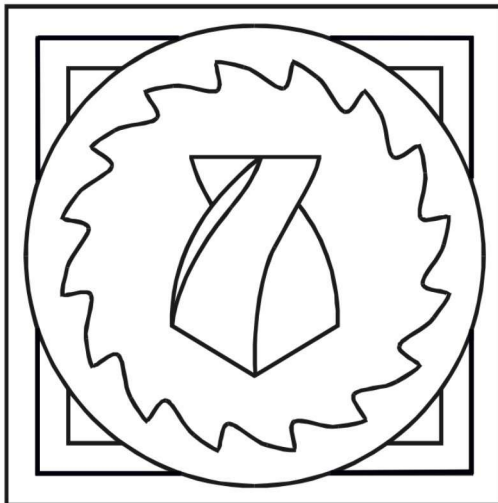


РІЗАННЯ ТА ІНСТРУМЕНТИ

В ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМАХ

91'2019



МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ ТА НАУКИ УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
«ХАРКІВСЬКИЙ ПОЛІТЕХНІЧНИЙ ІНСТИТУТ»

Ministry of Education & Science of Ukraine
National Technical University
«Kharkiv Polytechnic Institute»

**РІЗАННЯ
ТА
ІНСТРУМЕНТ
В ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМАХ**

**CUTTING & TOOL
IN TECHNOLOGICAL SYSTEM**

**Міжнародний науково-технічний збірник
International Scientific-Technical Collection**

*Заснований у 1966 р. М. Ф. Семко
Found by M. F. Semko in 1966*

**ВИПУСК № 91
Edition № 91**

Харків НТУ «ХПІ» – 2019 – Kharkiv NTU «KhPI»

ББК 34.63
УДК 621.91

Державне видання
Свідоцтво Державного комітету телебачення і радіомовлення України
КВ № 7840 від 8 вересня 2003 року
Друкується за рішенням Вченої Ради НТУ "ХПІ",
протокол № 8 від 27.09.2019 р.

Редакційна колегія:

Головний редактор Грабченко А.І., *заступники головного редактора* Бєліков С.Б., Ковальов В.Д., Федорович В.О., Трищ Р.М., *відповідальний редактор* Островерх Є.В., *члени редакційної колегії, рецензенти:* Антоноук В.С., Басова Є.В., Волкогон В.М., Доброскок В.Л., Добротворський С.С., Залога В.О., Іванов В.О., Іванова М.С., Кальченко В.В., Криворучко Д.В., Лавриненко В.І., Павленко І.В., Пермяков О.А., Піжов І.М., Пупань Л.І., Ступницький В.В., Тонконогий В.М., Усов А.В., Хавін Г.Л. (Україна), Міко Балаш, Кундрак Янош, Тамаш Петер, Фельо Чаба, (Угорщина), Хатала Міхал, Манкова Ільдїко, Каганова Дагмар, Хорнакова Наталя (Словаччина), Маркопулос Ангелос, Мамалїс Атанасїос (Греція), Гуйда Доменїко (Італія), Дашич Предраг (Сербія), Мір'яніч Драголюб (Боснія і Герцоговина), Марусїч Влатко (Хорватія), Цїшак Олаф, Трояновска Юстїна (Польща), Еммер Томас (Нїмеччина), Едл Мілан (Чехія), Турманїдзе Рауль (Грузія)

У збірнику представлені наукові статті, в яких розглядаються актуальні питання в області механїчної обробки рїзних сучасних матеріалів із застосуванням високопродуктивних технологїй, нових методик, вимїрювальних приладів для контролю якості оброблених поверхонь і високоефективних рїзальних інструментів. Розглядаються аспекти оптимїзацї та математичного моделювання на рїзних етапах технологїчного процесу.

Для інженерів і наукових співробітників, що працюють в області технологїї машинобудування, рїзання матеріалів, проектування рїзальних інструментів в технологїчних системах.

*З квітня 2013 р. науковий збірник «Рїзання та інструмент в технологїчних системах» включений в довідник періодичних видань бази даних *Ulrich's Periodicals Directory (New Jersey, USA)**

Р34 Резание и инструменты в технологических системах: Міжнар. наук.-техн. зб. – Харків: НТУ «ХПІ», 2019. – Вип. 91. – 232 с.

Адреса редакційної колегії: вул. Кирпичова, 2, Харків, 61002, Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», кафедра «Інтегровані технологїї машинобудування» ім. М.Ф. Семка, тел. +38 (057) 706-41-43.

ББК 34.63

Матеріали відтворені з авторських оригіналів
НТУ «ХПІ», 2019

A. Grabchenko, I. Pyzhov, V. Dobroskok,
V. Fedorovich, Y. Ostroverkh, Kharkiv, Ukraine

SPECIFICITY OF USING DIAMOND MICROPOWDERS IN WHEELS ON METALLIC BONDS

Abstract. *Some issues related to the possibility of increasing the efficiency of shaping blade tools from polycrystalline superhard materials by diamond grinding are considered. It has been established that one of the ways to increase the efficiency of using diamond micropowder grains in circles is to apply thick metal coatings on them. The use of embossed metal coatings on diamond grains can significantly extend their cutting resource. This is explained on the one hand by a stronger adhesion of the coating material to the diamond surface compared to the components of the binder, and on the other hand, a significant increase in the contact surface of the coated grain with the binder of the circle. It was established that the strength of metal and ceramic ligaments should be consistent with the strength of diamond grains sintered with it, and the concentration and graininess of the latter have a significant impact on the integrity of the grains in the sintered layer.*

Keywords: *superhard materials; grinding; coating; modeling; cutting area; thermal stresses; bond stiffness; diamond consumption of a circle.*

1. Problem statement. According to many researchers [1], [2], [3], at present one of the most promising methods of manufacturing edge cutting tools and other products out of polycrystalline extra hard materials (PEHM) is still grinding with wheels on diamond grinding micropowder base. Its efficiency remains essential even by rough grinding, since the process productivity and wearing of wheels have satisfactory values. However, this technology is, certainly, not economically sound, taking into account the costs of PEHM.

2. Analysis of the latest research and publications. The latest research on this subject shows, that the increase in the efficiency of generating edge tools out of PEHM owes to the field of using the wheels on the diamond micropowder base [4], [5], [6]. In this case, however, the well-known contradiction between the grain size and their stability in the wheel bond becomes stronger. First of all, it considerably affects the value of the specific charge of diamonds. It has been confirmed that one of ways to increase the efficiency of diamond micropowder grains in wheels is to coat them with thick metallic layers.

3. The objective of the research. The objective of the paper is to define certain peculiarities of using diamond micropowders with thick relief metallic coatings in wheels on strong metallic bonds.

4. Basic research materials. With regard to the conditions of processing PEHM by current-carrying wheels on the diamond micropowder base, the coatings with the thickness of half the size of the coated grain are of special interest. The theoretical base of obtaining such coatings has already been developed, and the coating technology itself is well practiced [7], [8]. The most widely used coating at present contains 56 % of nickel, however the percentage of metal content can be changed on customer's demand. The above mentioned technology allows us to obtain relief coatings. At the same time, there occurs the possibility to adjust the degree of the surface relief of grains down to nanostructural level (coatings with relief, velvet and smooth surfaces).

The model of a diamond grain with a coating of sufficient accuracy degree can be presented, for example, in the form of a sphere with harmonic surface (fig. 1), the equation of which in spherical coordinates will be like this:

$$\rho(\varphi, \theta) = \frac{Z_{init.a.g.}}{2} \cdot (1 + k_t) \cdot [1 + k_A \cdot \sin(n\varphi) \cdot \cos(n\theta)],$$

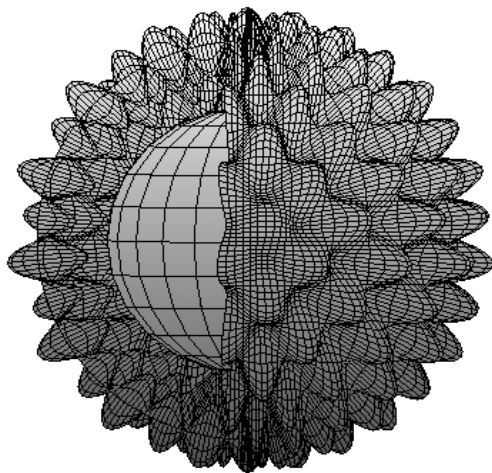


Figure 1 – A diamond grain model with metallic relief thick coating

ρ - radius-vector length, φ and θ - zenith and azimuthal angles accordingly;

k_t - relative factor of average coating thickness (the ratio of average coating thickness to the average size of the initial diamond grain $Z_{init.a.g.}$ (Fig. 2);

k_A - relative amplitude factor of coating thickness variation;

n - quantity of surface peaks in axial section.

Using relief thick metallic coatings on diamond grains allows to considerably extend the cutting life of the tool. The reason for this improvement

is, on the one hand, the stronger adhesion of the material to the diamond surface, in comparison with the bond components, and on the other hand, the considerable extension of the surface contact area of the coated grain with the wheel bond. As it has already been stated, this fact is particularly important for fine-grained wheels, as the increase in the specific charge of diamond wheels affects the reduction of the grain size.

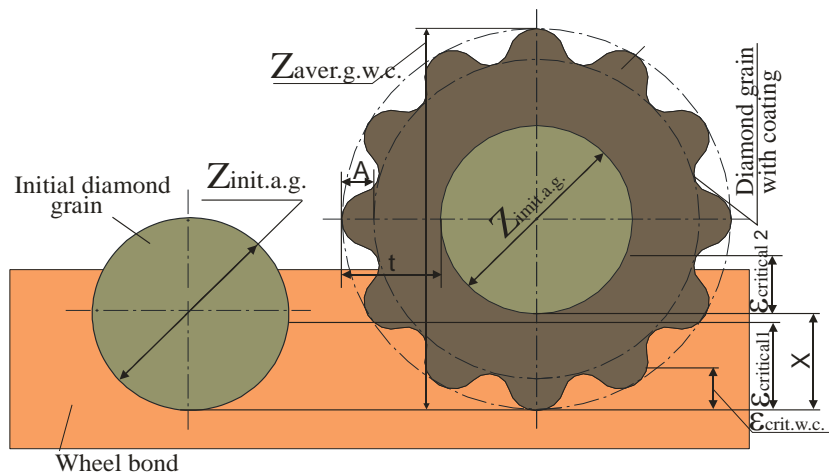


Figure 2 – The role of diamond grains coatings ($Z_{init.a.g.}$ -initial average grain;

$Z_{aver.g.w.c.}$ -average grain with coating; $\epsilon_{crit.w.c.}$ -critical with coating)

In Figure 2, at the expense of using the coating on a diamond grain the increase in the depth of grain sealing in the bond by the value X which numerically equals the coating thickness, can be achieved.

Thus, when using the relief thick coatings, a part of the coated grain, sealed in the bond, can reach significant value, if $Z_{coat.} \approx 2 \cdot Z_{init.}$ it can equal $X \approx Z_{init.} / 2$, i.e. it can play an independent role in holding the grain in the bond. We can suggest with confidence that even in case of destruction, the grain will be held by its metallic coating, and will continue on performing useful work on metallic transition of PEHM for some time. It should positively affect the

operating ratio of diamond grains, which is essential for micropowder diamond grains.

If thick coating has relief, it will lead to even greater extension of the surface area of the grain in general, and in particular, extension of the sealed area in the bond. Additionally, in comparison with coatings with smooth surface of the same size, the conditions of mechanical fastening of the grain essentially improve. They allow to evenly distribute the load, acting on the grain by cutting, thereby essentially decreasing the value of the critical sealing in the bond

$$(\mathcal{E}_{critical1} < \mathcal{E}_{critical2}, \mathcal{E}_{aver.} < \mathcal{E}_{critical1}, \mathcal{E}_{critical2} \rightarrow \min, \text{ Fig. 2}).$$

With the coated grain being bigger than the initial one ($Z_{coat.} = Z_{init.} + 2 \cdot t$, where t – is the coating thickness), the initial mass of grains (before applying the coating) must be reduced appropriately, even taking into account the ability to allocate the coated grains in the diamond-carrying layer.

Provided that the size of the coated grain should equal approximately the closest standard size ($Z_{coat.} \approx Z_{stand.}$), the first approximation may show that their quantity in the volume unit of the diamond-carrying layer of the wheel should also be the same, i.e. $n_{coat.} \approx n_{stand.}$. This may lead to the reduction of the initial micropowder mass, which means the decrease in real diamond grains concentration in the wheel. The table below shows a model correlation between the standard granularity and granularity of diamond micropowder grains with thick coating (for the case $t \approx Z_{init.} / 2$).

Table – Model correlation between the standard granularity and granularity of diamond micropowder grains with thick coating*

Initial grains	$Z_{init.}$	60/40	40/28	28/20	20/14	14/10
Coated grains	$Z_{coat.} \approx Z_{stand.}$	100/80	80/63	50/40	40/28	28/20

With the grain in the form of ellipsoid of revolution, the initial mass of grains $M_{stand.}$ with the granularity $Z_{init.}$ can be calculated by the formula:

$$M_{init.} = M_{s\ tan\ d.} \cdot \frac{Z_{init.\ max} \cdot Z_{init.\ min}^2}{Z_{s\ tan\ d.\ max} \cdot Z_{s\ tan\ d.\ min}^2} = M_{s\ tan\ d.} \cdot \frac{Z_{init.\ max}}{Z_{s\ tan\ d.\ max}} \cdot \left[\frac{Z_{init.\ min}}{Z_{s\ tan\ d.\ min}} \right]^2 \quad ((1))$$

Similarly the concentration of the coated grains in the wheel can be designated as $C_{aver.}$, and the initial grains without any coating can be designated as $C_{init.}$. In this case, given that $Z_{coat.} = Z_{init.} + 2 \cdot t$ an equation can result on the basis of (1). The equation allows to define the necessary concentration of the coated grains in the wheel and to calculate the values of concentration of grains in the wheels depending on the coating thickness and the granularity of diamond micropowders. This equation is given by:

$$C_{coat.} = C_{init.} \cdot \frac{Z_{init.\ max}}{Z_{init.\ max} + 2 \cdot t} \cdot \left[\frac{Z_{init.\ min}}{Z_{init.\ min} + 2 \cdot t} \right]^2 \quad (2)$$

At the same time the marginal initial diamond grains concentration in the diamond-carrying layer of the wheel was considered to be the concentration value of 200% (when diamond takes 1/2 of the volume of the working layer) on the basis of empirically determined value of maximum volume filling by diamond grains, which does not exceed $\pi / \sqrt{40} \approx 0.5$ by V.N. Bakul and his colleagues [9]. Graphic interpretation of the dependence (2) is presented in Figure 3.

The role of diamond wheel characteristics (concentration, granularity and bond material) by processing PEHM is significant, when there is practically no embedding of diamond grains into the work material.

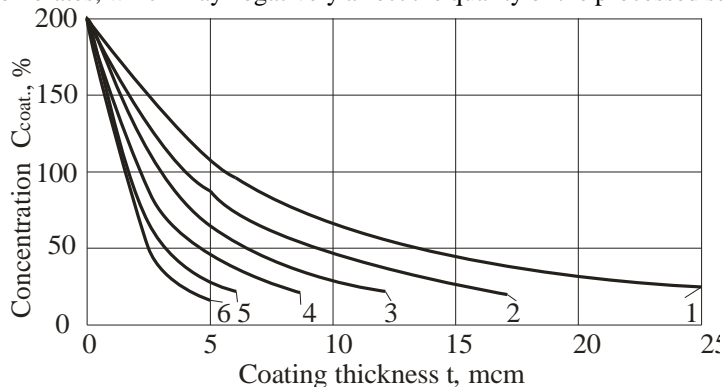
The fact is particularly true for the situation, when the influence of factors has complex character. Therefore, for example, increasing the quantity of grains up to a certain level in contact with PEHM, as a rule, improves the quality of cutting edges. Then, however, (owing to durability increase in the processing zone) it can lead to intensification of chipping process.

From the technological point of view there should be an optimum combination of parameters of the diamond-carrying layer characteristics in the wheel, which provides the required quality of cutting edges of the tool. Considering the complexity of the phenomena, occurring in the grinding zone, the most optimal characteristic of the wheel with the coated grains can be defined

empirically, taking into account technical restriction (2), considering the possibility of allocating coated grains in the diamond-carrying layer.

