zatem stwierdzić, że wprowadzenie drgań ultradźwiękowych powoduje większą izotropowość struktury geometrycznej powierzchni. Największe różnice w wartości parametru Ra pomiędzy procesem konwencjonalnym i wspomaganym obserwuje się dla najwyższych wartości głębokości szlifowania. Zastosowanie w tym przypadku drgań ultradźwiękowych nie tylko spowodowało zmniejszenie chropowatości, ale również zniwelowało wpływ głębokości szlifowania na parametr chropowatości Ra .

4. Podsumowanie

Przeprowadzone badania wykazały korzystny wpływ wspomaganie, drganiami ultradźwiękowymi przedmiotu obrabianego, procesu szlifowania stopu Inconel 718 zarówno na składową normalną oraz styczną, jak i chropowatość powierzchni. Zastosowanie wspomaganie procesu ultradźwiękami pozwoliło na zmniejszenie, w całym badanym zakresie, siły normalnej F_n od 19 do 57% oraz siły stycznej F_t od 19 do 41% względem szlifowania konwencjonalnego w takich samych warunkach. W przypadku chropowatości powierzchni zaobserwowano korzystny wpływ drgań ultradźwiękowych, polegający na zwiększeniu izotropowości struktury geometrycznej powierzchni. Zaobserwowano również stabilizację wartości parametru chropowatości powierzchni Ra w całym badanym zakresie w przypadku szlifowania ze wspomaganie ultradźwiękowym. Pozwala to na zwiększenie wydajności szlifowania przy zachowaniu takiej samej chropowatości. Należy jednak zaznaczyć, że potwierdzenie tych tendencji będzie wymagać dalszych, rozszerzonych badań.

Literatura

- [1] Bharudi D., Soo S.L., Aspinwall D.K., Novovic D., Haden P., Bohr S., Martin D.: A study on ultrasonic assisted creep feed grinding of nickel based superalloys, 5-th CIRP Conf. High Performance Cutting (2012), pp. 359-364.
- [2] <http://www.ktwia.prz.edu.pl/projekt-badawczy-pbs2b6172013> (dostęp: 12.06.2017 r.).
- [3] Krok M., Porzycki J., Żółkoś M.: Wybrane zagadnienia projektowania sonotrod na potrzeby obróbki ubytkowej wspomaganie drganiami ultradźwiękowymi obrabianego przedmiotu, *Mechanik*, 89 (2016) 1354-1355.
- [4] Ming C., Xiaotian L., Fanghong S., Yucheng X., Bingyuan X.: Studies on the grinding characteristics of directionally solidified nickel-based superalloy, *J. Mat. Proc. Technol.*, 16 (2001) 165-169.
- [5] Ostrowski D., Sikora M., Kruszyński B.: Wpływ warunków obróbki stopu Nickel 201 na efekty procesu szlifowania, *Mechanik*, 88 (2015) 42-46.
- [6] Porzycki J., Habrat W., Wdowik R.: Możliwości zastosowania szlifowania ze wspomaganie ultradźwiękowym w przemyśle lotniczym, *Mechanik*, 86 (2013) 2CD, s. 1-9.
- [7] Tso P.: Study on the grinding of Inconel 718, *J. Mat. Proc. Technol.*, 55 (1995) 421-426.

EFFECT OF INTRODUCING THE ULTRASONIC OSCILLATIONS TO GRINDING PROCESS OF INCONEL 718 ALLOY

Summary

This paper presents experimental research of ultrasonic assisted grinding (UAG) process. The aim of this study was to determine the influence of introducing workpiece ultrasonic oscillations to conventional grinding process of Inconel 718 alloy on grinding force components and surface

roughness. The investigations were conducted based on completely randomized design acquiring the values of normal and tangential grinding force components and surface roughness Ra parameter. Measurements were performed for ultrasonic assisted process as well as conventional process. Obtained values of output parameters were presented on graphs. It was observed that, the introduction of the ultrasonic vibrations to the grinding process results in a reduction of grinding force components (for adopted range of process parameters). The effect of ultrasonic oscillations in grinding process on surface roughness parameter Ra was also evaluated.

Keywords: hybrid processes, ultrasonic assisted grinding, grinding force components, surface roughness

DOI: 10.7862/rm.2017.35

Otrzymano/received: 12.07.2017

Zaakceptowano/accepted: 22.09.2017

Łukasz ŻURAWSKI¹

Borys STORCH²

Anna ZAWADA-TOMKIEWICZ³

BADANIA WPŁYWU ZUŻYCIA OSTRZY W GŁOWICY FREZOWEJ NA CHROPOWATOŚĆ POWIERZCHNI OBROBIONEJ STOPU TYTANU

Badania odnoszą się do prób frezowania powierzchni płaskich stopu tytanu WT22 (Ti-6Al-5Mo-5V-1Cr-1Fe) o twardości 40 HRC ostrzami z węglików spiekanych powlekanych azotkiem tytanu. Dobór parametrów frezowania i metod pomiarowych był związany z analizą zjawisk przykrawędziowych, zachodzących podczas obróbki narzędziami wielostrzowymi, które tworzą powierzchnię obrobioną w wyniku wzajemnie nakładających się oddziaływań. Do badań zastosowano głowicę frezową z ośmioma płytkami wymiennymi o nowoczesnej konstrukcji wierzchołka ostrza w postaci powierzchni dogładzającej Abs. Badania zużycia ostrzy i chropowatości powierzchni obrobionej przeprowadzono dla trzech prędkości posuwu, przy uwzględnieniu bicia osiowego ostrzy.

Słowa kluczowe: frezowanie powierzchni płaskiej, zużycie ostrza, chropowatość powierzchni obrobionej, obróbka stopu tytanu

1. Wprowadzenie

Korzystne właściwości mechaniczne i chemiczne stopów tytanu wpływają na ich szerokie zastosowanie w przemyśle i medycynie. Właściwości stopów tytanu, takie jak korzystny stosunek wytrzymałości do ciężaru, odporność na korozję i wysokie temperatury powodują jednak trudności w ich obróbce – przyspieszone zużycie narzędzia, drgania czy małą wydajność skrawania (metal removal rate MRR) [1-4]. Głównymi powodami względnej małej obrabialności stopów tytanu jest ich mała przewodność cieplna, wysoka reaktywność chemiczna i mała wartość modułu Younga [5].

Badania skrawalności stopów tytanu są prowadzone niezależnie dla prób toczenia, frezowania i wiercenia, gdyż przykładowo otrzymane wyniki dla toczenia nie mają przełożenia na frezowanie, gdzie przerywany charakter obróbki powo-

¹ Łukasz Żurawski, Politechnika Koszalińska, e-mail: lukasz.zurawski@tu.koszalin.pl

² Borys Storch, Politechnika Koszalińska, e-mail: borys.storch@tu.koszalin.pl

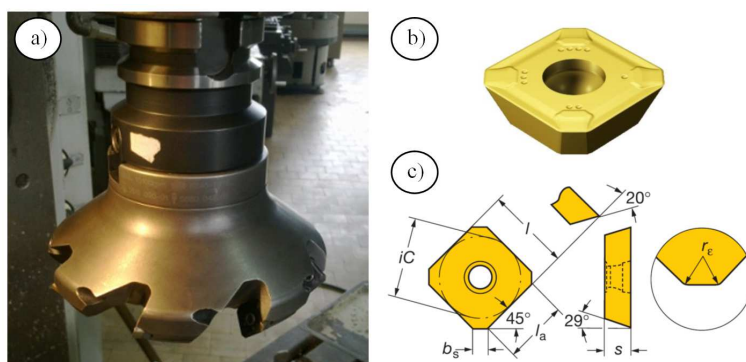
³ Autor do korespondencji/corresponding author: Anna Zawada-Tomkiewicz, Politechnika Koszalińska, ul. Raclawicka 15-17, tel.: 94 3478 451, e-mail: anna.zawada-tomkiewicz@tu.koszalin.pl

duże wiele niekorzystnych zjawisk na ostrzu narzędzia skrawającego [6]. Podczas frezowania ostrze skrawające jest poddawane cyklicznemu obciążeniu. Zjawisko to niekorzystnie wpływa na trwałość narzędzia, siły skrawania, jakość powierzchni, dokładność wymiarów i ekonomikę obróbki skrawaniem. Siły skrawania, temperatura w otoczeniu krawędzi skrawającej ujawniają odrywające się cienkie wióry, ze skłonnością do zacierania się i adhezji w otoczeniu krawędzi skrawającej. Rozwiązaniem jest rozkład naddatku na kilka dosuwów, aby ograniczyć nadmierne wykuszanie otoczenia wierzchołka ostrza powodującego skrócenie trwałości płytek skrawających. Obróbka wymaga także ograniczenia prędkości skrawania. Oznacza to odpowiedni dobór narzędzi skrawających i parametrów obróbki. W tym celu należy przeprowadzić dobór parametrów skrawania w odniesieniu do stosowanej operacji.

W artykule zostaną zaprezentowane badania skrawalności stopu tytanu dla kryterium zużycia narzędzia i chropowatości powierzchni obrobionej. Ponadto zostanie przedstawiony wpływ posuwu na zużycie ostrzy w głowicy frezowej oraz chropowatość powierzchni stopu tytanu.