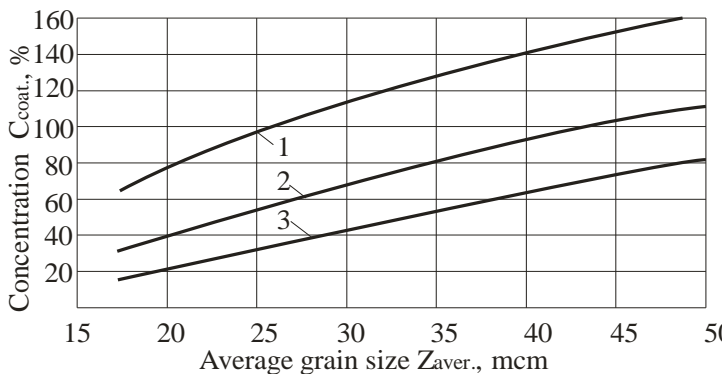
The coating thickness is a very important parameter, the size of which affects all stages of diamond wheel life cycle. At its preproduction phase, the mix material affects the ability to allocate the coated grains in it, at the sintering stage of the diamond-carrying layer its size determines grain integrity, and at the grinding stage it determines its cutting durability in many respects.

Another important aspect of coating diamond micropowder grains, is creating a diamond-carrying layer of the wheel, is the ability to avoid such a negative phenomenon as communing of grains with forming large conglomerates, which may negatively affect the quality of the processed surface.



1-Z=60/40; 2-Z=40/28; 3-Z=28/20; 4-Z=20/14; 5-Z=14/10;

a)



1- t = 5 mcm; 2 - t = 8,5 mcm 3 - t = 12 mcm;

b)

Figure 3 – Dependences $C = f(t, Z_{aver.})$ for coated grains

Using 3D modeling of the diamond-carrying layer deflected mode of the wheel by sintering allowed to establish the fact that the durability of metallic and ceramic bonds should be coordinated with the durability of sintered grains in the bond. The concentration and granularity of the sintered grains considerably affects the integrity of grains in the sintered layer. For example, using diamond wheels with the concentration of diamonds more than 40 % essentially complicates the process of receiving the diamond-carrying layer, the characteristics of which would correspond the estimated one [10]. Such wheels do not improve the realization of conditions of technological stability.

It is known [11], [12], [13] that concerning the grinding efficiency of PEHM, particularly on the diamond base, the optimum concentration of grains in the wheel should be less than 100 % (when diamond takes 1/4 of the volume of the working layer), and can be defined by the experiment-calculated method.

It is known that the higher the durability of the grain is (depending on its mark), the greater their concentration in the diamond-carrying layer of the wheel can be (taking into account the preservation of the initial characteristic of the wheel) [14], [15]. As opposed to the grinding grains of the wheels on diamond base, when using diamond micropowders does not enable to choose the mark of the grain, since out of two existing marks only one is recommended for diamond processing – ACH (micropowder with high abrasive ability). However, one of the advantages of using micropowders is a much smaller quantity of metal inclusions in their structure in comparison with grinding grains, for example those of AC6 mark. This advantage predetermines lower internal tension in them at high-temperature sintering of the diamond-carrying layer. It is possible to assume that micropowder grain durability can be altered by choosing the coating thickness. It will enable to increase the diamond concentration value in the diamond-carrying layer of the wheel, when it is not technologically limited (2).

It is well known that at processing hard-to-cut materials it is often required that the value of diamond grains concentration in the wheel should be less than 100 %. By manufacturing glass products, for example, it is stipulated by the necessity to allocate the material dispersion products in the intergranular space; when generating products out of PEHM, the restriction is power tension of the grinding process. There factors can be considered advantageous concerning using grinding wheels with the coated grains. The fact particularly concerns diamond micropowders, taking into account the quantity of grains in one carat [16], and, therefore, in the diamond-carrying layer of the wheel and per unit of

its functional surface. According to our data [17], the number of grains per unit area of the working surface of the wheel can be calculated using the formula:

$$n = \frac{3 \cdot C}{200 \cdot \pi \cdot a^{3/2} \cdot (0,96 \cdot \bar{x}_M)^2} \quad (3)$$

With n being the number of grains piece/mm²; C – grains concentration in the wheel, %; $a = 0,6-0,8$ – the grain form factor; \bar{x}_M – the average size of grain, mm.

The calculations under the dependence (3) show (Fig. 4) that the forced decrease in concentration of grains on diamond micropowder base with coatings taking into account the restriction (2) is compensated by the increase in the number of grains in comparison with wheels on grinding micropowder base.

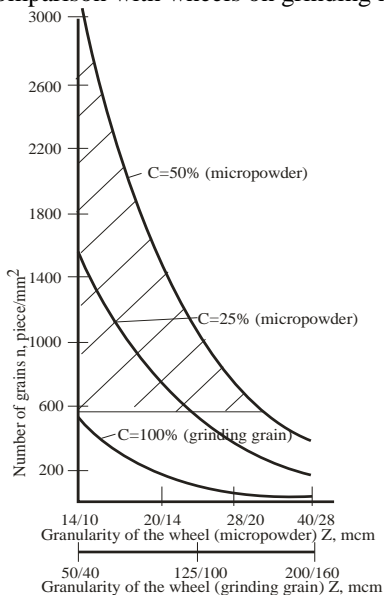


Figure 4 – Diagram of the dependence $n = f(Z)$

Hereby, for example, with the concentration of coated grains being $Z_{coat.} = 25\%$ their number per unit area of the working surface of the wheel with the granularity of $Z = 20/14$ will be considerably higher, than that of the

wheel on the non-coated grinding micropowder base, with the wheel having the finest granularity (50/40), and the concentration of 100 %.

In order to define physical characteristics of the contact areas of the coated grain with the bond and the processing PEHM and to reveal the potential reserves of the grinding process the theoretical and experimental research of the deflected mode of the system “wheel bond - diamond grain - relief thick coating - processing material” has been conducted, taking into consideration the existence of the metal phase in the grain. The calculations have shown that the presence of the metallic coating on the diamond grain considerably amends the deflected mode of the system.

Particularly, it has been defined that the relief thick coating on the diamond grain essentially decreases the tension rate at the border “grain – bond” under the same conditions of thermal and power loading of the system (Fig. 5); the fact can be explained by the substantial contact surface extend of the coated grain with the wheel bond. This confirms the fact that the grains can be better held in the bond, and, therefore, their cutting resource increases.

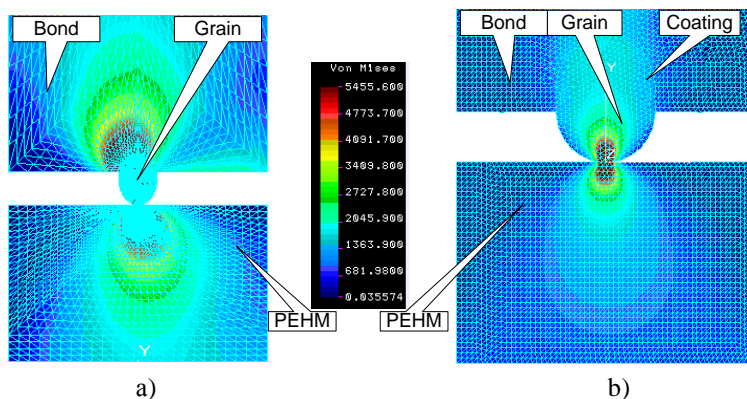


Figure 5 – Visualization of surface impact on 3D deflected mode in the system:
a) – without coating; b) – with the Ni based coating (Z=20/14)

At the same time the obtained data allow to define another essential fact: the relief thick coatings contribute to the increased tension in the processing material. The fact can also be explained by the increase in the contact surface of the coated grain with the wheel bond, therefore the rigidity of system “bond - grain - processing material” increases.

This deduction is of utmost importance, taking into account the fact that the removal of allowance occurs at the expense of fragile microdestruction of

PEHM considering the lack of embedding of the diamond grain into the processing extra hard material. In order to achieve this, two major conditions must be fulfilled: on the one hand, the presence of sharp micro and sub-micro edges on the grain, and on the other hand, the force of certain value.

As our research shows [13], such factor as wheel bond rigidity increases the pressure in the contact area of diamond grain with PEHM. Under the given conditions the role of the bond is even more evident. Such factors as thickness and durability of the coating, contribute to restraining the process of diamond grain macrodestruction, as they increase the effect of its 'compression'. The latter fact successfully affects the intensification of the removal of the allowance with processing PEHM.

The experimental research confirms the fact of essential decrease in the specific charge of diamond micropowder grains with thick relief metallic coatings, the value of which approximates that of the wheels on diamond micropowder base.

5. Conclusions and development prospects. Thus, on the basis of the foregoing theoretical analysis, we can state the fact that it is not only possible but also reasonable to use relief thick metallic coatings on diamond micropowder grains. Using relief thick metallic coatings allows to technically resolve the stated-above conflict between the necessity to decrease the grain size and the durability of holding them in the wheel bond.

References: **1.** *Mamalis, A.G., Kunderák, J., Manolagos, D.E., Gyáni, K., Markopoulos, A.:* Thermal Modelling of Surface Grinding Using Implicit Finite Element Techniques, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 21(12), pp. 929-934. (2003) **2.** *Vasváry L, Ditrói F, Takács S, Szabó Z, Szucs J, Kunderák J, Mahunka I:* Wear measurement of the cutting edge of superhard turning tools using TLA technique *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section B: Beam Interaction with Materials and Atoms*, (0168-583X 1872-9584): 85 1-4, pp 255-259, (1994). **3.** *Mamalis AG, Grabchenko AI, Fedorovich VA, Kunderak J.* Methodology of 3D simulation of processes in technology of diamond-composite materials. *Int J Adv Manuf Technol* 2009;43:1235–50. **4.** *Kunderak, J., Varga, G., Deszpoth, I., Molnar, V.:* Some aspects of the hard machining of bore holes, *Applied Mechanics and Materials*, 309, pp. 126-132 (2013). **5.** *Mamalis AG, Grabchenko AI, Fedorovich VA, Kunderak J.* Simulation of effects of metal phase in a diamond grain and bonding type on temperature in diamond grinding. *Int J Adv Manuf Technol* 2012;58:195–200. **6.** *Sukaylo, V.A., Kaldos, A., Krukovsky, G., (...), Kunderak, J., Bana, V.:* Development and verification of a computer model for thermal distortions in hard turning, 2004, *Journal of Materials Processing Technology*, 155-156(1-3), pp. 1821-1827 **7.** *Гринь Г.І.* Studying of process of sedimentation of compounds of manganese and nickel of water solutions / *Grin G.I., Kozub P.A., Semyonov E.* And//*Visnik Natsionalnogo tekhnichny to an universitet of "HPI" / – Harkiv: NTU "HPI" – 2004. - No. 14. – Page 18 – 21.* **8.** *Methods of definition of indicators of quality of a nickel covering / Grin G.I., Kozub P.A., Mukhin L.V., Drobonog I.N. // Visnik Natsionalnogo tekhnichny "Harkivsky of politekhnichniya instinut an universiteta". – Kharkiv NTU "HPI". – 2006. – No. 12. – Page 90 – 94.* **9.** *Bakul V.N., Tsyypin N.V., Gargin V.G. // In prince: Adhesion of fusions. – To.: Sciences. Thought, 1974. – Page 134-136.* **10.** *Expansion of technological capabilities of production of diamond and abrasive tools / Grabchenko A.I., Fedorovich V. A., Pyzhov I.N., Rusanov V.V. //*

Visoki the technologistii v mashinobuduvanni: Zbirnik naukovikh prats NTU "HPI". – Kharkiv 2008. – VIP.1 (14). – Page 88-98.

11. Grabchenko A.I. Expansion of technological capabilities of diamond grinding / *Grabchenko A.I.* – Kharkiv: Vishcha shk., 1985. – 184 pages **12. Grabchenko A.I.** A role of concentration of diamonds in a circle when grinding polycrystals of supersolid materials / *Grabchenko A.I., Fedorovich V.A., Obrazkov B.* In//Supersolid materials. – 1984. – the Issue 1. – С. 49-52. **13. Kunderák J, Fedorovich V, Markopoulos AP, Pyzhov I, Kryukova N.** Diamond grinding wheels production study with the use of the finite element method. *J Adv Res* 2016;7(6):1057–64. **14. Mamalis, A.G., Kunderák, J., Manolakos, D.E., Gyáni, K., Markopoulos, A.:** Thermal Modelling of Surface Grinding Using Implicit Finite Element Techniques, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 21(12), pp. 929-934. (2003). **15. Markopoulos, A.P., Kunderák, J.:** FEM/AI models for the simulation of precision grinding, *Manufacturing Technology*, 16(2), pp. 384-390. (2016) **16. Bakul V.N.** Chislo of grains in one karate – one of the most important characteristics of diamond powder / *Bakul B.H.* // *Synthetic diamonds.* – 1976. – Issue 4. – Page 22-27. **17 Fedorovich VA.** Development of scientific grounds and methods of practical realization of adaptability control at diamond grinding of superhard materials, Kharkiv DSc dissertation (2002) 466 p. (In Russian).

А. Грабченко, І. Пижов, В. Доброскок,
В. Федорович, Є. Островерх, Харків. Україна

ОСОБЛИВОСТІ ВИКОРИСТАННЯ МІКРОПОРОШКІВ АЛМАЗУ В КРУГАХ НА МЕТАЛЕВІЙ ЗВ'ЯЗЦІ

Анотація. Розглянуті деякі питання, пов'язані з можливістю підвищення ефективності процесу формування лезових інструментів з полікристалічних надтвердих матеріалів алмазним шліфуванням. Дослідження останніх років показали, що резерв підвищення ефективності формування лезових інструментів з полікристалічних надтвердих матеріалів (ПНТМ) лежить в області використання кругів на основі мікропорошків алмазу. Встановлено, що одним із шляхів підвищення ефективності використання зерен мікропорошків алмазу в кругах є нанесення на них товстошарових металевих покриттів. Стосовно до умов обробки ПНТМ струмопровідними кругами на основі мікропорошків алмазу особливий інтерес представляють покриття, товщина яких може досягати половини розміру зерна. Використання на алмазних зернах рельєфних товстошарових металевих покриттів дозволяє істотно підвищити їх ріжучий ресурс. Це пояснюється з одного боку більш міцним зчепленням матеріалу покриття з поверхнею алмазу в порівнянні з компонентами зв'язки, а з іншого істотним збільшенням поверхні контакту покритого зерна зі зв'язкою круга. Використання методології 3D моделювання напружено-деформованого стану алмазозносного шару круга при спіканні дозволило встановити, що міцність металевої і керамічної зв'язки повинні узгоджуватися з міцністю алмазних зерен, що з нею спікаються а концентрація і зернистість останніх істотно впливають на цілісність зерен в шарі, що спікається. Використання, наприклад, алмазних кругів з концентрацією алмазів понад 40% істотно ускладнює отримання алмазозносного шару, характеристика якого відповідала б розрахунковій. Встановлено, що наявність на алмазному зерні рельєфного товстошарового покриття при тих же умовах термосилового навантаження системи істотно зменшує величину напружень на кордоні «зерно-зв'язка», що можна пояснити значним збільшенням поверхні контакту покритого зерна зі зв'язкою круга. Експериментальні дослідження підтвердили факт істотного зниження питомої витрати зерен мікропорошків алмазу з товстошаровими рельєфними металевими покриттями, значення якого наближається до рівня кругів на основі шліфпорошків алмазу.

Ключові слова: надтверді матеріали; шліфування; нанесення покриттів; моделювання; зона різання; термічні напруги; жорсткість зв'язки; питомі витрати алмазів круга.

A. Derevyanchenko, O. Fomin, V. Pavlenko,
N. Charugin, Odessa, Ukraine

ELEMENTS OF INFORMATION SUPPORT OF CUTTING TOOLS DYNAMICS ANALYSIS

Abstract. *The condition of the cutting part of the tool largely determines the quality of machining. Modern machine tools operate with limited operator participation, which necessitates the creation of automated systems for diagnosing tool conditions. An important part of this process is the development of mathematical and informational support, the creation of software classification systems – recognition of instrument states and their failures. The article presents an approach to the construction of decision trees and feature spaces that reflect the dynamics of the states of cutting tools (on the example of cutters).*

Keywords: *wear of the tools cutting part; diagnosing conditions; geometric features; feature space; decision trees.*

Introduction. Modern engineering technologies are increasingly widespread in industry [1]. The corresponding machine tools (CNC machines, flexible manufacturing modules) are working with limited operator participation or completely autonomously. Most of their failures are due to gradual or sudden failures of cutting tools (CT), which necessitates the creation of appropriate automated or automatic diagnostic systems.

In such systems, the assessment of the degree of operability of the cutting part (CP) of the tool based on signal processing from sensors of different physical nature.

CT wear as the tool operates leads to significant changes in its geometrical parameters, i.e. to the dynamics of the states of CT (efficient - pre-failure - state of failure). It is obvious that it is necessary to develop mathematical and informational support for automatic classification (recognition, diagnosis) of the current states of CT, and prediction of the moment of failure.

When creating the necessary software complexes, the important elements are the formation and analysis of the corresponding decision trees, feature spaces that reflect the dynamics of the states of the CT. Therefore, the topic of the work seems to be relevant for the authors.

Literature review.

A large number of works by domestic and foreign researchers are devoted to the issues of monitoring and diagnosing the states of tools in the processes of their operation (or during periods of interruption of processing).

Examples of the use “on-line” methods of direct and indirect control of tools working surfaces wear and the evaluation of the CT quality are shown in [2, 3].

A detailed review of modern methods of functional and test monitoring of instrument states made in [4].

On rough machining operations, methods of indirect control of instrument states and their dynamics are mainly used.

Here, the control object is not the directly worn cutting part, but certain data and signals generated by the cutting system recorded.

The methods based on the use of signal processing from sensors of different physical nature, for example, control of acoustic emission [5], forces and temperature of cutting, quality of the processed surface [6 - 8].

The use of methods for analyzing the corresponding signals using neural networks, a fuzzy logic apparatus, wavelet analysis and others shown in [8 - 12].

It noted that indirect methods of monitoring the states of the CT are mainly effective in the operations of roughing. They allow to quickly identify pre-refusal conditions, or failures and stop processing in time.

In the operations of finishing and precision processing, their accuracy, according to the authors, is not high enough. Here it seems advisable to perform direct CT monitoring performed during periods of treatment interruption or in the machine tool store using vision systems.

In considered sources, not enough attention (at our opinion) devoted to the mapping of information support for the analysis of the CT states dynamics. Therefore, a review and analysis of the literature allowed us to formulate the purpose and objectives of the work.

The purpose of the article is to develop elements of information support for the analysis of the tool states dynamics (in particular, cutters) under the conditions of direct control of their states.

The objectives of the article are:

1. Presentation of the approach to displaying the dynamics of the CT states in the spaces of wear zones geometric signs, failures and destruction of the cutting part;

2. Presentation of the approach to the construction of diagnostic decision trees (classification), reflecting the sequence of “dichotomous” recognition of each of the tool states.

Research Methodology.

The objects of state control were turning cutters for semi-finishing, finishing and precision turning, equipped with refillable carbide plate with TiN coating, and cutters, made of composites. Processing was made on lathes and boring machines.

The registration of the CT states (dynamics) sequence was made using special equipment with technical vision systems (TVS).

For each instrument, from the start of work until the moment of failure, a set of digital images of wear zones (at least 6 - 7) was formed, reflecting the CP zone changing.

Sets of one of the stands are shown in Fig. 1 (stands and software developed with the participation of Ph.D. Krinitsyn D. A. and senior laboratory technician Volkov S.K.).

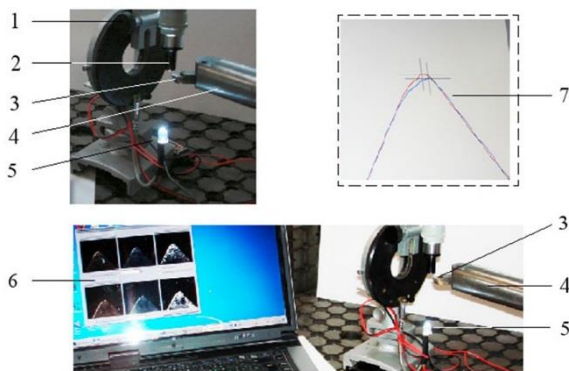


Figure 1 – Types of stand for registering sets of the cutting part images of the boring tool as it wears

On the rotary part of the body 1 was mounted digital camera 2.

The cutting part of the boring cutter 3 installed in the boring bar 4 was illuminated by means of the light guide 5 (the corresponding projecting luminous flux was directed to the CT top).

Sets of digital images of the cutter front surface in various stages of their processing were displayed on the monitor of a personal computer 6.

One of the stages of processing such images is the selection of the contours of the CT cutting edges for new and worn cutters. Their combination (7) allows to obtain information about the current value of radial wear and geometry of the transitional cutting edge.

Digital images of wear zones were processed, contour of wear zones, defects and CP micro defects were allocated, sets of corresponding geometric features were formed. They are the initial data for the construction of feature spaces in which zones (regions) of various classes of CT states are formed.

To reduce the dimension (compression) of the feature space, we used special methods developed by us and described in [14, 15].

Results.

The basics of the approach to displaying the dynamics of the CT states in the spaces of the wear zones geometric signs, failures and destruction of the cutting part is shown in fig. 2 - 5.

We introduce a series of notation and we write down some relations:

X^F - space of signs of the shape of the contours of wear zones, defects and

CP microdefects;

$X_1^F, X_2^F, X_3^F, \dots, X_n^F$ - informative features of the shape of the contours of wear zones, defects and CP microdefects;

n – number of informative signs;

A_2^T - working area of the flank surface of the worn cutter (the main object of control in conditions of fine and fine turning);

$\Omega_1^F[A_2^T], \Omega_2^F[A_2^T], \Omega_3^F[A_2^T], \dots, \Omega_k^F[A_2^T]$ - cutting state classes;

k – CP classes quantity;

$x_F^{T_1}, x_F^{T_2}, x_F^{T_3}, \dots, x_F^{T_p}$ - vector signs of CP states, obtained at time points of

control $T_1, T_2, T_3, \dots, T_p$;

$Kn^{L_3^T} \notin L_3^T$ - traces of concentrated wear are present on the flank surface of the CP (but do not affect the quality of the treated surface);

$Kn^{L_3^T} \in L_{3F}^T$ - traces of concentrated wear are present on the flank surface and reach the forming section of the cutting edge - L_{3F}^T (failure state - loss of surface quality);

$h_Y^{L_0^T}, [h_{Y_{\max}}^{L_0^T}]$ - respectively the current and limit value of the radial wear of the tool;

$h_Y^{L_0^T} < [h_{Y_{\max}}^{L_0^T}]$ - radial wear value does not exceed the allowable;

$Pr^{L_{21}^T}, Pr^{L_{22}^T}$ - grooves respectively on the main and auxiliary flank surfaces of the CP;

$h_{Pr}^{L_2^T}, h_{Pr(\max)}^{L_2^T}$ - respectively, the current and marginal heights.

$Pr^{L_{21}^T} \notin L^T, Pr^{L_{22}^T} \notin L^T$ - on the cutting part of the tool (L^T) there are no grooves.

$N^{L_1^T}$ - built-up edge on the tools face surface (L_1^T).

In fig. 2 the dynamics of the CP state are represented by five consecutive states.: $C_1^{L^T} - C_5^{L^T}$.

They are conventionally denoted by black circles - the tops of the state vectors $x_F^{T_1}, x_F^{T_2}, x_F^{T_3}, \dots, x_F^{T_5}$, which belong to the three classes of CP states: $\Omega_1^F[A_2^T], \Omega_2^F[A_2^T], \Omega_3^F[A_2^T]$.

This corresponds to the set of relations (1):

$$C_1^{L^T} \in \Omega_1^F[A_2^T]; C_2^{L^T} \in \Omega_1^F[A_2^T]; C_3^{L^T} \in \Omega_2^F[A_2^T]; C_4^{L^T} \in \Omega_1^F[A_2^T]; C_5^{L^T} \in \Omega_3^F[A_2^T]. \quad (1)$$

Class $\Omega_1^F[A_2^T]$ - there are no grooves, concentrated wear and build-up on the worn out CP.

Class $\Omega_2^F[A_2^T]$ - traces of concentrated wear appeared on the CP, but they do not reach the forming section of the cutting edge; processing can continue.

Class $\Omega_3^F[A_2^T]$ - traces of concentrated wear reached the forming section of the cutting edge – a state of failure due to a loss in the quality of the machined surface.

Each of the states, except the parametric estimates, are represented by logical relations (conditions), given in curly brackets. They represent the appearance or absence of defects in the CP structure.

In fig. 3 The dynamics of the CP state are also represented by five consecutive states.: $C_1^{L^T} - C_5^{L^T}$.

Formula (2) indicate the CT failure states:

$$h_{Pr}^{L_2^T} > \left[h_{Pr(max)}^{L_2^T} \right] \quad (2)$$

The dynamics of the CP state are represented by three states: $C_1^{L^T} - C_3^{L^T}$ in fig. 4.

Here the CT failure state is shown by the formula (3):

$$N^{L_4^T} \in L^{T_3}. \quad (3)$$

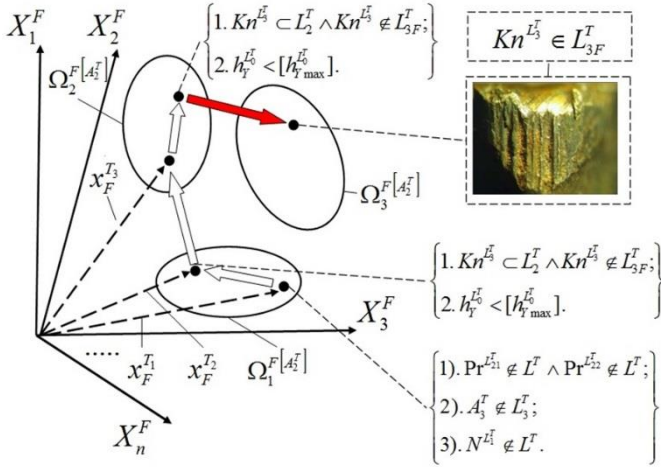


Figure 2 – Representation of the CP cutter states dynamics in the space of geometric features of the surface wear zone (the final CP state is a failure state due to the release of traces of concentrated wear to the cutting edge (CE) forming zone)

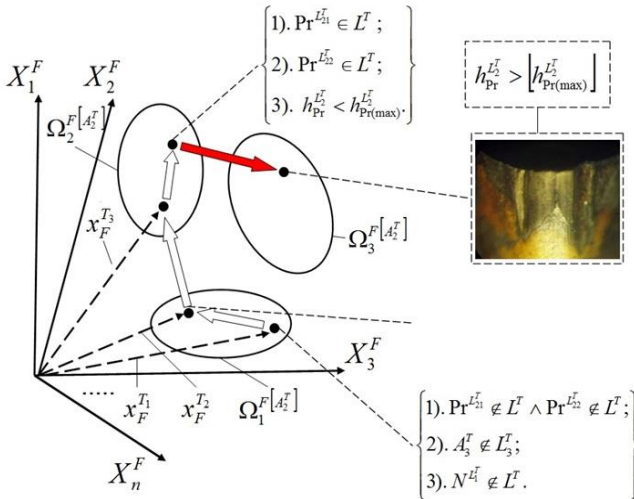


Figure 3 – Representation of the CP states dynamics in the space of geometric features of the surface wear zone (the final CP state is a failure state due to a development of 2 grooves)

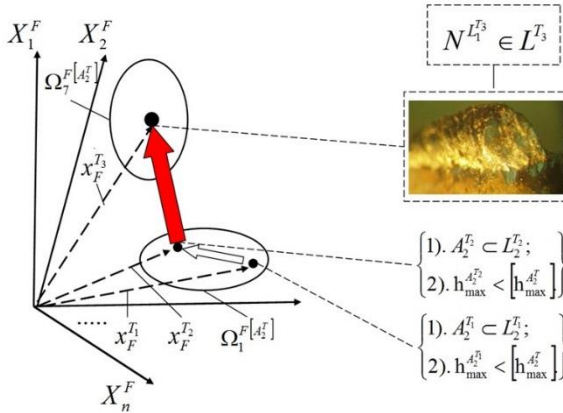


Figure 4 – Representation of the CP states dynamics in the space of geometric signs of the surface wear zone (the final CP state is the failure state of the built-up appearance)

Each of the reviewed ($C_1^L, C_2^L, C_3^L, \dots, C_5^L$) and other CP states are recognized using special classifiers (KLF^{Fr}). This process will present using “decision trees”, i.e. graphs having a tree structure. Let us consider an approach to the construction of diagnostic decision trees (classification), reflecting the sequence of “dichotomic” - pairwise recognition of the belonging of states to pairs of classes.

In fig. 5 - 7 conventionally displayed processes of sequential formation of a decision tree for recognizing the CP state in the space of 5 classes.

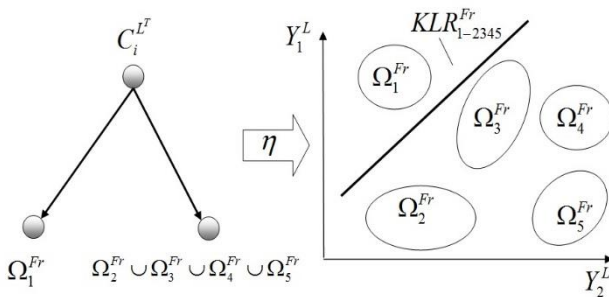


Figure 5 – Formation of a decision tree for the 1-st stage of the CT state recognition

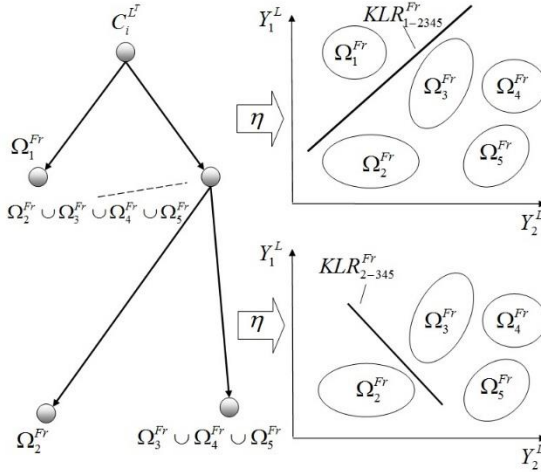


Figure 6 – Formation of a decision tree for the 1st and 2nd stages of the CP state recognition

To simplify the CP states classes diagrams are conventionally shown as disjoint, and classifiers (KLF_{1-2345}^{Fr} , KLF_{2-345}^{Fr} , KLF_{3-45}^{Fr} , KLF_{4-5}^{Fr}) – linear.

The presented results allow us to proceed to the conclusions.

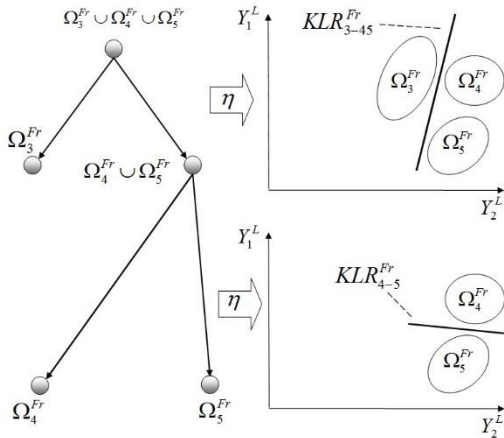


Figure 7 – Formation of a decision tree for the 3rd and 4th stages of the CP state recognition

Conclusions.

1. Set out an approach to displaying the dynamics of the CT states in the spaces of wear zones geometric signs, failures of the CP.
2. Examples of the diagnostic decision trees (classifications) construction, reflecting the sequence of “dichotomous” recognition of each of the tool states are presented.
3. The obtained results will be the basis for the construction of automatic classifiers of the CP tools states.