2. Metodyka badań frezowania stopu tytanu

Celem badań było przeprowadzenie prób frezowania dla zmiennych wartości posuwu na ostrze oraz obserwacja zużycia ostrzy w głowicy frezowej. Narzędziem była głowica frezowa nasadzana do frezowania powierzchni płaskich.



Rys. 1. Głowica frezowa R245-125Q40-12M (a), płytka wymienna R245-12T3M-PM 4230 (b) oraz geometria jej ostrza (c)

Fig. 1. Face milling cutter R245-125Q40-12M (a), cutting insert (R245-12T3M-PM 4230) (b) and geometry of a milling insert (c)

Próby frezowania przeprowadzono na frezarce uniwersalnej FWD32J o mocy silnika 7,1 kW, głowicą frezową R245-125Q40-12M z ośmioma płytkami wymiennymi do frezowania powierzchni płaskich Sandvik R245-12T3M-PM 4230 (rys. 1). Dla każdej z prób frezowania zamocowano w głowicy nowe płytki

skrawające, a następnie dla każdego z ostrzy wykonano pomiary bicia osiowego płytek wymiennych w głowicy frezowej. Do pomiaru użyto czujnika z zamontowaną płaską końcówką pomiarową Sylvac μ S229 o dokładności 0,001 mm i zakresie pomiarowym 0-12,5 mm.

Zadaniem w badaniach było opisanie jakości powierzchni obrabianej za pomocą parametrów Ra i Rz po frezowaniu stopu tytanu, oznaczonego jako WT22 (Ti-6Al-5Mo-5V-1Cr-1Fe), o twardości około 40 HRC, przygotowanego jako próbki o wymiarach $\varnothing 50 \times 250$ mm. Z uwagi na możliwości obrabiarki i oprzyrządowanie badanie przeprowadzono dla trzech posuwów na ostrze i trzech prędkości skrawania (tab. 1).

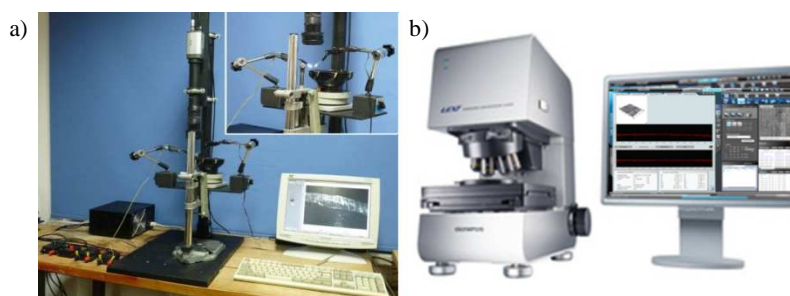
Tabela 1. Plan badań frezowania

Table 1. Research plan of milling tests

Wielkość	Miano	Punkty planu eksperymentu		
		1	2	3
Prędkość obrotowa wrzeciona n	obr./min	1190	375	470
Prędkość skrawania v_c	m/min	467	147	184
Posuw na ostrze f_z	mm/ostrze	0,006	0,04	0,145
Droga skrawania l	m	241	80	24
Głębokość skrawania a_p	mm	1	1	1

3. Metodyka pomiarów

W celu wyznaczenia wpływu zużycia ostrzy w głowicy frezowej na chropowatość powierzchni obrabianej przeprowadzono wiele pomiarów. Do zmierzenia zużycia ostrza zastosowano optyczny system pomiarów bezpośrednich. Wzdłuż krawędzi skrawającej od strony pomocniczej powierzchni przyłożenia



Rys. 2. Stanowisko badawcze do pomiaru zużycia ostrza (a), mikroskop konfokalny Olympus 3D LEXT OLS 4000 (b)

Fig. 2. Experimental set-up to measurement of tool wear (a), confocal microscope Olympus 3D LEXT OLS 4000 (b)

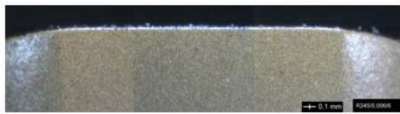

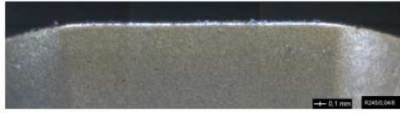
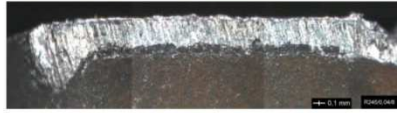


zarejestrowano sekwencję obrazów ostrza. Po przetworzeniu danych z pozyskanej sekwencji obrazów cyfrowych zużycia pomocniczej powierzchni przyłożenia ostrza wyznaczono wartość wskaźnika $VBb_{s,max}$ z dokładnością 0,004 mm (rys. 2a). Pomiary powtarzano trzykrotnie. Pomiary chropowatości powierzchni obrobionej zostały wykonane za pomocą mikroskopu optycznego Olympus 3D LEXT OLS 4000 (rys. 2b) i wyznaczone programem TalyMap Platinum 4.0.

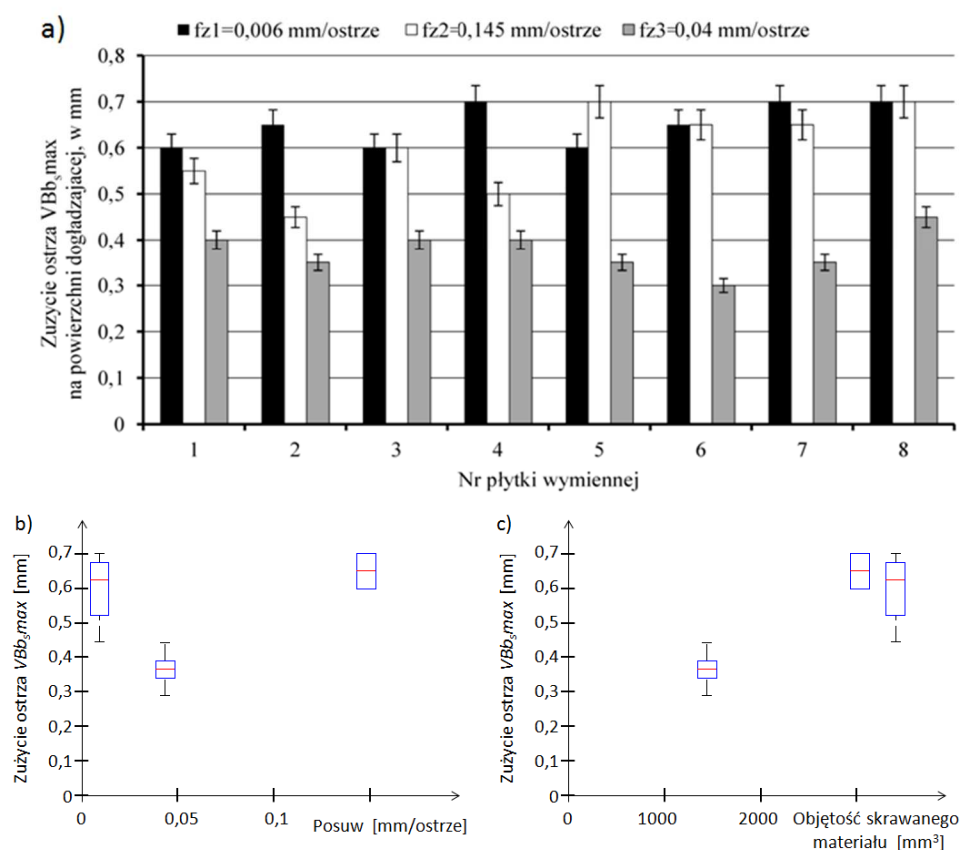
4. Dyskusja wyników badań

Zastosowana metoda pomiaru zużycia ostrza była metodą bezpośrednią, opierającą się na pomiarze jego cech geometrycznych. W tabeli 2 zamieszczono przykładowe obrazy powierzchni przyłożenia i powierzchni dogładzającej ostrzy skrawających dla najbardziej wysuniętej płytki w głowicy frezowej. Zgodnie z definicją zużycia powierzchni przyłożenia ostrza zamieszczoną w PN-ISO 8688-1:1996 wyróżnia się zużycie równomierne, nierównomierne i miejscowe. Dla każdego z nich wskazana norma podaje wartość kryterium ostrza, które dla typu zużycia miejscowego i małego okresu trwałości przyjmuje się jako 0,8 mm. Zmierzone wartości wskaźnika $VBb_{s,max}$ zużycia ostrzy dla wszystkich posuwów zostały pokazane w postaci wykresu słupkowego na rys. 3a. Wartości zużycia nie przekroczyły wartości dopuszczalnej. Wartość zużycia zależy od objętości skrawanego materiału, co pokazano na rys. 3c. Interesujący jest natomiast rozrzut wartości zużycia ostrza z uwzględnieniem warunków skrawania. Jak pokazano na rys. 3b, im mniejszy posuw na ostrze, tym większy jest rozrzut zużycia ostrzy w głowicy frezowej.