References: 1. *Mamalis, A. G.* (2006). “Modern aspects of advanced manufacturing”, *Suchasni tehnologii u mashinobuduvanni* [Сучасні технології у машинобудуванні], Vol. 2, Kharkiv, Ukraine, NTU “KhPI”, pp. 58-73. 2. *Lu Z., Ma, P., and other* (February 2019). “On-line Monitoring of Tool Wear Conditions in Machining Processes Based on Machine Tool Data” *Zhongguo Jixie Gongcheng, China Mechanical Engineering*, Vol. 30, Issue 2, pp. 220-225. DOI: 10.3969/j.issn.1004-32X.2019.02.013. 3. *Prokopyv N. M., Bondarenko V. P and other* (2008). Vliyanie usloviy spekanija splava VK10 OM nakinetikui mehanizmy iznosa ego v usloviyah chistovogo I udarnogo tochenija [Influence of sintering conditions of VK10 OM alloy on the kinetics and mechanisms of its wear under conditions of finishing and impact turning] *Cutting and tooling in technological systems*, Kharkiv, Ukraine, Vol. 75, pp. 312-327 [in Russian]. 4. *Liang, S. Y., Hecker, R. L. and other.* (May 2004). “Machining process monitoring and control: The state-of-the-art”. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, Vol. 126, Issue 2, pp. 297-310. DOI: 10.1115/1.1707035. 5. *De Oliveira, J. F. G. & Dornfeld, D. A.* (2001). “Application of AE contact sensing in reliable grinding monitoring”. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, Vol. 50, Issue 1, pp. 217-220. DOI: 10.1016/S0007-8506(07)62108-8. 6. *Sahu, N. K., Andhare, A. B., and other* (May 2018). “Prediction of surface roughness in turning of Ti-6Al-4V using cutting parameters, forces and tool vibration” *Materials Science and Engineering*, Vol. 346, Issue 1. DOI: 10.1088/1757-899X/346/1/012037. 7. *Kumar, P., Chauhan, S. R., and other* (January 2019) “Influence of different grades of CBN inserts on cutting force and surface roughness of AISI H13 die tool steel during hard turning operation”, Vol. 12, Issue 1. DOI: 10.3390/ma12010177. 8. *Xie, Z., Li, J. and other* (February 2019). “Feature selection and a method to improve the performance of tool condition monitoring” *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 100, Issue 9-12, pp. 3197-3206. DOI: 10.1007/s00170-018-2926-5. 9. *Chungchoo, C. & Saini, D.* (January 2019). “On-line tool wear estimation in CNC turning operations using fuzzy neural network model” [International Journal of Machine Tools and Manufacture](#), Vol. 42, Issue 1, pp. 29-40. DOI: 10.1016/S0890-6955(01)00096-7. 10. *Zhang, X., Tsang, W.-M., and other* (February 2013). “A study on automatic on-machine inspection system for 3D modeling and measurement of cutting tools” *Journal of Intelligent Manufacturing*, Vol. 24, Issue 1, pp. 71-86. DOI: 10.1007/s10845-011-0540-6. 11. *Saravanan, R., Asokan, P. and other* (2001). “Comparative analysis of conventional and non-conventional optimization techniques for CNC turning process”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 17, Issue 7, pp. 471-476. DOI: 10.1007/s001700170146. 12. *Dang, J., Liu, G., and other* (May 2019). “Experimental investigation on machinability of DMLS Ti6Al4V under dry drilling process”. *Materials and Manufacturing Processes*, Vol. 34, Issue 7, pp. 749-758. DOI: 10.1080/10426914.2019.1594254. 13. *Rifai, A. P., Fukuda, R. and other* (2019). “Image based identification of cutting tools in turning-milling machines” *Japan Society for Precision Engineering*, Vol. 85, Issue 2, pp. 159-166. DOI: 10.2493/jjspe.85.159. 14. *Derevyanchenko, O.G., Pavlenko, V.D. and other.* (1999). Diagnostirovanie sostojanij rezhushih instrumentov pri precizionnoj obrabotke [Diagnosing the states of cutting tools with precision machining], Odessa, Ukraine, *Publ. Astroprint*, 184 p. [in Russian]. 15. *Derevyanchenko, O.G., Pavlenko, V.D., Fomin, O.O. and other* (2013).

Intellektual'nye sistemy raspoznavaniya sostojanij rezhushh ihinstrumentov [Intelligent recognition systems for cutting tools], Odesa, Ukraine, *Publ. Astroprint*, 300 p. [in Russian].

О. Дерев`янченко, О. Фомін, В. Павленко,
М. Чаругін, Одеса, Україна

ЕЛЕМЕНТИ ІНФОРМАЦІЙНОГО ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ АНАЛІЗУ ДИНАМІКИ СТАНІВ РІЗЦІВ

Анотація. *Стан ріжучої частини інструменту в значній мірі визначає якість обробки різанням. Його характеризує комплекс параметрів і, в першу чергу, геометричні параметри ріжучої частини. В процесі обробки відбувається її знос. Це призводить до значних змін параметрів внаслідок появи зон зносу на передній і задній поверхнях, зсувів різальних кромок і змін їх форми. Відсутність контролю за різальними інструментами призводить до поступових чи раптових їх відмов; руйнуванню інструментів та можливості виникнення аварій верстату. Сучасні металорізальні верстати працюють за обмеженою участю оператора, що обумовлює необхідність створення автоматизованих систем моніторингу названих змін геометричних параметрів та діагностування станів інструментів. Важливою частиною цього процесу є розробка нових методів контролю інструментів, що забезпечують формування наборів інформативних параметрів, які відображають їх стан; математичного та інформаційного забезпечення, створення програмних комплексів класифікації – розпізнавання станів інструментів та їх відмов. У статті викладено підхід до побудови дерев рішень і просторів ознак, що відображають динаміку станів ріжучих інструментів (на прикладі різців). Показані елементи нового підходу до відображення динаміки станів різального інструменту в просторах геометричних ознак зон зносу, відмов і руйнувань ріжучої частини. Наведені приклади побудови діагностичних дерев рішень (класифікації), що відображають послідовність "дихотомічного" розпізнавання кожного з станів інструменту. Отримані результати з'являться основою для побудови автоматичних класифікаторів станів ріжучої частини різців та інших інструментів.*

Ключові слова: *знос ріжучої частини інструменту; діагностування станів; геометричні ознаки; простір ознак; дерева рішень.*

С. Дядя, Е. Козлова, А. Гермашев,
М. Кучугуров, Запорожье, Украина

ВЛИЯНИЕ ПЕРИОДА АВТОКОЛЕБАНИЙ НА ФОРМИРОВАНИЕ ПРОФИЛЯ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ КОНЦЕВОМ ЦИЛИНДРИЧЕСКОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ

Аннотация. В статье показано, что шаг волнистости обработанной поверхности зависит от шага волнистости на поверхности резания, который в свою очередь, зависит от периода автоколебаний и скорости резания. Для выполнения исследований использовали методику проведения экспериментов на стенде, конструкция которого позволяет записывать осциллограммы колебания детали в процессе фрезерования, разделять их на фрагменты и изучать влияние полученных параметров осциллограмм на параметры качества обработанной поверхности. Авторами приведены результаты исследований влияния периода автоколебаний на величину шага волнистости на поверхности резания. Показано, что с увеличением частоты вращения шпинделя на поверхности резания уменьшается количество волн, но увеличивается их основание и шаг между ними. Для срезания основания требуется большее количество резов инструментом, поэтому на обработанной поверхности с увеличением частоты вращения увеличивается шаг волнистости. Увеличение подачи приводит к увеличению толщины сечения срезаемого слоя, уменьшению периода автоколебаний и шага волнистости на поверхности резания. Поэтому с увеличением подачи уменьшается шаг волнистости на обработанной поверхности. Получены уравнения регрессии между шагом волнистости на поверхности резания и на обработанной поверхности. Показано, что с увеличением периода свободных колебаний детали при фрезеровании увеличивается период автоколебаний. Полученные результаты могут быть использованы для прогнозирования параметров качества обработанной поверхности в зависимости от динамических условий при встречном концевом цилиндрическом фрезеровании.

Ключевые слова: фрезерование; автоколебания; профилограмма; осциллограмма; амплитуда, шаг волнистости.

Введение. Влияние автоколебаний, характеризующихся амплитудой и периодом, на качество обработанной поверхности, стойкость инструмента, производительность рассматривается в работах многих исследователей, изучающих точность обработки на металлорежущих станках. Наибольшее внимание при этом уделяется изучению влияния амплитуды автоколебаний [1–6], с увеличением которой увеличивается износ инструмента. Для ее снижения, как правило, уменьшают скорость резания, что влияет на производительность. Считается, что приемлемой для амплитуды может быть величина до 0,020 мм, при которой облегчается процесс стружкообразования и повышается стойкость инструмента [1]. Период автоколебаний, независимо от изменения

величины амплитуды, при обработке практически одинаков и его роль в образовании обработанной поверхности остается малоисследованной. Однако в работах [7, 8] показано, что при встречном концевом цилиндрическом фрезеровании, в третьей скоростной зоне, период автоколебаний определяет шаг волнистости на поверхности резания. Эта волнистость, при срезании припуска, формирует переменную толщину его сечения, что влияет на демпфирующую способность упругой системы «инструмент – деталь» и величину отклонения первой волны автоколебаний от положения упругого равновесия (ПУР). Впадины, вырезаемые при этом, формируют волнистый профиль обработанной поверхности. Оценить форму поверхности резания не представляется возможным, потому что она срезается каждым последующим зубом инструмента. Однако, из-за имеющейся идентичности между формой траектории колебания детали при фрезеровании и соответствующей поверхностью резания [7], для ее исследования можно использовать осциллограммы, полученные при экспериментах. Иными словами, по осциллограмме колебаний детали при фрезеровании можно судить об изменениях на поверхностях резания. Благодаря тому, что осциллограммы и профилограммы записываются в цифровом виде, по ним возможно определение геометрических параметров волнистости, как на поверхности резания, так и на обработанной поверхности.

Изложение основного материала. В данной работе описаны исследования влияния периода автоколебаний на образование профиля обработанной поверхности детали при встречном концевом фрезеровании по осциллограммам колебательного движения детали [8] и профилям обработанной поверхности, полученным после обработки.

Исследования проводились как с образцами, имеющими одинаковое значение частоты свободных колебаний (ЧСК), но обработанных при разных режимах, так и образцами, имеющими разные ЧСК и обработанные при одинаковых режимах. Это позволит определить взаимосвязь между частотами свободных колебаний детали и автоколебаний при фрезеровании для прогнозирования точности обработки на основании известных ЧСК.

Частоты вращения шпинделя, при которых проводилось фрезерование, выбирались таким образом, чтобы обработка проходила в третьей скоростной зоне, т. е. выполнялось определяющее соотношение [8]:

$$1 \leq \frac{t_{pec}}{T_{СК}} \leq 7. \quad (1)$$

где t_{pec} – время резания, с;

$T_{СК}$ – период свободных колебаний детали.

Время резания рассчитывалось по формулам, приведенным в [8], для следующих условий:

1. Инструмент – однозубая, прямозубая, специальная фреза $\varnothing 50$ мм с регулируемым положением зуба [8], материал режущей части ВК8; частота свободных колебаний $f_{СК} = 833$ Гц.

2. Режимы резания:

- подача на зуб $S_z = 0,1$ мм;
- осевая глубина резания $a_p = 3,4$ мм;
- радиальная глубина резания $a_e = 0,5$ мм;

В табл. 1 приведены значения принятых частот вращения шпинделя.

Таблица 1 – Частоты вращения шпинделя в третьей скоростной зоны

$n_{шт}, \text{об/мин}$					
180	224	280	355	450	560

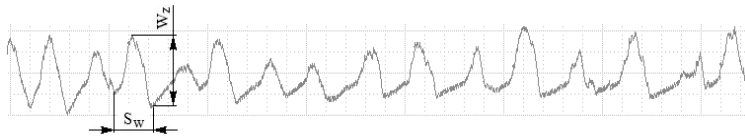
Фрезерование выполнялось на вертикально-фрезерном станке FWD-32J. Материал образцов – Сталь 3кп ГОСТ 380-2005. Образцы закреплялись в упругом элементе с характеристиками:

- вылет $L = 80$ мм;
- ширина $b = 60$ мм;
- толщина $h = 6$ мм;
- частота свободных колебаний $f_{СК} = 325$ Гц.

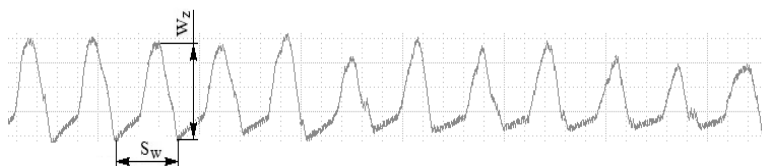
После фрезерования с помощью специального устройства [9], были записаны профилограммы обработанных поверхностей (рис. 1), определены средние значения шагов и высот волнистости, показанные в табл. 2.

Полученные результаты согласовываются с результатами работы [7], показывающей, что с увеличением частоты вращения шпинделя увеличиваются шаг и высота волнистости обработанной поверхности. Однако, новые данные говорят о том, что на поверхностях образцов, полученных после фрезерования с частотами вращения шпинделя $n = 450$ об/мин и выше (рис. 1), волнистость проявляется слабее, чем при фрезеровании на более низких частотах. При этом на обработанной поверхности после фрезерования с частотой вращения шпинделя $n = 560$ об/мин волнистость отсутствует, но остается погрешность формы в виде отклонения от прямолинейности – Δ .

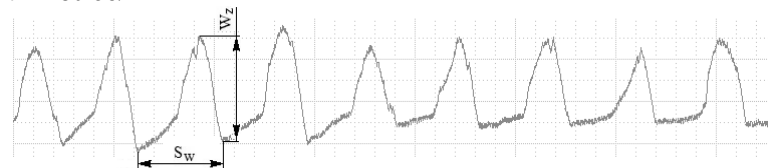
$n = 180$ об/мин



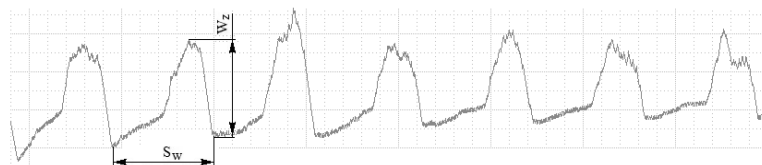
$n = 224$ об/мин



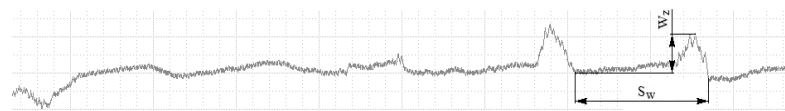
$n = 280$ об/мин



$n = 355$ об/мин



$n = 450$ об/мин



$n = 560$ об/мин

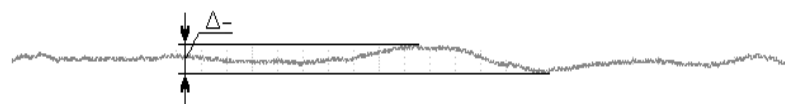


Рисунок 1 – Профиліграмми оброблених поверхностей після зустрічного циліндричного фрезерування з різними частотами обертання шпинделя

Таблиця 2 – Средние значения шага и высоты волнистости обработанных поверхностей после встречного концевоего фрезерования при разных частотах вращения шпинделя

Частота вращения шпинделя $n_{шп}$, об/мин	Шаг волнистости W_z , мм	Высота волнистости S_w , мм
180	2,1	0,081
224	2,5	0,120
280	3,5	0,130
355	4,6	0,165
450	6,4	0,074
560	-	-

В табл. 3 приведены средние значения периодов автоколебаний при фрезеровании с разными частотами вращения шпинделя, которые показывают, что какой-либо закономерности изменения при этом нет.

Таблиця 3 – Средние значения периода автоколебаний

Частота вращения шпинделя, n , об/мин	180	224	280	355	450	560
Период автоколебаний, T_{AK} , мс	2,16	2,6	2,54	2,47	2,62	2,34

Близкие значения периодов автоколебаний говорят о том, что система с одинаковыми упругими свойствами независимо от частоты вращения шпинделя при фрезеровании колеблется с одинаковой частотой. Однако следует отметить, что при этом с увеличением частоты вращения шпинделя уменьшается время резания, а длина поверхности резания остается одинаковой, потому на ней размещается меньшее количество волн (рис. 2).