Tabela 2. Zarejestrowane obrazy cyfrowe zużycia ostrzy dla najbardziej wysuniętej płytki wymienianej w głowicy frezowej

Table 2. Digital images of the wear for the most advanced removable insert in face milling cutter

Posuw f_z mm/ostrze	Powierzchnia dogładzająca b_s przed frezowaniem	Powierzchnia dogładzająca b_s po frezowaniu
0,006		
0,04		
0,145		

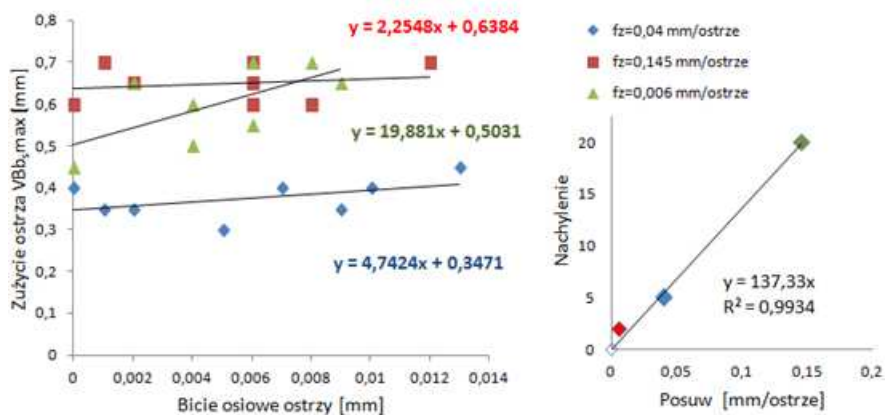


Rys. 3. Wartości wskaźnika VBB_{max} zużycia ostrzy w głowicy frezowej (a), zależność zużycia ostrza od posuwu (b), zależność zużycia ostrza od objętości skrawanego materiału (c)

Fig. 3. Values of VBB_{max} wear index of cutting edges in face milling cutter (a), cutting edge wear vs. feed rate (b), cutting edge wear vs. volume of cut material (c)

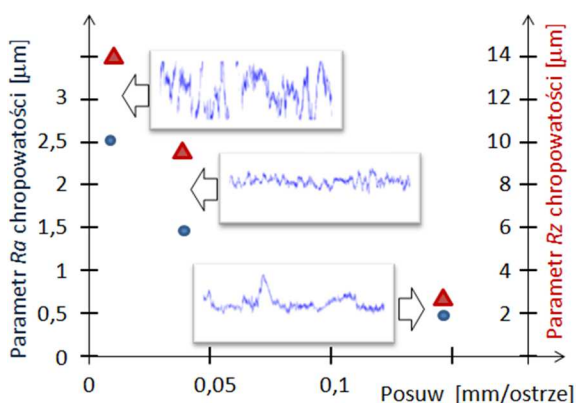
Wartości zużycia ostrzy zestawione w funkcji bicia osiowego płytek skrawających w głowicy frezowej wskazują na to, że im większe wychylenie ostrza od linii nominalnej w głowicy frezowej (bicie osiowe), tym wartość zużycia ostrza jest większa (rys. 4). Analiza nachylenia krzywej zależności liniowej w funkcji posuwu na ostrze wskazuje na to, że im większy posuw na ostrze, tym wpływ ten jest większy.

Chropowatość powierzchni stopu tytanu zależy od posuwu na ostrze i prędkości skrawania oraz wielu innych czynników skrawania. Na rysunku 5 zamieszczono zmniejszenie wartości parametru Ra i Rz w zależności od posuwu na ostrze. Dla małej wartości posuwu, porównywalnej z minimalną grubością warstwy skrawanej, zauważono największe zróżnicowanie profilu. Można zaznaczyć, że warunki skrawania nie były korzystne również ze względu na relatywnie



Rys. 4. Zużycie ostrzy w funkcji bicia osiowego płytek wymiennych w głowicy frezowej

Fig. 4. Cutting edge wear vs. run-out inserts in face milling cutter

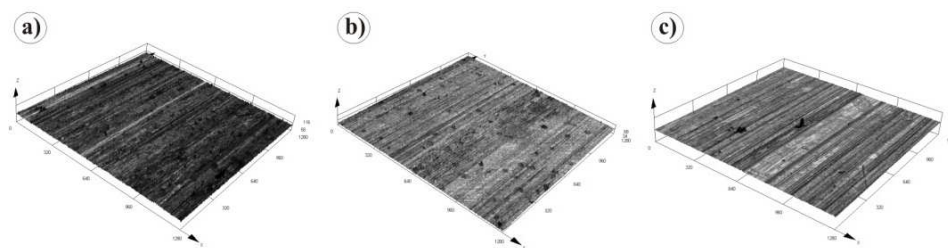


Rys. 5. Wartości chropowatości powierzchni obrabianej po frezowaniu stopu tytanu

Fig. 5. Values of milled surface roughness of titanium alloy

największą prędkość skrawania. Wartości obu parametrów: Ra i Rz są w tym przypadku największe. Przy największej wartości posuwu na ostrze i jednocześnie najmniejszej prędkości skrawania wartości parametrów Ra i Rz są najkorzystniejsze. Niejednorodności profilu powierzchni są efektem nakładania się śladów kolejnych ostrzy, które wykazują znaczne zużycie. Dla posuwu pośredniego ostrza skrawające miały najmniejsze zużycie, pracowały w średniej prędkości skrawania i frezowanie stopu tytanu przebiegało w warunkach najbardziej stabilnych. Ostrza kształtowały powierzchnię równomiernie i profilogram nie wykazał nagłych zróżnicowanych zmian wysokości nierówności.

Na rysunku 6 wizualizowano powierzchnię stopu tytanu w ujęciu 3D dla przebadanych posuwów. Jak można zauważyć, zestawione powierzchnie korespondują z profilogramami z rys. 5. Widoczne jest największe zróżnicowanie powierzchni dla najmniejszego posuwu, natomiast dla największego posuwu można zaobserwować miejscowe zakłócenia regularności śladów ostrzy.



Rys. 6. Obrazy powierzchni obrabionych uzyskane z mikroskopu Olympus 3D LEXT OLS 4000 dla posuwu: a) $f_{z1} = 0,006$, b) $f_{z2} = 0,04$, c) $f_{z3} = 0,145$ mm/ostrze

Fig. 6. Images of machined surfaces obtained with the use of Olympus 3D LEXT OLS 4000 microscope for feed: a) $f_{z1} = 0.006$, b) $f_{z2} = 0.04$, c) $f_{z3} = 0.145$ mm/tooth

5. Wnioski końcowe

Do frezowania powierzchni płaskich trudno obrabialnego stopu tytanu zastosowano płytki skrawające z węglików spiekanych powlekanych. Płytki mocowano w głowicy frezowej, oceniano dla nich bicie osiowe, które później korelowano ze zużyciem ostrzy skrawających. Zużycie ostrzy w głowicy frezowej przebiegało bardzo intensywnie. Końcowe zużycie nie przekroczyło jednak wartości dopuszczalnej. Ślady zużycia na poszczególnych ostrzach narastały równomiernie. Zauważono niewielki wpływ bicia osiowego na zwiększenie intensywności zużycia na danym ostrzu. Powierzchnie obrabione stopu tytanu miały charakter typowy dla frezowania powierzchni płaskich, z wyraźnie widocznymi śladami posuwu na obrót i posuwu na ostrze. Badania chropowatości powierzchni ujawniły korzystny wpływ większego posuwu i mniejszej prędkości skrawania w badanym zakresie.

Literatura

- [1] Davim J.P. (ed.): Machining of Titanium Alloys, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg 2014.
- [2] Ghani J.A., Che Haron C.H., Hamdan S.H., Md Said A.Y., Tomadi S.H.: Failure mode analysis of carbide cutting tools used for machining titanium alloy. *Ceram Int.*, 39 (2013) 4449-4456.
- [3] Hughes J., Sharman A., Ridgway K.: The effect of cutting tool material and edge geometry on tool life and workpiece surface integrity, *Proc. Inst. Mech. Eng. Part B, J. Eng. Manuf.*, 220 (2006) 93-107.
- [4] Jawaid A., Sharif S., Koksai S.: Evaluation of wear mechanisms of coated carbide tools when face milling titanium alloy, *J. Mat. Proc. Technol.*, 99 (2000) 266-274.
- [5] Sun J., Guo Y.: A comprehensive experimental study on surface integrity by end milling Ti-6Al-4V, *J. Mat. Proc. Technol.*, 209 (2009) 4036-4042.
- [6] Żurawski Ł., Pałka T., Zawada-Tomkiewicz A.: Poprawienie efektywność frezowania powierzchni płaskich. *Obróbka Skrawaniem 6 – Efektywne wytwarzanie*, Wrocław 2012.

INVESTIGATION OF EFFECT OF TOOL WEAR OF CUTTING EDGES OF FACE MILLING CUTTER ON SURFACE ROUGHNESS OF TITANIUM ALLOY

Summary

This paper presents the results of milling tests of flat surfaces of WT22 (Ti-6Al-5Mo-5V-1Cr-1Fe) titanium alloy (hardness 40 HRC) with the use of titanium nitride coated sintered carbides. Selection of milling parameters and measurement methods was related to the analysis of the contact phenomena occurring during machining using the indexable tools, which form the machined surface as a result of the overlapping interactions. The face milling cutter with eight interchangeable inserts has a modern construction of blade tip in the form of an Ab, superfinish surface. The investigations of cutting edge wear and roughness of machined surface were carried out at three feed rates, taking into account face run-out of cutting edges.

Keywords: milling of flat surface, cutting edge wear, surface roughness of machined surface, machining of titanium alloy

DOI: 10.7862/rm.2017.36

Otrzymano/received: 12.07.2017
Zaakceptowano/accepted: 24.09.2017

Łukasz ŻYŁKA¹
Robert BABIARZ²
Marcin PŁODZIEN³
Paweł SUŁKOWICZ⁴
Mateusz PASIERB⁵

ZASTOSOWANIE CO₂ JAKO CHŁODZIWA W PROCESIE TOCZENIA

Zastosowanie chłodziwa w procesach obróbkowych ma istotne znaczenie dla przebiegu i wyniku procesu skrawania. Jedną z podstawowych funkcji, jakie spełniają chłodziwa w procesie skrawania, jest redukcja temperatury w strefie skrawania, a przez to m.in. zwiększenie trwałości narzędzia. Z uwagi na uciążliwość dla środowiska naturalnego chłodziw na bazie olejów oraz ograniczone zdolności przemieszczania ciepła skrawania stale poszukuje się innych, proekologicznych mediów chłodzących, głównie w postaci gazowej. W związku z tym w artykule przedstawiono wyniki badań zastosowania ciekłego CO₂ jako chłodziwa w procesie toczenia stali. Mierzono siły skrawania oraz temperaturę w strefie skrawania. Porównano proces chłodzenia CO₂ z obróbką na sucho i z zastosowaniem sprężonego powietrza. W wyniku zastosowania ciekłego CO₂ jako chłodziwa uzyskano znaczącą redukcję temperatury oraz sił skrawania.

Słowa kluczowe: toczenie, chłodzenie, CO₂

1. Wprowadzenie

Procesowi skrawania towarzyszy powstawanie dużej ilości ciepła. Szacuje się, że prawie cała energia dostarczana do procesu jest zamieniana w ciepło [3]. Ciepło wnika do wszystkich elementów składowych procesu skrawania, głównie do przedmiotu obrabianego i narzędzia, powodując wzrost ich temperatury. Wzrost temperatury przedmiotu obrabianego może mieć charakter lokalny, polegający na występowaniu dużych gradientów temperatur na powierzchni obrabianej. Może to skutkować przemianami fazowymi lub strukturalnymi materiału.

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Łukasz Żyłka, Politechnika Rzeszowska, ul. W. Pola 2, 35-959 Rzeszów, tel.: 17 8651374, e-mail: zylka@prz.edu.pl

² Robert Babiarez, Politechnika Rzeszowska, e-mail: robertb@prz.edu.pl

³ Marcin Płodzień, Politechnika Rzeszowska, e-mail: plodzien@prz.edu.pl

⁴ Paweł Sułkowicz, Politechnika Rzeszowska, e-mail: sulkowicz@prz.edu.pl

⁵ Mateusz Pasierb, absolwent Politechniki Rzeszowskiej

W konsekwencji miejscowo w warstwie wierzchniej będą występować strefy materiału o zmienionych właściwościach, głównie mechanicznych. Zmiana właściwości materiału na skutek działania wysokiej temperatury powoduje zazwyczaj pogorszenie właściwości eksploatacyjnych powierzchni. Dlatego też należy unikać wzrostu temperatury na powierzchni przedmiotu obrabianego, aby nie doprowadzić do termicznego uszkodzenia warstwy wierzchniej.

W procesie skrawania może również dojść do sytuacji, w której ciepło wnika do przedmiotu obrabianego i powoduje wzrost jego temperatury. Na skutek zjawiska rozszerzalności cieplnej materiału dochodzi do zmiany wymiarów przedmiotu obrabianego. W związku ze zwiększeniem wymiarów przedmiotu zwiększeniu ulegnie również naddatek obróbkowy, jaki został przewidziany do usunięcia. W konsekwencji, po ostygnięciu przedmiot może mieć wymiary poniżej pola tolerancji. Skutkuje to zabrakowaniem przedmiotu. Kolejną konsekwencją generowania ciepła w procesie skrawania jest nagrzewanie ostrza narzędzia [2, 5, 6]. Wzrost temperatury ostrza przyczynia się przede wszystkim do zwiększenia intensywności jego zużycia [4]. Wysokie temperatury są niejako aktywatorem reakcji chemicznych oraz utleniania, zwiększając również intensywność zużycia ściernego.

Istotne jest zatem poszukiwanie rozwiązań, które zapewnią przejmowanie ciepła skrawania oraz redukcję temperatury przedmiotu obrabianego i narzędzia. Jednym z kierunków rozwoju chłodzenia w procesie skrawania jest stosowanie płynów chłodząco-smarujących (PCS) o niskiej temperaturze w postaci ciekłego azotu, wodoru czy dwutlenku węgla [7, 8]. Media te w postaci ciekłej są w stanie schłodzić narzędzie oraz przedmiot obrabiany do temperatury poniżej zera [1]. W związku z tym przeprowadzono badania doświadczalne wpływu zastosowania ciekłego CO₂ na proces toczenia stali.

2. Warunki badań doświadczalnych

Podstawą stanowiska badawczego była tokarka uniwersalna Knuth V-Turn 410, która została wyposażona w kamerę termowizyjną do rejestracji procesów szybkozmiennych FLIR SC5200 (rys. 1). Przedmiotem obrabianym był wał wykonany ze stali 41Cr4, na którym zostały nacięte rowki umożliwiające bezpieczne wyjście narzędzia z materiału po zakończeniu każdej próby. Wał podparto kłmem w celu uzyskania większej sztywności. Zastosowano nóż tokarski SVJBR 2020K 16 z zamocowaną płytką VCMT 160408-SM IC 907. Narzędzie zamocowano w siłomierzu piezoelektrycznym 9121 firmy Kistler. Ładunek był wzmacniany za pomocą wzmacniacza Kistler 5070. Zastosowano przetwornik analogowo-cyfrowy NI 6009. Dane rejestrowano w komputerze za pomocą oprogramowania LabVIEW. Badania prowadzono na sucho, podając sprężone powietrze o ciśnieniu 0,6 MPa oraz skroplony CO₂. Zastosowano stałe parametry skrawania: głębokość skrawania $a_p = 1$ mm oraz prędkość skrawania $v_c = 50$ m/min. Dla

każdego rodzaju chłodzenia oraz obróbki na sucho zmieniano posuw $f = 0,05; 0,085; 0,13$ mm/obr.