Это значит, что при одинаковом периоде автоколебаний с увеличением частоты вращения шпинделя шаг волнистости на поверхности резания – S_{AK} увеличивается. Его величину можно рассчитать по формуле:

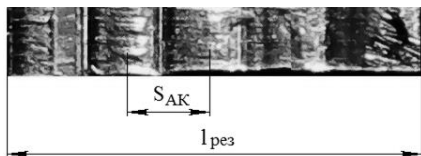
$$S_{AK} = T_{AK} \cdot \frac{\pi \cdot D_{\delta\delta} \cdot n}{60}, \quad (2)$$

где $D_{фр}$ – диаметр фрезы, мм;

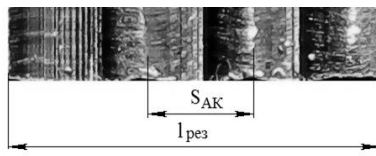
n – частота вращения шпинделя, об/мин.

T_{AK} – период автоколебаний.

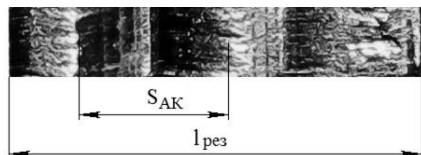
$n = 180$ об/мин



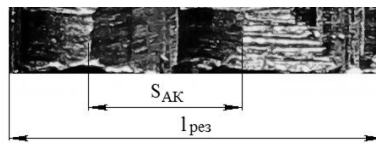
$n = 224$ об/мин



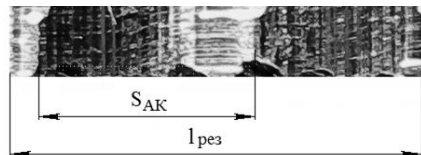
$n = 280$ об/мин



$n = 355$ об/мин



$n = 450$ об/мин



$n = 560$ об/мин

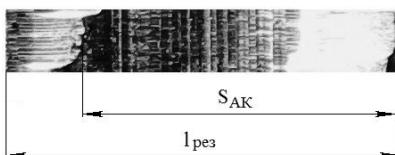


Рисунок 2 – Фотографии поверхностей резания после фрезерования с различными частотами вращения шпинделя

В табл. 4 представлены, рассчитанные по формуле (2), шаги волнистости на поверхности резания.

Таблица 4 – Рассчитанные шаги волнистости на поверхностях резания после фрезерования с разными частотами вращения шпинделя

Частота вращения шпинделя n , об/мин	180	224	280	355	450	560
Шаг волнистости S_{AK} , мм	1,18	1,63	2,01	2,42	3,15	3,64

На основании данных табл. 4 построен график зависимости, рис. 3.

Коэффициент корреляции между частотой вращения шпинделя – n и шагом волнистости на поверхности резания– S_{AK} равен 0,98. Уравнение, описывающее их взаимосвязь, имеет вид:

$$S_{AK} = 7 \cdot 10^{-8} \cdot n^3 - 8 \cdot 10^{-5} \cdot n^2 + 0,0347 \cdot n - 2,9329 \quad (3)$$

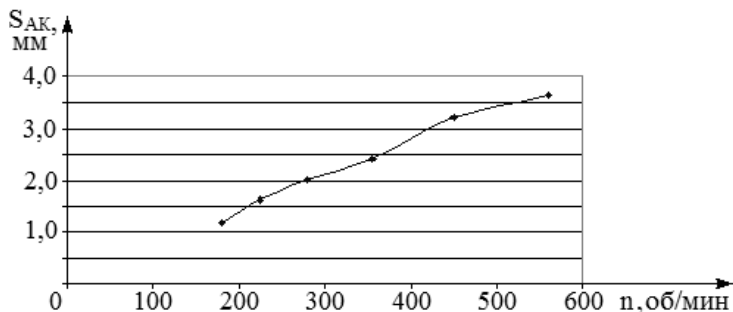


Рисунок 3 – Графік залежності шага волнистості на поверхні різання – S_{AK} від частоти обертання шпинделя – n

На рис. 4 показан графік залежності между шагом волнистості на поверхні різання – S_{AK} и на оброботанній поверхні – S_w . Коэффициент кореляції между этими параметрами равен 0,93. Уравнение, описывающее их взаимосвязь, имеет вид:

$$S_w = -0,7725 \cdot S_{AK}^3 + 5,3933 \cdot S_{AK}^2 - 9,5574 \cdot S_{AK} + 7,1285 \quad (4)$$

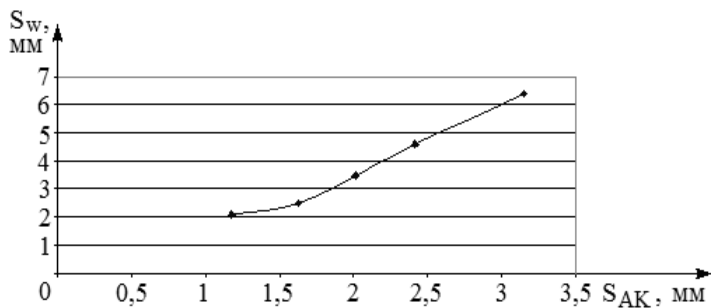


Рисунок 4 – Графік залежності между шагами волнистості на поверхностях різання – S_{AK} и оброботанних поверхностях – S_w

При увеличении шага волнистості на поверхні різання увеличивается ширина основания волни и для ее срезания требуется большее количество резов инструментом. Этим объясняется то, что при увеличении частоты обертання шпинделя увеличивается шаг волнистості на оброботанній поверхні. Однако, следует отметить, что при

фрезерованим с частотами близькими к четвертой скоростной зоне колебаний ($n = 560$ об/мин), шаг волнистости больше, чем длина поверхности резания. Поэтому, нет периодичности ее срезания и большого перепада в положении вырезанных впадин на обработанной поверхности. В результате этого уменьшается погрешность ее формы.

Исходными данными для определения периода автоколебаний при фрезеровании с разными подачами были:

1. Инструмент – однозубая, прямозубая, специальная фреза $\varnothing 30$ мм, материал режущей части ВК8; частота свободных колебаний $f_{СК} = 833$ Гц.

2. Режимы резания:

- частота вращения шпинделя $n = 355$ об/мин;
- подача на зуб $S_z = 0,05$ мм; $0,1$ мм; $0,2$ мм; $0,3$ мм; $0,6$ мм;
- осевая глубина резания $a_p = 3,4$ мм;
- радиальная глубина резания $a_e = 0,5$ мм;
- направление подачи – встречное;
- резание свободное.

Фрезерный станок, обрабатываемый материал те же, что и в предыдущих исследованиях, ЧСК образца $f_{СК} = 390$ Гц.

В табл. 5 приведены результаты измерения периода автоколебаний – T_{AK} по осциллограммам, шага волнистости на обработанной поверхности – S_w по профилограммам и шаги волнистости на поверхности резания, рассчитанные по формуле (2).

Данные табл. 5 показывают, что при увеличении подачи уменьшаются и период автоколебаний, и шаг волнистости, как на поверхностях резания, так и на обработанной поверхности.

Таблица 5 – Периоды автоколебаний, шаги волнистости на обработанной поверхности и поверхности резания при фрезеровании с разными подачами

Подача S_z , мм/зуб	0,05	0,1	0,2	0,3	0,6
Период автоколебаний T_{AK} , мс	2,22	1,83	1,59	1,38	1,23
Шаг волнистости на обработанной поверхности S_w , мм	1,93	1,52	1,07	0,94	0,81
Шаг волнистости на поверхности резания S_{AK} , мм	2,03	1,7	1,39	1,28	1,14

На рис.5, 6 показаны графики зависимостей, построенные по данным табл. 5.

Уравнение регрессии между S_{AK} и S_z имеет вид (корреляционная зависимость – 0,87):

$$S_{AK} = 5,0407 \cdot S_z^2 - 4,7639 \cdot S_z + 2,1924 \quad (5)$$

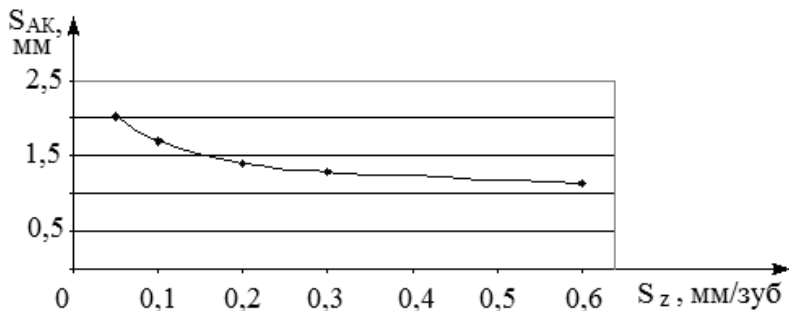


Рисунок 5 – График зависимости шага волнистости на поверхности резания – S_{AK} от подачи – S_z

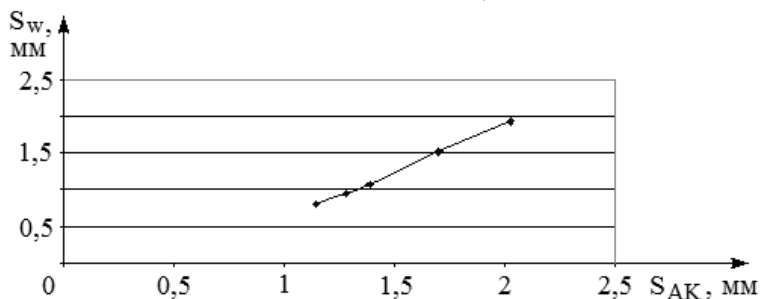


Рисунок 6 – График зависимости между шагами волнистости на поверхностях резания – S_{AK} и обработанных поверхностях – S_w

Уравнение регрессии, описывающее влияние шага волнистости на поверхности резания на шаг волнистости обработанной поверхности, имеет вид:

$$S_w = 0,1245 \cdot S_{AK}^2 + 0,8973 \cdot S_z - 0,3949 \quad (6)$$

Влияние подачи на период автоколебаний связано с изменением толщины сечения срезаемого слоя. При увеличении подачи увеличивается толщина сечения срезаемого слоя, жесткость упругой системы «инструмент-деталь», уменьшается период автоколебаний, соответственно, и шаг волнистости на поверхности резания. Для срезания выступов на ней при движении подачи требуется меньшее количество резов, поэтому уменьшается и шаг волнистости на обработанной поверхности.

Влияние исходного состояния образцов на формирование обработанной поверхности исследовалось при их одинаковой жесткости, но разной массе. При этом разными были частоты свободных колебаний.

Фрезерование выполнялось с частотой вращения шпинделя $n = 280$ об/мин при остальных исходных данных, как и в первом исследовании. Частоты свободных колебаний образцов – $f_{СК} = 325$ Гц, 390 Гц и 455 Гц.

Результаты, полученные после обработки осциллограмм и профилограмм, записаны в табл. 6.

По данным табл. 6 на рис. 7, 8 построены графики зависимостей.

Таблица 6 – Шаг волнистости на поверхности резания и обработанной поверхности при фрезеровании образцов с разными ЧСК

Частота свободных колебаний/период $f_{СК}/T_{СК}$, Гц/мс	Период автоколебаний $T_{АК}$, мс	Шаг волнистости на поверхности резания $S_{АК}$, мм	Шаг волнистости на обработанной поверхности S_w , мм
325/3,08	2,54	2,01	3,5
390/2,56	2,19	1,74	2,72
455/2,19	1,92	1,52	2,22

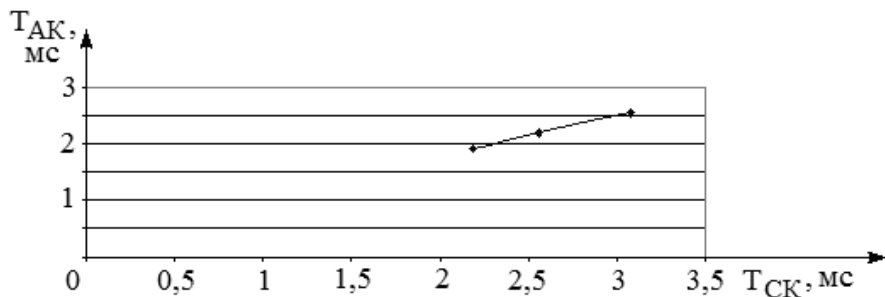


Рисунок 7 – График зависимости между периодом свободных колебаний – $T_{СК}$ и периодом автоколебаний – $T_{АК}$

Данные табл. 6 показывают, что чем больше период свободных колебаний детали, тем больше период автоколебаний при фрезеровании. Также, как и в выше представленных исследованиях, просматривается прямая корреляционная зависимость между шагами волнистости на поверхности резания и обработанной поверхности.

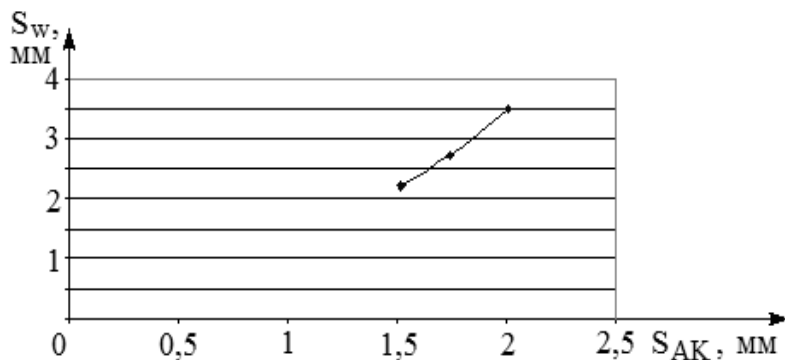


Рисунок 8 – Графік залежності между шагами волнистости на поверхностях різання – S_{AK} и оброблених поверхностях – S_w

Выводы.

1. Исследования показали, что на шаг волнистости на обработанной поверхности влияет шаг волнистости на поверхности резания, который зависит от периода автоколебаний и скорости резания.

2. Увеличение частоты вращения шпинделя приводит к увеличению шага волнистости на поверхности резания. На ней образуется меньше волн от автоколебаний, но их основание увеличивается. Так как при фрезеровании волнистые участки поверхности резания влияют на толщину сечения срезаемого слоя и на величины характеристик колебательного движения, то, в результате, на обработанной поверхности вырезаются впадины, формирующие ее волнистый профиль, с шагом, зависящим от шага волнистости на поверхности резания. Его увеличение с увеличением частоты вращения шпинделя требует для срезания большее число резов инструментом. Поэтому увеличивается шаг волнистости на обработанной поверхности.

При частоте $n = 560$ об/мин величина шага волнистости больше, чем длина поверхности резания. Поэтому нет периодичности его срезания и большого перепада в положении вырезанных впадин на обработанной поверхности, в результате этого волнистость на ней вырождается и уменьшается погрешность ее формы.

3. При увеличении подачи увеличивается толщина сечения срезаемого слоя. Происходит увеличение жесткости упругой системы «инструмент-деталь», уменьшается период автоколебаний и шаг волнистости на поверхности резания. Инструмент делает меньшее

количество резов для срезания выступов на ней, поэтому на обработанной поверхности уменьшается шаг волнистости.

4. С увеличением периода свободных колебаний детали период автоколебаний при фрезеровании также увеличивается.