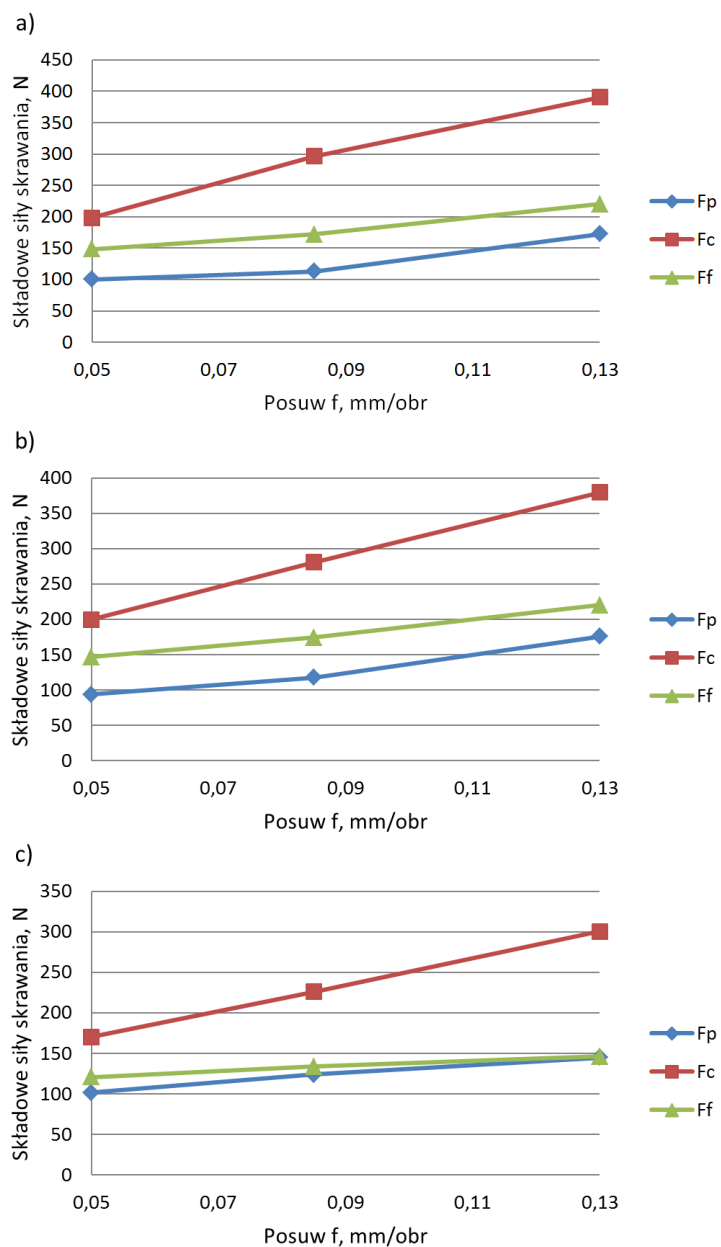


Rys. 1. Stanowisko badawcze

Fig. 1. Test stand

3. Analiza składowych siły skrawania

Rejestrowano trzy składowe siły skrawania: składową główną F_c , składową posuwową F_f i składową odporową F_p . Na wykresach (rys. 2) przedstawiono zmianę wartości składowych siły skrawania w funkcji posuwu dla trzech badanych metod chłodzenia. Z przedstawionych danych wynika, że w procesie toczenia stali z użyciem chłodziwa CO₂ obserwuje się znaczący spadek wartości sił w porównaniu z toczeniem na sucho i ze sprężonym powietrzem. Przykładowo wartość składowej F_c dla $f = 0,13$ mm/obr. jest o ok. 25% niższa niż w przypadku obróbki na sucho lub ze sprężonym powietrzem. Tendencja ta utrzymuje się niezależnie od wartości posuwu. Podobny wpływ wywiera zastosowanie CO₂ na wartość składowej posuwowej. Na uwagę zasługuje fakt, że stosowanie chłodziwa CO₂ nie wpływa znacząco na wartość składowej odporowej siły skrawania. Niezależnie do rodzaju chłodzenia siła ta ma stałą wartość. Wyniki badań pozwalają stwierdzić, że zastosowane toczenie na sucho i ze sprężonym powietrzem nie ma znaczącego wpływu na wartości składowych siły skrawania. Z kolei zastosowanie CO₂ wpływa korzystnie na proces skrawania, gdyż prowadzi do obniżenia wartości składowych F_c i F_f o ok. 1/4.

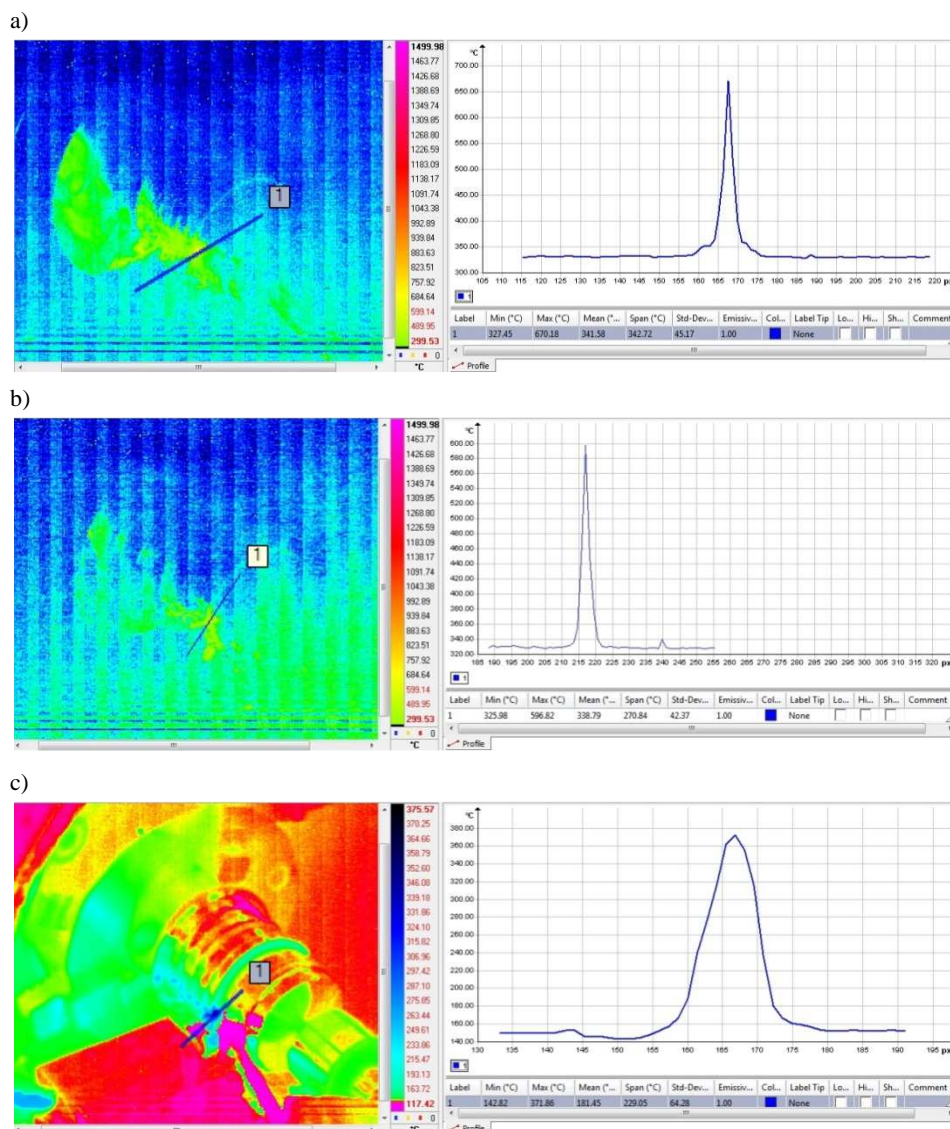


Rys. 2. Zmiana składowych siły skrawania w funkcji posuwu, w toczeniu: a) na sucho, b) ze sprężonym powietrzem, c) z CO₂

Fig. 2. Changes of the cutting force components as a function of feed in turning: a) without coolant, b) with compressed air, c) with CO₂

4. Analiza temperatury skrawania

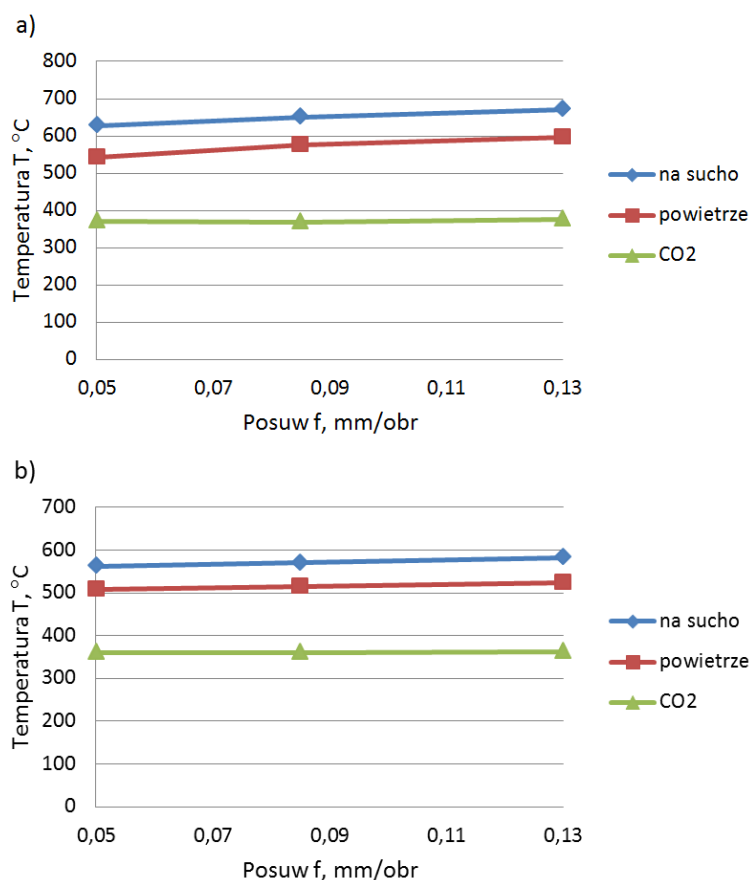
Rejestrowano temperaturę skrawania dla trzech metod chłodzenia, w każdej zmieniając wartość posuwu. Otrzymane termogramy poddano analizie pod kątem miejsca występowania najwyższej temperatury, a następnie przeprowadzono



Rys. 3. Rozkład pola temperatur dla posuwu $f = 0,13$ mm/obr. podczas toczenia: a) na sucho, b) z chłodzeniem sprężonym powietrzem, c) z chłodzeniem CO₂

Fig. 3. Distribution of the temperature for feed $f = 0.13$ mm/rev in turning: a) without cooling, b) with compressed air cooling c) with CO₂ cooling

przekrój prostą. Wzdłuż prostej były odczytywane wartości zarejestrowanych temperatur, z których tworzono dwuwymiarowe wykresy. Przykładowe wyniki przedstawiono na rys. 3. Następnie zestawiono wartości maksymalne oraz wartości średnie temperatur w funkcji posuwu dla trzech sposobów chłodzenia. Wyniki przedstawiono na rys. 4.



Rys. 4. Zmiana temperatury skrawania w funkcji posuwu: a) wartości maksymalne, b) wartości średnie

Fig. 4. Changes of the cutting temperature as a function of feed: a) maximum values, b) average values

Zastosowanie chłodzenia skroplonym dwutlenkiem węgla spowodowało zdecydowane obniżenie wartości zarejestrowanych maksymalnych temperatur. Dla posuwu $f = 0,05$ mm/obr. odnotowano najniższą temperaturę, która wyniosła 370°C . Zaobserwowano również, że wzrost posuwu w toczeniu z chłodzeniem CO_2 ma niewielki wpływ na temperaturę, gdyż dla $f = 0,13$ mm/obr. maksymalna temperatura wyniosła 375°C . Różnica pomiędzy procesem z $f = 0,05$ mm/obr.

to zaledwie 5°C. Największą różnicę temperatur zaobserwowano dla $f = 0,13$ mm/obr. W procesie toczenia z zastosowaniem CO₂ uzyskano temperaturę 375°C, co daje aż 295°C różnicy w porównaniu z obróbką na sucho. Dla $f = 0,05$ mm/obr. różnica wyniosła 269°C, a dla $f = 0,085$ mm/obr.: 281°C.

Obliczając średnie wartości temperatur, można dostrzec, że charakter zmian i różnic wartości jest bardzo podobny jak w przypadku wartości maksymalnych. Charakterystyki zmiany temperatury dla wszystkich sposobów chłodzenia są zbliżone do liniowych.

Zastosowanie chłodzenia CO₂ spowodowało, że średnia temperatura dla każdego z trzech posuwów była prawie identyczna. Może to świadczyć o bardzo dużej intensywności chłodzenia strefy skrawania, tak dużej że wpływ wielkości posuwu w badanym zakresie jest pomijalny.

5. Podsumowanie

Przeprowadzone badania dowiodły, że zagadnienie chłodzenia procesu skrawania jest bardzo istotne. Wybór medium chłodzącego wpływa m.in. na wartości składowych siły skrawania oraz na temperaturę skrawania. Wykazano, że zastosowanie ciekłego dwutlenku węgla jako chłodziwa przyczyniło się znacząco do redukcji wartości składowych siły skrawania, głównie F_c i F_f , średnio o ok. 25%. To z kolei powoduje zmniejszone obciążenie mechaniczne przedmiotu obrabianego i narzędzia. Zastosowanie CO₂ spowodowało przede wszystkim znaczącą redukcję temperatury skrawania, średnio o ok. 300°C. W porównaniu z temperaturą zarejestrowaną podczas obróbki na sucho oznacza to jej zmniejszenie prawie o 50%.

Literatura

- [1] Chorowski M.: Kriogenika – podstawy i zastosowania, Wydawnictwo MASTA, Gdańsk 2007.
- [2] Dhananchezian M., Pradeep Kumar M.: Cryogenic turning of the Ti-6Al-4V alloy with modified cutting tool inserts, *Cryogenics*, 51 (2011) 34-40.
- [3] Jawahir I.S.: Cryogenic manufacturing processes, *CIRP Annals – Manuf. Technol.*, 65 (2016) 713-736.
- [4] Oczóś K.E.: Zwiększenie efektywności procesów skrawania stopów tytanu, *Mechanik*, 76 (2003) 543-550.
- [5] Wolszczak P., Szalczyński P., Płaska S.: Chłodzenie narzędzi skrawających, *Mechanik*, 88 (2015) 3CD, 163-170.
- [6] Wstawska I., Ślimak K.: The influence of cooling techniques on surface roughness and tool wear during cryogenic machining, *Arch. Mech. Technol. Automation*, 34 (2014) 51-59.
- [7] Yildiz Y., Nalbant M.: A review of cryogenic cooling in machining processes, *Int. J. Machine Tools Manuf.*, 48 (2008) 947-964.

- [8] Żurawski Ł., Storch B., Zawada-Tomkiewicz A.: Measurement of cutting forces during turning of shaft preliminarily cooled using cryogenic liquid, *Mechanik*, 89 (2016) 1506-1507.

USING CO₂ AS A COOLANT IN TURNING PROCESS

Summary

The use of coolant in machining processes is very important for the cutting process and its result. One of the basic functions that coolant perform in the cutting process is the reduction of the temperature in the cutting zone and increasing of tool life. Due to the fact that oil-based coolants are burdensome for the environment and have limited heat transfer capabilities, other pro-ecological cooling fluids are constantly looking for, mainly gases. Taking this into account, the results of studies on the use of CO₂ liquid as a coolant in the steel turning process are presented in this paper. Components of the cutting force and the temperature in the cutting zone were measured. Turning processes with the use of the CO₂, compressed air and without coolant were compared. As a result of the use of liquid CO₂ as a coolant, a significant reduction in temperature and component cutting forces has been achieved.

Keywords: turning, cooling, CO₂

DOI: 10.7862/rm.2017.37

Otrzymano/received: 12.07.2017

Zaakceptowano/accepted: 27.09.2017

Łukasz ŻYŁKA¹

Robert BABIARZ²

Marcin PŁODZIEN³

Paweł SUŁKOWICZ⁴

Wiktor BOBKO⁵

Renata REMBIASZ⁶

ZUŻYCIE ŚCIERNICY W SZLIFOWANIU CFG

W artykule przeprowadzono badania jednej z odmian szlifowania, którą jest szlifowanie głębokie z posuwem pelzającym, zwane szlifowaniem CFG (Creep-Feed Grinding). Charakteryzuje się ono dużymi wartościami dosuwu, co powoduje intensywne zużycie ściernicy. Ze względu na to, że jest to szlifowanie jednoprzęściowe i zużycie ściernicy postępujące podczas obróbki ma bezpośredni wpływ na dokładność wymiarowo-kształtową szlifowanej powierzchni, przebadano zużycie promieniowe ściernicy w szlifowaniu CFG stopu Inconel 718. Zakres badań obejmował wpływ posuwu obciągania oraz objętości właściwej zeszlifowanego materiału na wielkość zużycia promieniowego ściernicy. Wykazano, że zużycie promieniowe ściernicy jest zależne głównie od objętości zeszlifowanego materiału. Nie wykazano istotnego wpływu zmiany parametrów obciągania ściernicy.

Słowa kluczowe: szlifowanie, szlifowanie CFG, zużycie ściernicy

1. Wprowadzenie

Jedną z odmian szlifowania jest szlifowanie głębokie z posuwem pelzającym, określane mianem szlifowania CFG (Creep-Feed Grinding). Proces ten charakteryzuje się bardzo małymi wartościami posuwu szlifowania oraz bardzo dużym dosuwem, dochodzącym nawet do 20 mm [2, 3]. Szlifowanie CFG charakteryzuje się dużą wydajnością i dobrą jakością obrabianej powierzchni. Znajduje zastosowanie głównie do szlifowania materiałów trudnoskrawalnych, np. stopów na osnowie niklu [2, 7]. Istotną zaletą szlifowania CFG są niższe koszty w stosunku do frezowania czy szlifowania konwencjonalnego. W przeciwień-

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Łukasz Żyłka, Politechnika Rzeszowska, ul. W. Pola 2, 35-959 Rzeszów, tel.: 17 8651374, e-mail: zylka@prz.edu.pl

² Robert Babiarez, Politechnika Rzeszowska, e-mail: robertb@prz.edu.pl

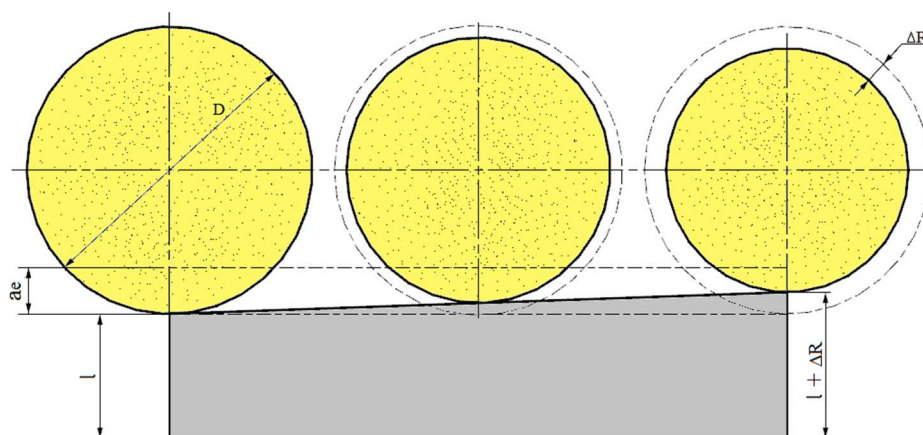
³ Marcin Płodzień, Politechnika Rzeszowska, e-mail: plodzien@prz.edu.pl

⁴ Paweł Sułkowicz, Politechnika Rzeszowska, e-mail: sulkowicz@prz.edu.pl

⁵ Wiktor Bobko, absolwent Politechniki Rzeszowskiej

⁶ Renata Rembiasz, absolwentka Politechniki Rzeszowskiej

stwie do klasycznego szlifowania postępowo-zwrotnego, w szlifowaniu CFG nie występują przestoje między przejazdami, gdyż materiał jest usuwany w jednym lub dwóch przejściach. Powoduje to jednak, że profil czynnej powierzchni ściernicy jest bezpośrednio odwzorowywany na powierzchni przedmiotu obrabianego. Bardzo ważnym zagadnieniem jest zatem poznanie procesów zużycia ściernicy i ich wpływu na jakość obrabianej powierzchni [6]. Ściernica w procesie szlifowania podlega różnorodnym rodzajom zużycia. Są to przede wszystkim ścieranie i wykruszanie ziaren ściernych, jak również zalepianie porów [1, 4, 5]. Procesy te z kolei powodują występowanie zużycia promieniowego ściernicy mającego wpływ na dokładność wymiarowo-kształtową szlifowanej powierzchni, co zaprezentowano na rys. 1.