Список использованных источников: 1. *Жарков И.Г.* Вибрации при обработке лезвийным инструментом / И.Г. Жарков. – Л.: Машиностроение, 1986. – 184 с. 2. *Каширин А.И.* Исследование вибраций при резании металлов / А. И. Каширин. – М.: Издательство АН СССР, 1944. – 132 с. 3. *Амосов И.С.* Экспериментальные и теоретические исследования вибраций при точении: автореф. дисс. на соискание учен. степени канд. техн. наук / И.С. Амосов. – Д., 1950. 4. *Свинин В.М.* Управление регенеративными автоколебаниями при фрезеровании на основе модуляции скорости резания: дисс. ... доктора техн. наук: 05.03.01 / Свинин Валерий Михайлович. – Иркутск, 2008. – 342 с. 5. *Altintas Y.* Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design / Y. Altintas. – 2013 – 365 p. 6. *Budak E.* Analytical Prediction of Chatter Stability Conditions for Multi-Degree of Systems in Milling. Part I: Modeling / E. Budak, Y. Altintas // Transactions of ASME, Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control. – 1998. – Vol. 120. – P. 22–30. 7. *Дядя С.И.* Исследование формирования обработанной поверхности тонкостенного элемента детали при концевом цилиндрическом фрезеровании с автоколебаниями / С.И. Дядя // Сучасні технології в машинобудуванні. Харків: НТУ «ХПІ», 2017. Вип. 12. С. 5–18. 8. Автоколебания при фрезеровании тонкостенных элементов деталей [Электронный ресурс]: монография / [Внуков Ю.Н., Дядя С.И., Козлова Е. Б и др.]; под ред. Ю. Н. Внукова. – Электрон. данные. – Запорожье: ЗНТУ, 2017. – 1 электрон. опт. диск (DVD-ROM) 12 см. – Название с тит. экрана. 9. *Внуков Ю.Н.* Стенд для изучения механических колебаний при фрезеровании маложестких деталей при концевом фрезеровании / Ю.Н. Внуков, В.А. Логоминов, П.А. Каморкин // Резание и инструмент в технологических системах. Харьков : НТУ «ХПИ», 2011. Вип. 80. С. 32–37.

С. Дядя, О. Козлова, А. Гермашев,
М. Кучугуров, Запоріжжя, Україна

ВПЛИВ ПЕРІОДУ АВТОКОЛИВАНЬ НА ФОРМУВАННЯ ПРОФІЛЮ ОБРОБЛЕНОЇ ПОВЕРХНІ ПРИ КІНЦЕВОМУ ЦИЛІНДРИЧНОМУ ФРЕЗЕРУВАННІ

Анотація. У статті показано, що крок хвилястості обробленої поверхні залежить від кроку хвилястості на поверхні різання, який в свою чергу, залежить від періоду автоколивань і швидкості різання. Для виконання досліджень використовували методика проведення експериментів на стенді, конструкція якого дозволяє записувати осцилограми коливань деталі в процесі фрезерування, розділяти їх на фрагменти і вивчати вплив отриманих параметрів осцилограм на параметри якості обробленої поверхні. Авторами наведено результати досліджень впливу періоду автоколивань на величину кроку хвилястості на поверхні різання. Показано, що зі збільшенням частоти обертання шпинделя на поверхні різання зменшується кількість хвиль, але збільшується їх основа і крок між ними. Для різання основи потрібна більша кількість різів інструментом, тому на обробленій поверхні зі збільшенням частоти обертання збільшується крок хвилястості. Збільшення подачі призводить до збільшення товщини перетину зрізаного шару, зменшення періоду автоколивань і кроку хвилястості на поверхні різання. Тому зі збільшенням подачі

зменшується крок хвилястості на обробленій поверхні. Отримано рівняння регресії між кроком хвилястості на поверхні різання і на обробленій поверхні. Показано, що при фрезеруванні зі збільшенням періоду вільних коливань деталі збільшується період автоколивань. Отримані результати можуть бути використані для прогнозування параметрів якості обробленої поверхні в залежності від динамічних умов при зустрічному кінцевому циліндричному фрезеруванні.

Ключові слова: фрезерування; автоколивання; профілограма; осцилограма; амплітуда, крок хвилястості.

S. Dyadya, O. Kozlova, A. Germashev,
M. Kuchugurov, Zaporozhye, Ukraine

THE EFFECT OF THE PERIOD OF CHATTER ON THE FORMATION OF A PROFILE OF PROCESSED SURFACE AT THE END CYLINDRICAL MILLING

Abstract. *The article shows that the wavy step of the machined surface depends on the waviness step on the cutting surface, which in turn depends on the period of chatter and the cutting speed. To carry out the research, we used the method of experiments on the stand, the design of which allows recording oscillograms of the part oscillation in the milling process, separating them into fragments and studying the effect of the obtained oscillogram parameters on the quality parameters of the processed surface. The authors present the results of studies of the influence of the period of chatter on the value of the wavy step on the cutting surface. It is shown that with an increase in the spindle rotation frequency on the cutting surface, the number of wave's decreases, but their base and pitch between them increase. To cut the base, a larger number of tool cuts are required, therefore, the wavy step increases with the frequency of rotation on the machined surface. An increase in feed leads to an increase in the thickness of the section of the layer being cut, a decrease in the period of chatter and a wavy step on the cutting surface. Therefore, with an increase in feed, the wavy step decreases on the treated surface. The regression equations between the waviness step on the cutting surface and on the machined surface are obtained. It is shown that when milling with an increase in the period of free oscillations, the period of self-oscillations increases. The results can be used to predict the quality parameters of the treated surface depending on the dynamic conditions during the opposite end cylindrical milling.*

Keywords: *milling; chatter; profilogram; waveform; amplitude, wavy step.*

Christos D. Dimopoulos, Nikolaos E. Karkalos,
Angelos P. Markopoulos, Athens, Greece

STUDY ON THE APPLICABILITY OF COUPLED EULERIAN-LAGRANGIAN FORMULATION IN ABRASIVE WATERJET MACHINING SIMULATIONS

Abstract: *Non-conventional machining processes are considered as reliable alternatives to the established conventional ones in the case of processing of difficult-to-cut materials. Especially, Abrasive Waterjet Machining (AWJM) is advantageous for this purpose, as it can handle a wide range of workpiece materials and does not cause heat affected zones. In order to study the phenomena occurring during AWJM, numerical simulations should be carried out along with experiments. As machining processes involve significant material deformation, Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) Finite Elements (FE) models have been proven significantly accurate for this purpose, compared to pure Lagrangian models. Thus, in the present study it is attempted to compare the predicted results of CEL and pure Lagrangian models in the case of AWJM and determine whether this method is applicable for the process or not. Simulation cases based on experimental results are employed and discussion on the predicted cutting zone dimensions, stress and temperature field is conducted.*

Keywords: *Abrasive Waterjet Machining, Finite Element Method, Coupled Eulerian-Lagrangian Formulation.*

1. Introduction

Abrasive Waterjet Machining is one of the most frequently employed non-conventional machining process, along with laser cutting and Electrical Discharge Machining. Compared to the conventional machining processes, such as turning or milling, AWJM has several advantages, as it does not require the utilization of a cutting tool, it is able to process a variety of material types and it is considered as a cold machining process, as it is not associated with the development of heat affected zones in the workpiece [1]. Furthermore, AWJM enables the creation of complex features on workpieces and is regarded as an environmentally friendly process, as it does not produce or employ harmful substances such as lubricants or coolants [1, 2].

During AWJM, material is removed from the workpiece by the impact of a high speed water jet, which contains abrasive particles, on the workpiece surface. As a pure water jet is only able to process soft materials, in AWJM the high-pressure waterjet is mixed with the abrasive particles in a mixing chamber and after the jet is homogenized; the accelerated abrasive particles impact the surface, removing material by erosion. In AWJM, two different mechanisms of material removal can be observed.

More specifically, during ductile erosion, the material undergoes plastic deformation, so micro-machining takes place by removal of microscopic chips, whereas during brittle erosion, crack growth, crack propagation and intersection cause material to be removed, even near the impact zone [1]. The fundamental process parameters of AWJM are the flow rate and pressure of the water jet, the nozzle characteristics, the traverse speed, the stand-off distance, the material type and geometry of abrasive particles, as well as the material of the workpiece [1, 3].

Apart from experimental studies, for the purpose of understanding and optimizing AWJM process, interest on the theoretical study of AWJM, as well as the development of reliable numerical models has begun to grow. After the first theoretical models describing the results of abrasive particle impact on the surface of metallic or ceramic workpieces, such as the works of Finnie [4] or Zeng and Kim [5] were created and validated, there was a need for more detailed simulations, in order to be able to predict the deformation of the workpiece and the material removal mechanisms under various conditions. Thus, FE models were created to simulate the impact of abrasive particles on workpiece surfaces, with the first models, such as the one presented by Hassan and Kosmol [6], including a single abrasive particle. These models were able to determine the correlation between waterjet pressure and depth of cut and depict the time evolution of the depth of cut. Apart from metallic workpieces, the effect of AWJM process on ceramic workpieces was studied firstly by Gudimetla and Yarlaggada [7], who developed a FE model with a single abrasive particle impacting a polycrystalline alumina workpiece. They showed that the model can predict the erosion rate with a sufficient accuracy, compared to theoretical models and it could depict the material removal mechanism in a realistic way. Later, researchers developed more advanced models, taking into consideration multiple abrasive particles. Kumar and Shukla [8] conducted a study on the effect of particles impact angle and velocity during AWJM of titanium alloy specimens with steel abrasive particles. They concluded that crater geometry varied considerably with impact angle and velocity until the 17th impact and then the variation was reduced or eliminated.

As in AWJM fluid-structure interaction takes place, other researchers considered the more accurate modeling of the waterjet as important and modeled it by coupled FE formulations or meshless methods. For example Shahverdi et al. [9] and Wenjun et al. [10] created Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) models, by modeling the workpiece by a Lagrangian formulation and the abrasive waterjet with an Eulerian mesh. Accordingly, Jianming et al. [11] and Feng et al. [12] presented models for AWJM process in which the abrasive waterjet was modeled with SPH method and the workpiece with Lagrangian FE formulation. These approaches were particularly useful in order to model the

flow of abrasive particles [11], as well as their movement starting from the mixing chamber until their impact on the workpiece surface [12]. Another method, suitable for fluid-structure interactions, which has also been used for machining simulations, is the Coupled Eulerian-Lagrangian method. CEL method involves the use of both Lagrangian and Eulerian regions in the same model and is able to overcome the problems associated with simulations with large deformations, as it does not require element deletion or remeshing technique for material removal. In CEL formulation, material removal is conducted as a continuous flow of material, due to forces occurring from interaction of different bodies or other force fields. Up to now, several works on simulation of machining processes with CEL have been published [13, 14], even on waterjet-assisted machining [15].

In this paper, an investigation on the applicability of CEL formulation in AWJM simulations is attempted. Results from CEL simulations will be compared to those of the more established Lagrangian formulation, in order to determine whether CEL model can achieve high accuracy in the prediction of cutting zone dimensions, stress and temperature fields and also depicts the phenomena occurring during AWJM realistically. For the Lagrangian models, element deletion will be employed, whereas for the CEL model the abrasive particles are formulated as Lagrangian bodies and the workpiece is formulated as Eulerian. After the simulations are carried out, results between CEL and Lagrangian models and compared and discussed.

2. Methodology

In the present work, 3D explicit thermo-mechanical models were created in Abaqus software for both cases. The comparison of the results of Lagrangian and CEL models will be conducted for three different experimental cases from the relevant literature [16]. In the Lagrangian model, both the abrasive particles and the workpiece were modeled using the Lagrangian formulation, whereas in the CEL approach the particles were Lagrangian and the workpiece was Eulerian. In both cases, the particles were modelled with a single C3D8RT mesh element, which had diagonal dimension of 0.2 mm (Grit 80). The workpiece had the same mesh size in both cases (210,120 elements), with a minimum element size of 4×10^{-2} mm and a maximum element size of 0.1 mm; mesh type of the workpiece in the Lagrangian formulation was C3D8RT and in the Eulerian formulation EC3D8RT. Finally, dimensions of the workpiece were 6 mm height, 4 mm length and 6 mm width for both cases.

In order to be able to simulate the abrasive particle flow realistically for the various simulation cases, calculations were carried out. Steady abrasive mass flow was divided by particle weight, in order to calculate the abrasive particle quantity per second. Then, the number of particles used within the total

simulation time was calculated with a simple division. To calculate the initial position of the particles, it was assumed that they were spaced evenly in the direction of travel, with their distance calculated by multiplying their velocity with the simulation time and dividing with the number of particles in that time. For the horizontal position of the abrasive particles, a Gaussian distribution was assumed, keeping the particles within the nozzle diameter range. The jet impact position was in the middle of the top left edge and the angle was 90° in both cases.

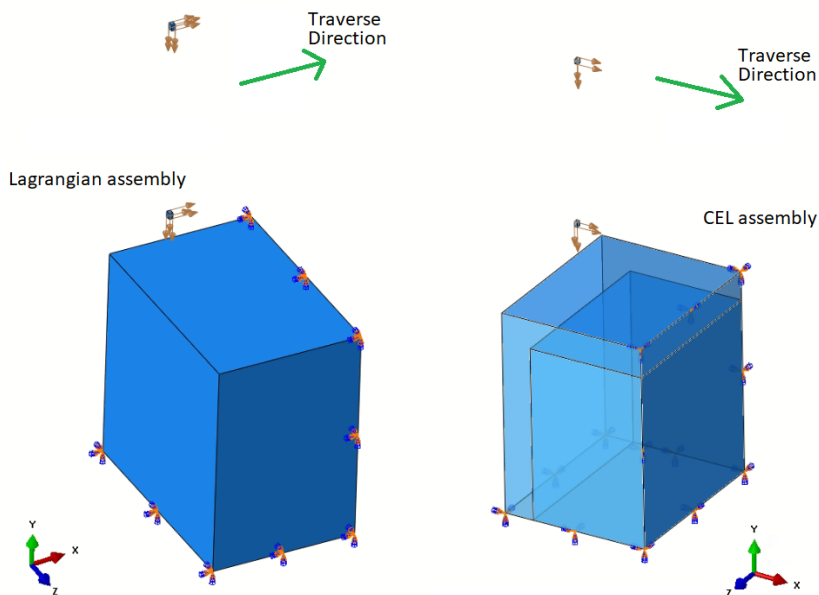


Figure 1 – Model assembly with the two different formulations

In the CEL model, in order to create the Eulerian workpiece, a workpiece Eulerian part and a slightly larger void Eulerian part were created. Then, the workpiece part was placed in the void part, with 1 mm clearance in the jet impact area, to allow for material movement, since any material reaching the boundary would be deleted otherwise. After that, the volume fraction tool in Abaqus was utilized. This tool compares the two instances and creates a scalar discrete field, based on the percentage of occupation of the void instance by the workpiece instance, so then an initial material assignment condition can be created, in order to fill that created space with the workpiece material. In the Lagrangian

formulation, the workpiece was constrained at the bottom and right face. In the Eulerian formulation, material movement was constrained at the bottom and right face as well. Fig. 1 presents the assembly of the two models side by side, including boundary conditions.

To model the workpiece material response to the process, the Johnson-Cook plasticity and damage model was chosen for both cases [17]. Material constants for AISI 1018 steel were adopted from literature [18]. In the Lagrangian model, when an element reaches 100% damage, it is deleted from the simulation. However, there is no element deletion or relevant feature in the CEL formulation workpiece in Abaqus software [19]. The abrasive particle material parameters were adopted from literature as well [20]. In addition to normal parameters, a deletion criterion was adopted, to reduce computation time due to particle movement after collision with the workpiece. When the particle reached a critical stress of 150 MPa, it was deleted from the simulation. Furthermore, coefficient of friction between the particles and the workpiece was considered to be 0.1. Due to high strain rates, adiabatic heating of the workpiece is considered, with a coefficient of 90%, converting that percentage of plastic work to heat [20] and initial model temperature was set to 20°C. An initial vertical velocity was given to each abrasive particle, according to waterjet pressure value in each case, and the same jet traverse speed was applied in all simulations, namely 3.83×10^{-4} m/s. These values were adopted from literature [16] and are presented in Table 1.

Table – Particle Velocities for each simulation case

Simulation case	Pressure (MPa)	Velocity (m/s)
1	100	400
2	200	620
3	350	810

3. Results and discussion

At first, simulation results were compared to experimental ones, in order to assess their validity. The simulation time of 1 ms was sufficient to start the erosion process on models of both formulations. Comparing the predicted cutting forces for models of both formulations to the experimental ones [16], it was verified that the present model simulates the initial stages of abrasive waterjet cutting. In the simulations, cutting forces never exceeded 1N, therefore indicating that the models do indeed fall into the initial cutting stage.

Then, the investigation on the applicability of CEL formulation for AWJM simulations was carried out, based on data from the three different experimental cases. In Fig. 2, resulting dimensions of the cutting zone for all cases and both

formulations are presented. In respect to Fig. 1, width direction is in the z axis, traverse direction is in the x axis and depth of cut in the y axis. It is noted that width of cutting zone and cutting zone length along the traverse axis are almost identical for both formulations in most cases. This is justified, as due to the relatively low traverse speed, the main cutting action during the simulation time is towards the depth of cut direction rather than the other two directions.