Rys. 1. Wpływ zużycia promieniowego ściernicy na wymiar przedmiotu

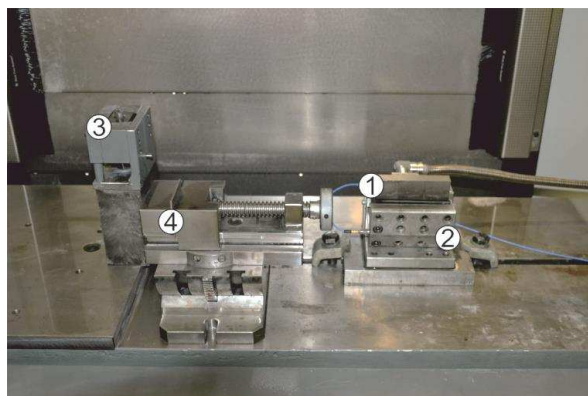
Fig. 1. The influence of radial wear of grinding wheel on the dimension of the workpiece

Zużycie promieniowe ΔR wiąże się ze zmianą wymiaru charakterystycznego ściernicy D . W przypadku szlifowania jednoprejsiowego zużycie promieniowe postępuje wraz ze wzrostem objętości zeszlifowanego materiału i powoduje zmianę rzeczywistej wartości usuwanego nadmiaru obróbkowego. W konsekwencji wartość zużycia promieniowego ściernicy ΔR zwiększa wymiar szlifowanego przedmiotu l . Powoduje również powstawanie błędów kształtu na długości szlifowania. Biorąc to pod uwagę, przeprowadzono badania doświadczalne w celu określenia zmian zużycia promieniowego ściernicy w szlifowaniu CFG.

2. Warunki badań

Badania doświadczalne procesu szlifowania CFG zostały przeprowadzone na stanowisku badawczym zbudowanym z wykorzystaniem szlifierki CNC do płaszczyzn i profili FS 640Z firmy Geibel&Hotz (rys. 2). Pomiar składowych siły

szlifowania realizowano za pomocą 3-składowego siłomierza 9121 firmy Kistler. Siłomierz był podłączony do wzmacniacza ładunku Kistler 5070, a dane rejestrowane za pomocą przetwornika analogowo-cyfrowego USB 6215 firmy National Instrument.



Rys. 2. Stanowisko badawcze: 1 – próbka, 2 – siłomierz, 3 – obciążacz, 4 – blaszka

Fig. 2. Test stand: 1 – specimen, 2 – dynamometer, 3 – dresser, 4 – blade

Po każdym przejściu ściernicy był realizowany pomiar zużycia promieniowego przez odwzorowanie profilu ściernicy na blaszce ze stali S235 zamontowanej w imadle. Długość blaszek była równa wysokości ściernicy i wynosiła 50 mm, co pozwalało na odwzorowanie profilu całej powierzchni ściernicy. Blachy były skanowane za pomocą konturografu MarSurf XC 20 i określana była wartość zużycia promieniowego jako różnica pomiędzy wymiarami czynnej i biernej powierzchni ściernicy. Chropowatość szlifowanej powierzchni mierzono w pięciu punktach równo oddalonych od siebie na długości szlifowanej próbki.

Badania prowadzono ze stałymi parametrami szlifowania i obciążania zestawionymi w tab. 1. W pierwszym etapie badań zmieniano głębokość szlifowania w każdym przejściu ściernicy, co odpowiadało różnym wartościom właściwej objętości zeszlifowanego materiału. Po każdym przejściu ściernica była obciążana ze stałymi parametrami. Drugi etap badań polegał na szlifowaniu ze zmiennymi

Tabela 1. Parametry szlifowania i obciążania

Table 1. Grinding and dressing parameters

Parametry szlifowania	
Prędkość szlifowania	$v_s = 25 \text{ m/s}$
Prędkość posuwu szlifowania	$v_f = 80 \text{ mm/min}$
Szerokość szlifowania	$b = 15 \text{ mm}$
Długość szlifowania	$l = 80 \text{ mm}$
Parametry obciążania	
Dosuw obciążania	$a_d = 0,01 \text{ mm}$
Liczba przejść	$i_d = 5$

wartościami posuwu obciążania, a parametry szlifowania były stałe. Zastosowano ściernicę 43A-70-G15 firmy Krebs&Riedel z mieszaniną ziaren elektrokorundu i korundu rubinowego. Szlifowano ze stałymi parametrami chłodzenia (ciśnienie 2 MPa) i czyszczenia ściernicy (ciśnienie 8 MPa), stosując płyn obróbkowy w postaci 4% wodnego roztworu syntetycznego chłodziwa AquaTec 7000 firmy Oelheld.

3. Wyniki badań i ich analiza

W pierwszym etapie badań zmieniano w każdym przejściu szlifowania wartość dosuwu a_e z zakresu: 0,6; 0,8; 1; 1,2; 1,4 mm. Każda wartość dosuwu odpowiadała określonej wartości właściwej objętości zeszlifowanego materiału. Po każdym przejściu mierzono zużycie promieniowe ściernicy, a wyniki zestawiono w tab. 2. Graficzne przedstawienie zmiany zużycia promieniowego ściernicy w funkcji właściwej objętości zeszlifowanego materiału przedstawia rys. 3.

Tabela 2. Wpływ dosuwu i objętości właściwej szlifowania na zużycie promieniowe ściernicy

Table 2. The influence of in-feed and specific volume of grinding on radial wear of grinding wheel

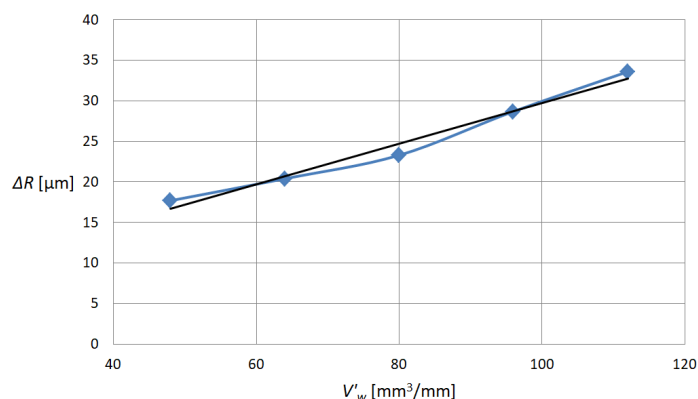
a_e [mm]	0,6	0,8	1	1,2	1,4
V_w' [mm ³ /mm]	48	64	80	96	112
ΔR [μm]	17,7	20,4	23,3	28,7	33,6

Otrzymane wyniki aproksymowano prostą o równaniu $\Delta R = 0,25V_w' + 4,7$. Dopasowanie prostej wyniosło $R^2 = 0,976$. Otrzymane wyniki i zależność funkcyjna pozwalają na wyznaczenie zużycia promieniowego ściernicy w zależności od przewidywanej właściwej objętości szlifowanego materiału. Można przyjąć, że zużycie promieniowe jest proporcjonalne do objętości zeszlifowanego materiału. W praktyce pomocny może się okazać wskaźnik określający wielkość zużycia promieniowego, jakie przypada na 1 mm³/mm zeszlifowanego materiału. W tabeli 3 przedstawiono zatem wartości zmierzone i obliczone dla wszystkich prób szlifowania. Z analiz wynika, że dla zastosowanej ściernicy, materiału przedmiotu obrabianego i ustalonych warunków szlifowania średnie zużycie promieniowe ściernicy przypadające na 1 mm³/mm zeszlifowanego materiału wynosi: $\Delta R = 0,3$ μm.

Tabela 3. Zużycie promieniowe ściernicy przypadające na 1 mm³/mm

Table 3. Radial wear of grinding wheel per 1 mm³/mm

V_w' [mm ³ /mm]	48	64	80	96	112
$\Delta R/V_w'$ [μm]	0,28	0,31	0,3	0,31	0,3



Rys. 3. Zmiana zużycia promieniowego ściernicy w funkcji właściwej objętości zeszlifowanego materiału

Fig. 3. Change of radial wear as a function of specific volume of grinded material

Drugi etap badań polegał na określeniu wpływu jednego z parametrów obciążania ściernicy – posuwu obciążania na zużycie promieniowe. Parametr ten został wybrany głównie ze względu na to, że ma kluczowe znaczenie dla kształtowania topografii czynnej powierzchni ściernicy, czyli właściwości skrawne oraz zużycie. Podstawą do wyznaczenia posuwu obciążania jest wartość wskaźnika pokrycia k_d , który wyraża się zależnością:

$$k_d = \frac{b_d}{f_d} \quad (1)$$

gdzie: b_d – czynna szerokość obciążacza,
 f_d – posuw obciążania.