An obvious difference, though, is that although both models predict correctly the increase of depth of cut with increased abrasive particle speed, the predicted depth of cut is significantly lower in the CEL formulation than in the Lagrangian one. A probable explanation for that outcome is that, as in the CEL formulation no element deletion can be specified, the brittle erosion mechanism, present in experimental works, cannot be properly represented in the simulation. Thus the resulting dimensions of the cutting zone for the CEL formulation are only caused by ductile erosion, especially due to plastic deformation.

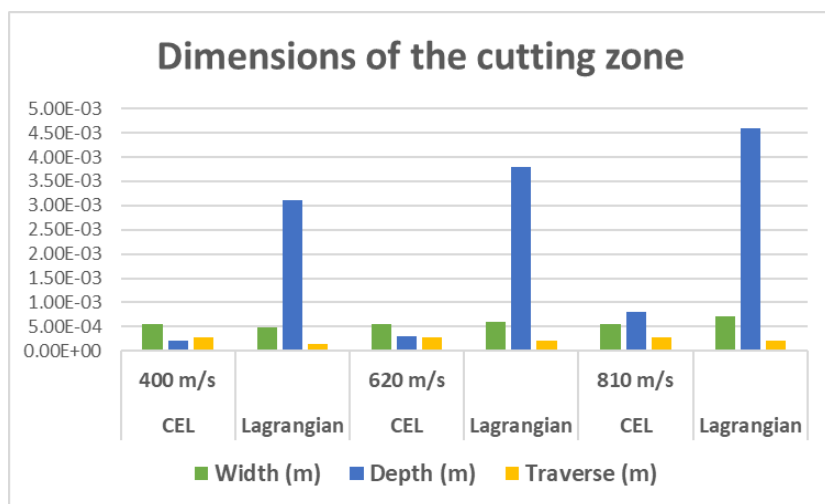


Figure 2 – Dimensions of the cutting zone for all cases for both formulations

In order to further observe the differences between the two types of models, snapshots from several stages of the AWJM process with both models are presented in Fig. 3. In both cases, material removal takes place as expected, caused by the impact of abrasive particles on the surfaces and craters are formed and widened as time progresses. However the shape and dimensions of the cutting zone differ considerably, even from the first stages of the simulations.

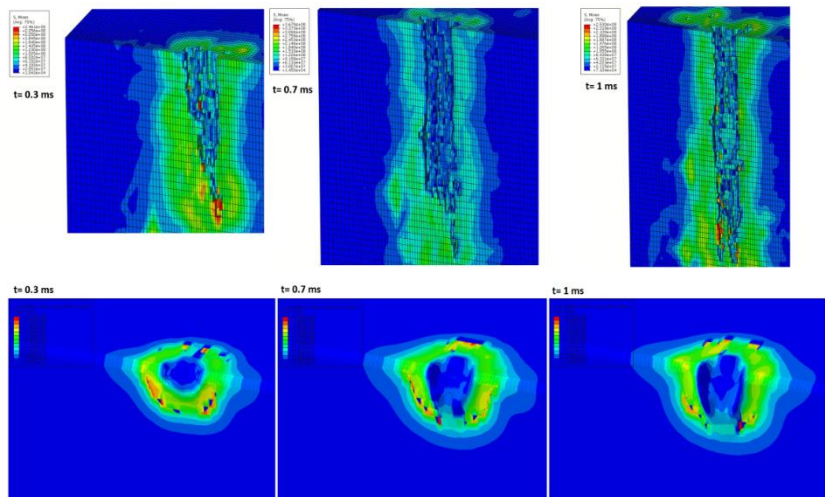


Figure 3 – Comparison of snapshots of the AWJM simulation with Lagrangian (upper row) and CEL models (lower row)

More specifically, in the case of Lagrangian model, the depth of cut is considerably larger in any case and the cutting zone has distinctive erosion marks produced by deleted elements and further erosion of the new surfaces. Although material removal is more evident in the direction of depth of cut, erosion occurs sometimes in lower regions perhaps due to the intense stress propagation as well as in regions near the main cutting zones, perhaps due to reflected abrasive particles. Nevertheless, in the case of CEL model, it seems that the workpiece material is only compressed due to the particle impacts and the deformation of the workpiece is considerably smaller and more uniform, with an initial crater being widened towards the depth of cut and traverse direction and with an almost symmetrical stress field developing away from the main cutting zone. Thus, in conjunction with the results presented in Fig. 2, it becomes clear that CEL models can account for only the plastic deformation due to particle impacts and propagation of erosion cannot be represented.

After the differences between the CEL and Lagrangian formulation models regarding the predicted dimensions of cutting zone and material removal mechanisms were discussed, the differences regarding the prediction of stress and temperature distribution by the two different formulations are also discussed afterwards. Fig.4 presents the von Mises stress distribution comparison for the CEL formulation on the left and the Lagrangian one on the right. In the figure concerning CEL, plastic deformation zone is visible at the center of the top edge.

Stresses are concentrated around that area, as for the Lagrangian model, depicted on the right figure. However, the previously mentioned brittle erosion mechanism is missing in the CEL model results. Thus no material removal is noticed around the deformed area, in contrast to the Lagrangian model results, where elements around the impact zone have been deleted and the evolution of the erosion process is visible near the edges. Furthermore, stress values are slightly lower for the CEL model; for example in Fig.4 maximum stress value in the cutting zone is 209.8 MPa, whereas for the Lagrangian is 253 MPa.

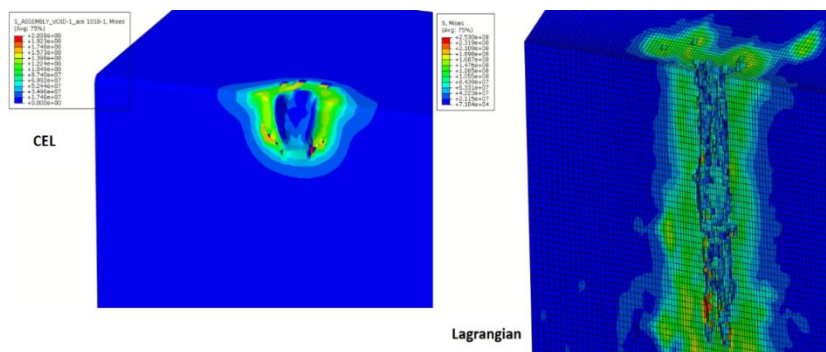


Figure 4 – Comparison of the cutting zone morphology for the CEL (left) and the Lagrangian (right) formulations of the workpiece for the 810 m/s abrasive velocity case and Von Mises stress distributions

Regarding temperature distribution, Fig. 5 presents the maximum predicted temperature in all cases. Since 90% of plastic work is converted to heat, temperatures in all CEL formulations are almost identical, with only 2°C difference per case and 4°C maximum change. Temperatures of the Lagrangian models on the other hand increase almost 20°C from the lowest velocity to the highest velocity. A probable explanation for this is that, after an element is deleted, nearby elements gain more free degrees of movement, so their plastic deformation is higher compared to the constrained CEL ones, something that results in higher temperature increase as well. Furthermore, in higher abrasive velocities cases, elements deform more and thus the difference of the predictions of the two methods becomes higher. Finally, it is worth mentioning that all predicted temperatures from the simulations are in compliance with experimental literature results for the same material [21].

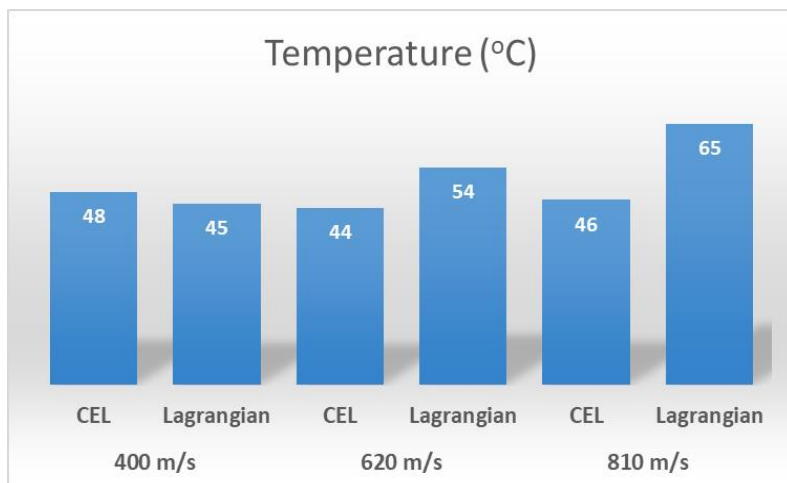


Figure 5 – Maximum temperature results for all cases

By taking into account all the previous comparisons between the CEL and Lagrangian formulation models, it becomes obvious that the Lagrangian model is more appropriate for the simulation of AWJM and especially material removal process from the workpiece. Although it had been proven that CEL formulation is superior to the Lagrangian one for cases with high plastic deformation, it was shown that the underestimation of the dominant erosion phenomenon during AWJM finally results in a significant underestimation of the depth of cut as well as workpiece temperature. The contribution of the present study can be regarded as important as, to the authors' knowledge, no study on AWJM with CEL formulation has been yet presented and definitely no comparison of its results with results of Lagrangian models has been yet conducted in the relevant literature.

4. Conclusions

In the present paper an investigation regarding the applicability of CEL approach in AWJM simulations was carried out. CEL and Lagrangian simulation models were developed based on experimental data and comparison between them were conducted, in respect to prediction of cutting zone dimensions, stress and temperature distributions and accuracy of representation of material removal mechanisms. Based on the simulation results various conclusions were drawn.

The simulation results indicated that Lagrangian model is more adequate than CEL, regarding depth of cut prediction in AWJM process. Although

material removal after the impact of abrasive particles occurred from the initial stages, as with the Lagrangian model and the trend of increase of depth of cut with increasing pressure was captured, only the plastic deformation mechanism was able to be observed with CEL, whereas the erosion and its propagation in the workpiece material was not simulated. Furthermore, comparison with results from the Lagrangian model showed that depth of cut was significantly underestimated while width and traverse length were similar between the two types of models. Finally, relatively lower stress values were observed in the CEL model and temperature variation was minimal as the additional plastic deformation occurring in the newly created surfaces of the cutting zone due to erosion was not calculated. In conclusion, although CEL has been proven sufficient for machining simulations it is deduced that it not as successful in simulating material removal due to erosion as it occurs in AWJM.

References: 1. *Kun-Bodnár, K., Kundrák, J.*: Applicability of Waterjet Cutting for Different Machining Operations, *Cutting & Tools in Technological Systems* 79, pp. 102-107. (2011). 2. *Kun-Bodnár, K., Kundrák, J., Maros, Z.*: Machining of rotationally symmetric parts with abrasive waterjet, *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 448, 012053. (2018). 3. *Kun-Bodnár, K., Maros, Z.*: Theoretical Determination of Removed Layer Depth at Abrasive Waterjet Turning, *Cutting & Tools in Technological Systems* 90, pp. 19-25. (2019). 4. *Finnie, I.*: Erosion of Surfaces by Solid Particles, *Wear* 3, pp. 87-103. (1960). 5. *Zeng, J., Kim, T.*: An erosion model of polycrystalline ceramics in abrasive waterjet cutting, *Wear* 193, pp. 207-217. (1996). 6. *Hassan, A.I., Kosmol, J.*: Finite element modeling of Abrasive Water Jet Machining (AWJM), *Proc. 15th International Conference on Jetting Technology*, Ronnby, Sweden, pp. 321-333. (2000). 7. *Gudimetta, P., Yarlagadda, P.K.D.V.*: Finite element analysis of the interaction between an AWJ particle and a polycrystalline alumina ceramic, *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering* 23(1), pp. 7-14. (2007). 8. *Kumar, N., Shukla, M.*: Finite element analysis of multi-particle impact on erosion in abrasive water jet machining of titanium alloy, *Journal of Computational and Applied Mathematics* 236(18), pp. 4600-4610. (2012). 9. *Shahverdi, H., Zohoor, M., Mousavi, S.M.*: Numerical simulation of abrasive water jet cutting process using the SPH and ALE methods, *International Journal of Advanced Design and Manufacturing Technology* 5(1), pp. 43-50. (2011). 10. *Wenjun, G., Jianming, W., Na, G.*: Numerical simulation of abrasive water jet machining based on ALE algorithm, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 53(1-4), pp. 247-253 (2011). 11. *Jianming, W., Na, G., Wenjun, G.*: Abrasive waterjet machining simulation by SPH method, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 50 (1-4), pp. 227-234. (2010). 12. *Feng, Y., Jianming, W., Feihong, L.*: Numerical simulation of single particle acceleration process by SPH coupled FEM for abrasive waterjet cutting, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 59 (1-4), pp. 193-200. (2012). 13. *Ducobu, F., Rivière-Lophèvre, E., Filippi, E.*: Numerical contribution to the comprehension of saw-toothed Ti6Al4V chip formation in orthogonal cutting, *International Journal of Mechanical Sciences* 81, pp. 77-87. (2014). 14. *Ducobu, F., Rivière-Lophèvre, E., Filippi, E.*: On the importance of the choice of the parameters of the Johnson-Cook constitutive model and their importance on the results of a Ti6Al4V orthogonal cutting model, *International Journal of Mechanical Sciences* 122, pp. 143-155. (2017). 15. *Ayed, Y., Robert, C., Germain, G., Ammar, A.*: Development of a numerical model for the understanding of the chip formation in high-pressure water-jet assisted machining, *Finite Elements in Analysis and Design* 108, pp. 1-8. (2015). 16. *Hassan, A.I., Chen, C., Kovacevic, R.*: On-line monitoring of depth of cut in AWJ cutting, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44 (6), pp. 595-605. (2004). 17. *Johnson, G.R., Cook, W.H.*: A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, *Proc. the 7th International Symposium on Ballistics* (1983). 18. *Buchely, M.F., Wang, X., Van Aken, D.C., O'Malley, R.J., Lekakh, S., Chandrashekhara, K.*: The Use of Genetic Algorithms to Calibrate Johnson-Cook Strength and Failure Parameters of AISI/SAE 1018 Steel, *Journal of Engineering Mater. Technol* 141(2), 021012. (2018).

19. Simulia, D.: Abaqus 6.17 Documentation, Provid. RI, USA DS SIMULIA Corp., 2017.
20. Anwar, S., Axinte, D.A., Becker, A.A.: Finite element modeling of abrasive waterjet milled footprints, Journal of Materials Processing Technology 213 (2), pp. 180-193. (2013).
21. Momber, A.W., Kovacevic, R.: Principles of Abrasive Water Jet Machining, Springer-Verlag London (1998).