Czynna szerokość obciążacza b_d to szerokość obciążacza mierzona dla określonej wartości dosuwu obciążania. Dla dosuwu obciążania $a_d = 0,01$ mm szerokość obciążacza $b_d = 0,3$ mm. Z uwagi na to, że w procesie obciążania wielkością nastawną procesu jest prędkość posuwu obciążania v_{fd} , zależność (1) przekształcono, otrzymując wzór (2), tak aby móc wyznaczać bezpośrednio wartość v_{fd} :

$$v_{fd} = \frac{b_d \cdot n_s}{k_d} \quad (2)$$

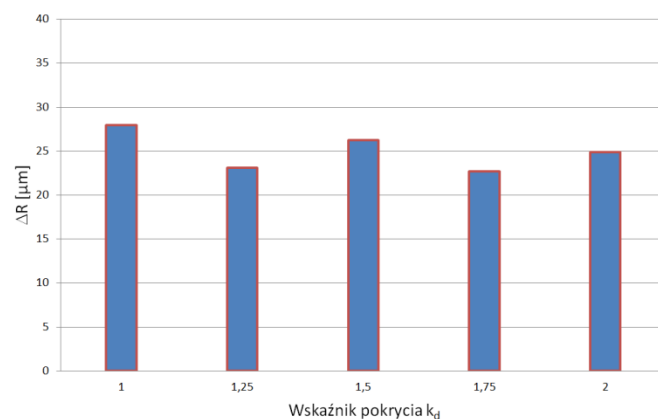
gdzie: v_{fd} – prędkość posuwu obciążania,
 b_d – czynna szerokość obciążacza,
 k_d – wskaźnik pokrycia,
 n_s – prędkość obrotowa ściernicy.

Badania przeprowadzono z prędkościami posuwu obciążania zestawionymi w tab. 4. Wyniki pomiarów zużycia promieniowego ściernicy zestawiono na rys. 4.

Tabela 4. Zmienne parametry procesu obciążania

Table 4. Variable parameters of dressing process

k_d	1	1,25	1,5	1,75	2
v_{fd} [mm/min]	500	400	330	280	250

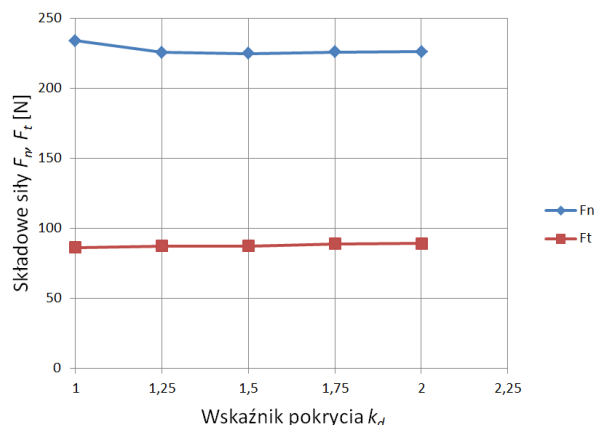


Rys. 4. Zmiana zużycia promieniowego ściernicy w funkcji wskaźnika pokrycia

Fig. 4. Change of radial wear of grinding wheel as a function of coverage ratio

Z przedstawionych na rys. 4 wyników można wywnioskować, że zmiana wskaźnika pokrycia w procesie obciążania nie ma istotnego wpływu na zużycie promieniowe ściernicy. W przeciwieństwie do objętości zeszlifowanego materiału prędkość posuwu obciążania wywiera znikomy wpływ na zużycie promieniowe. Wielkość zużycia promieniowego ściernicy wahała się w granicach $\Delta R = 23\text{-}27 \mu\text{m}$. Nie zauważono przy tym jednoznacznego trendu zmiany wartości ΔR . Zjawisko to można wytłumaczyć tym, że w szlifowaniu CFG stosuje się ściernice wielkoporowe o dość dużym ziarnie. W tego typu ściernicach ukształtowanie CPS jest zależne w mniejszym stopniu od parametrów obciążania. Decydujący wpływ ma charakterystyka ściernicy. Potwierdzeniem tego faktu mogą być wyniki chropowatości powierzchni, która była mierzona na długości próbki (odpowiednio do długości szlifowania). W każdym przypadku można zaobserwować, że na początku szlifowania (1/5 długości szlifowania) chropowatość jest znacznie niższa niż na pozostałej długości próbki (4/5 l). Tłumaczyć to można tym, że na początku szlifowania CPS jest ukształtowana przez proces obciążania,

natomiast w dalszej części procesu szlifowania CPS kształtują wielkość i rozmieszczenie ziaren ściernych oraz proces ich zużycia, które są niezależne od parametrów obciążania. Potwierdzeniem tego faktu może być rys. 5, który przedstawia wartości składowych siły szlifowania w funkcji wskaźnika pokrycia. Widać wyraźnie, że parametry obciążania nie wpływają istotnie na wartości sił w przeciwieństwie do klasycznego szlifowania.



Rys. 5. Zmiana składowych siły szlifowania w funkcji wskaźnika pokrycia

Fig. 5. Change of grinding force components as a function of coverage ratio

4. Podsumowanie

Jednym z rodzajów zużycia ściernicy, jakie występują w procesie szlifowania, jest zużycie promieniowe. Jest ono związane ze zmianą promienia ściernicy w trakcie procesu obróbki. W przypadku szlifowania jednoprzęściowego, do którego zalicza się szlifowanie CFG, zmiana promienia ściernicy powoduje zmianę wymiaru szlifowanej powierzchni. W konsekwencji występują błędy kształtu i wymiaru szlifowanej powierzchni. Z przeprowadzonych badań doświadczalnych wynika, że najsilniejszy wpływ na zużycie promieniowe ściernicy ma objętość zeszlifowanego materiału. Zużycie to rośnie proporcjonalnie do objętości usuniętego materiału, a dla przyjętych warunków badań przyrost zużycia wyniósł w przybliżeniu $0,3 \mu\text{m}$ na $1 \text{ mm}^3/\text{mm}$. Z badań wynika również, że zużycie promieniowe ściernicy nie zależy od przyjętych parametrów obciążania ściernicy. Zmieniono posuw obciążania w zakresie wskaźnika pokrycia $k_d = 1-2$. Zmiana zużycia promieniowego ściernicy wyniosła około 10%, a zmiana miała charakter losowy.

Literatura

- [1] Ahrens M., Damm J., Dagen M., Denkena B., Ortmaier T.: Estimation of dynamic grinding wheel wear in plunge grinding, *Procedia CIRP*, 58 (2017) 422-427.

- [2] Grigoriev S.N., Starkov V.K., Gorin N.A., Krajnik P., Kopač J.: Creep-feed grinding: an overview of kinematics, parameters and effects on process efficiency, *J. Mech. Eng.*, 60 (2014) 213-220.
- [3] Malkin S., Changsheng G.: *Grinding technology. Theory and Applications of Machining with Abrasives*. Industrial Press, 2008.
- [4] Novoselov Yu., Bratan S., Bogutsky V.: Analysis of relation between grinding wheel wear and abrasive grains wear, *Procedia Eng.*, 150 (2016) 809-814.
- [5] Oczóś K., Porzycki J.: *Szlifowanie*. WNT, Warszawa 1986.
- [6] Ortega N., Bravo I., Pombo H., Sánchez J.A., Vidal G.: Thermal analysis of creep feed grinding, *Procedia Eng.*, 132 (2015) 1061-1068.
- [7] Sikora M., Lajmert P., Ostrowski D., Kruszyński B.: Szlifowanie stopów niklu na szlifierce kłowej do wałków, *Mechanik*, 87 (2014) CD, 289-292.

GRINDING WHEEL WEAR IN CREEP-FEED GRINDING

Summary

One of the grinding methods is deep grinding with slow feed, called Creep-Feed Grinding (CFG). The CFG process analysed in this paper is characterized by high in-feed values what causes intensive wear of grinding wheel. Due to the fact that it is one-pass grinding, grinding wheel wear during machining has an influence on dimensional and shape accuracy of grinding surface. Taking the above mentioned into account, the experimental study of radial wear of grinding wheel in CFG of Inconel 718 was performed. The influence of the dressing feed and the volume of grinded material on the radial wear of the grinding wheel were determined. It was found that radial wear of grinding wheel mainly depends on the volume of grinded material. The significant effect of the change in parameters of grinding wheel dressing was not revealed.

Keywords: Grinding, creep-feed grinding, grinding wheel wear

DOI: 10.7862/rm.2017.38

Otrzymano/received: 12.07.2017

Zaakceptowano/accepted: 27.09.2017

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).