Христос Д. Дімопулос, Ніколаос Е. Каркалос,
Ангелос П. Маркопулос, Афіни, Греція

ДОСЛІДЖЕННЯ ЗАСТОСОВНОСТІ РІВНЯННЯ ЕЙЛЕРА- ЛАГРАНЖА ПРИ МОДЕЛЮВАННІ АБРАЗИВНОЇ ВОДОСТРУМЕНЕВОЇ ОБРОБКИ

Анотація. *Нетрадиційні процеси обробки розглядаються як надійні альтернативи загальноприйнятим традиційним способам обробки важкооброблюваних матеріалів. Зокрема, для цієї мети вигідна абразивна водоструменева обробка (AWJM), оскільки цим методом можна обробляти широкий спектр матеріалів заготовки і не викликати зон термічного впливу. Для вивчення явищ, що відбуваються під час AWJM, слід проводити чисельне моделювання поряд з експериментами. Оскільки процеси обробки пов'язані зі значною лагранжевими (CEL) кінцевими елементами (FE) виявилися значно більш точними для цієї деформацією матеріалу, моделі з сполученими ейлерово- мети в порівнянні з чисто лагранжевськими моделями. Однак очевидна відмінність полягає в тому, що хоча обидві моделі правильно передбачають збільшення глибини різання при збільшенні швидкості абразивних частинок, передбачена глибина різання в середовищі CEL значно нижче, ніж в лагранжевській. Можливим поясненням цього результату може бути те, що, оскільки в формулюванні CEL не може бути зазначено видалення елемента, механізм крихкої ерозії, який присутній в експериментальних роботах, не може бути належним чином представлений в моделюванні. Таким чином, результуючі розміри зони різання для моделі CEL обумовлені тільки пластичною ерозією, особливо через пластичну деформацію. У разі моделі Лагранжа, глибина різання в будь-якому випадку значно більше, і зона різання має характерні сліди ерозії, викликані видаленими елементами, і подальшу ерозію нових поверхонь. Проте, в разі моделі CEL, здається, що матеріал заготовки стискається тільки через удари частинок, і деформація заготовки значно менша і більш однорідна, при цьому початковий кратер розширюється в напрямку глибини різання і поперечного напрямку. і з майже симетричним полем напружень, що розвиваються далеко від основної зони різання. Таким чином, в цьому дослідженні зроблено спробу порівняти передбачені результати моделей CEL і чисто лагранжевських в разі AWJM і визначити, чи може бути застосований цей метод для процесу чи ні. Використовуються випадки моделювання, засновані на експериментальних результатах, і проводиться обговорення прогнозованих розмірів зони різання, полів напружень і температури.*

Ключові слова: *гідроабразивна обробка; метод кінцевих елементів; рівняння Ейлера-Лагранжа; глибина різання; композиція; ерозія матеріалу; напруження.*

Christos D. Dimopoulos, Nikolaos E. Karkalos,
Angelos P. Markopoulos, Athens, Greece

STUDY ON MESH DEPENDENCE OF CUTTING ZONE DIMENSIONS PREDICTION DURING ABRASIVE WATERJET MACHINING

Abstract: *Abrasive Waterjet Machining is a non-conventional material removal process, preferred to be used for the cutting of difficult-to-cut materials, due to its ability to remove material without the use of a tool and without causing heat affected zones. Experimentally, monitoring the phenomena taking place in the cutting area is very difficult, due to various reasons such as the high speed of the particles and the obstruction due to the water stream. Thus, a simulation approach, based on experimental data, is required in order to be able to explain these phenomena. In this work, a 3D thermo-mechanical Finite Element model is presented with realistic representation of the positioning of discrete abrasive particles and the dependence of cutting zone dimensions on the mesh size is investigated. After simulation, results are compared to experimental results, mesh independence study is conducted and finally, conclusions on the optimum mesh size are drawn and observed process characteristics are discussed.*

Keywords: *Abrasive Waterjet Machining, Non-conventional Machining, Finite Element Method.*

1. Introduction

Non-conventional machining processes can be beneficial for the processing of hard-to-cut materials, such as hardened steel, titanium and nickel-based alloys or composites, because they do not involve the use of tools and can be applied to a wide range of materials [1]. More specifically, one of the most commonly used non-conventional processes is the Abrasive Waterjet Machining (AWJM), which involves material removal through high-speed impact of a waterjet containing abrasive particles. AWJM is a cold machining process, able to create even complex curves on hard workpieces, something that is frequently required in the aerospace and automotive industry [1, 2].

AWJM is based on the principle of conversion of the energy of a high-pressure water column to kinetic energy of a high-speed waterjet. As the waterjet cannot penetrate the surface of hard materials, the abrasive particles are added to the jet to improve its cutting capability. The abrasive particles flow towards the mixing chamber, where they are mixed and homogenized with the incoming high-speed water jet. Then, accelerated by the high-speed jet, a number of abrasive particles impact the workpiece surface and remove material, mainly by erosion. AWJM is an environment-friendly process, as no hazardous substances, coolant or lubricants are employed. Furthermore, due to the relatively low cutting forces during AWJM, there is no need for special clamping of the workpiece on the machine table.

The types of materials machined by AWJM include metals, ceramics, alloys, polymers, composites, even textile and soft materials as plastic foams [1, 3]. Important parameters for AWJM are the pressure and flow rate of the water jet, the traverse speed, the characteristics of the nozzle, the stand-off distance, the type and size of abrasive particles and the workpiece material [1, 4, 5].

Although AWJM has been established for several decades, the understanding of material removal mechanisms and phenomena occurring during the process, are far from being complete. As it is not possible to conduct direct observations during the progress of AWJM, theoretical studies using appropriate numerical models are necessary, in order to be able to explain the occurring phenomena and improve its efficiency. Apart from theoretical approaches based on particle impact, such as the work of Finnie [6], or Zeng and Kim [7], numerical models using Finite Element Method (FEM) or meshless methods have also been presented. One of the earliest FEM approaches for modeling AWJM was conducted by Hassan and Kosmol [8], who created a single particle impact model for AWJM of a steel workpiece and investigated the dependence of depth of cut on pressure as well as its time evolution. Gudimetla and Yarlaggada [9] investigated the case of AWJM of a polycrystalline alumina workpiece with a single particle model. Using this model, they were able to predict erosion rate values close to the theoretical ones and observe the phenomena occurring during brittle erosion. Kumar and Shukla [10] presented a 3D FEM model for AWJM, including multiple steel particles in order to study the erosion process of Ti-6Al-4V for various impact angles and velocities. With this model they found that the variation of crater geometry with different particle velocities and angles was considerable for up to 17 impacts and then the variation was reduced or stabilized. Apart from simple FEM approaches, Wenjun et al. [11] and Shahverdi et al. [12] developed Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) models, in which the abrasive waterjet was explicitly modeled using an Eulerian mesh, while the workpiece was modeled using a Lagrangian formulation. Finally, Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH) method has also been employed in the relevant literature, in order to model the abrasive particles flow [13] or even simulate their trajectory from the mixing chamber up to the workpiece surface [14].

In this paper, the dependence of AWJM simulation results on mesh size is investigated using a different modeling approach for AWJM, focusing on a more realistic abrasive particle positioning. The particles are modeled as discrete deformable bodies impacting the workpiece with a specific velocity depending on waterjet pressure. The simulation results are firstly compared to literature ones and then, mesh sensitivity analysis is carried out. Apart from mesh sensitivity study results, other significant results, such as the effect of process

parameters on cutting zone dimensions, stress and temperature distribution are discussed as well.

2. Methodology

For the modeling of the AWJM, a 3D explicit FEM thermo-mechanical model was created in Abaqus. In order to investigate the effect of the mesh size on the results, three different meshes were used for three different experimental AWJM cases, described in [15], for a total of 9 simulation cases. The abrasive particles and workpiece were modeled using the Lagrangian formulation. Each abrasive particle consisted of a single rectangular C3D8RT mesh element and had diagonal dimension of 0.2 mm (Grit 80), while the rectangular shaped workpiece consisted of varying-size C3D8RT mesh elements, depending on the simulation case. The water is omitted in the present work, as it does not have the energy to cut the material on its own [16]; however, the effect of particle acceleration due to the waterjet was taken into account by a velocity boundary condition. The workpiece dimensions were 6 mm height, 4 mm length and 6 mm width, in the y, x and z axes respectively, as can be also seen in Fig.1. The characteristics of the three different meshes used in this work, such as element size and number of elements are presented in Table 1.

Table 1 – Characteristics of the meshes employed in this work

Mesh density	Number of elements	Minimum element size (m)	Maximum element size (m)
Coarse	67,320	10^{-4}	$3 \cdot 10^{-4}$
Average	91,800	$8 \cdot 10^{-5}$	$2 \cdot 10^{-4}$
Fine	210,120	$4 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-4}$

In order to position the abrasive particles in space, some calculations were carried out at first. Since the abrasive mass flow was constant at 2.56 g/s, the number of particles existing within the solution time was calculated. This was done by dividing the mass flow by the particle weight, multiplying that result with the final solution time of 1 ms. After that, the distance between the particles was calculated, assuming that when a particle left the nozzle with a constant initial speed, the next one leaving the nozzle would have a fixed distance from the first one, based on the particle speed. Knowing the vertical distance between the particles and their total number, a Gaussian distribution was used for horizontal positioning of the particles, keeping them within the theoretical nozzle diameter of 0.3mm. The jet impact angle was 90° and the initiation point was in the middle of the top left edge, with a standoff distance of 3mm. An initial vertical velocity was given to each particle per pressure case, and the same jet traverse speed was applied in all simulations. These were adopted from literature

[15] and presented in Table 2. The selected material model for the workpiece material (AISI 1018 steel) was Johnson-Cook model [17], with the values related to plasticity and damage adopted from literature [18].

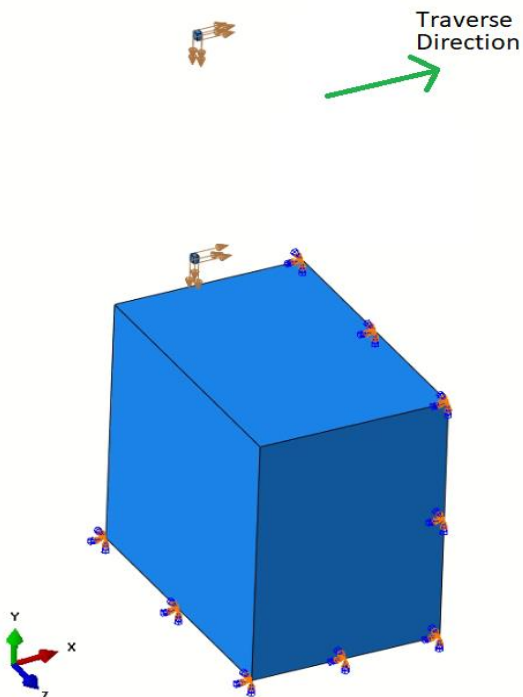


Figure 1 – AWJM model assembly

The abrasive particle mechanical and thermo-physical properties were adopted from literature as well [19]. Abrasive material was garnet, with a density value of $4,325 \text{ kg/m}^3$ and tensile failure stress was 150 MPa. A deletion criterion was adopted for the particles, to reduce computation time due to particle movement after collision with the workpiece; thus, when each particle reached the critical stress value of 150 MPa, it was deleted from the simulation. Furthermore, coefficient of friction between the particles and the workpiece was considered to be 0.1. Due to high strain rates, adiabatic heating of the workpiece is considered, with a coefficient of 90%, converting that percentage of plastic work done to heat [19], while initial model temperature was set to 20°C . Finally, the workpiece was constrained at the bottom and right face, as shown in Fig. 1.

Table 2 – Waterjet pressure and abrasive particles velocity values for all simulation cases

Simulation Case	Waterjet pressure (MPa)	Abrasive particle velocity (m/s)
1	100	400
2	200	620
3	350	810

3. Results and Discussion

At first, simulation results were compared to experimental ones from the aforementioned literature reference [15]. In the present case, the simulation time of 1 ms was sufficient for the erosion process to start. By comparing the present simulation results to the experimental ones, the calculated forces never exceeded 1N, in accordance with the experimental results for the earliest stages of AWJM; thus, it can be assumed that the presented model is accurate enough.

Then, the investigation, regarding the dependence of simulation results on the mesh size took place. Results on predicted cutting zone dimensions for all cases are depicted in Fig. 2. It can be clearly observed that there exists a variation in the results, in respect to each type of mesh. The clearest difference is observed for the depth of cut in every case; in fact, a decrease of element size results in a visible increase of predicted depth of cut with the differences being more significant in the cases with particle speed of 400 and 620 m/s. The importance of using a sufficiently fine mesh for the simulation can be further stressed by observing that the use of a coarse mesh for the case with particle speed of 620 m/s produced the same result with the simulation regarding the case with particle speed of 400 m/s and a fine mesh, something that is not reasonable. As for traverse length and width of the cutting zone, there is not a definite trend in their variation with element size, except for some cases in which width was shown to decrease for finer meshes, so a clear conclusion cannot be deduced for them.

As the presented model is thermo-mechanical, it is considered important to observe the dependence of predicted temperature values on the mesh density. Maximum temperature observed in every simulation case is presented in Fig. 3. Starting from a maximum of 40°C for the lowest speed and rising to a maximum of 65°C for the highest speed, these results are in compliance with other experimental results of the same material [20]. Temperature is shown to increase as the mesh gets finer and as the abrasive particles' speed increases. Although temperature variation is relatively small in AWJM, its variation with mesh density is another indication that mesh density plays an important role for AWJM simulations.



Figure 2 – Predicted dimensions of the cutting zone for all simulation cases

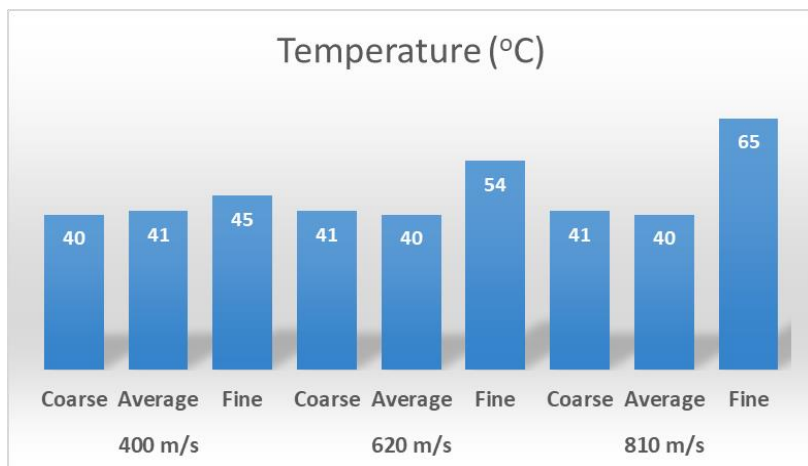


Figure 3 – Simulation temperature results for all cases

After the effect of mesh density on AWJM simulation results was determined, the results of the developed models can be further analyzed. Regarding depth of cut, a clearly increasing trend with increasing waterjet pressure was noted, as can be seen in Fig. 2, as expected from the experimental works [15]. Moreover, regarding workpiece temperature field, it is observed from relevant snapshots, such as the one in Fig.4, that temperature is considerably larger in the zone where erosion takes place and that there is minimal temperature change around the cutting zone.

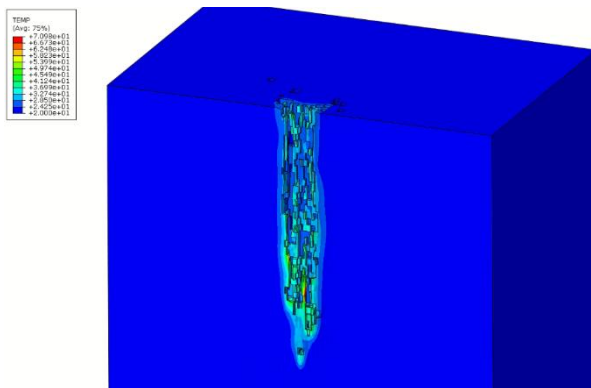


Figure 4 – Temperature distribution for finest mesh case at particle speed of 620 m/s

Furthermore, in Fig. 5 the von Mises stress distribution for the end of the simulation, for the finest mesh, at 810 m/s particle speed is presented. Highest stress concentration is visible near the cutting zone, confirming theoretical expectations [20]. Another interesting observation is the material removal mechanism near the impact zone on the top face, where brittle erosion took place, since that area had no particle impact during the simulation.

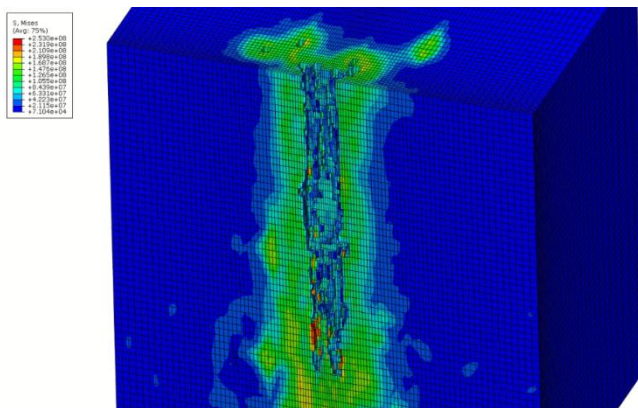


Figure 5 – Von Mises stress distribution for finest mesh case at 810 m/s particle speed

Finally, in Fig. 6 the time evolution of the cutting process for the fine mesh case at particle speed of 810 m/s is presented. The view is cut along the width axis, so as the evolution of the erosion to be more easily understood. It is visible

that the material is mainly removed in a vertical direction, with a few points of impact and deleted elements being occasionally in a distance from the main cutting zone during the evolution of the process.

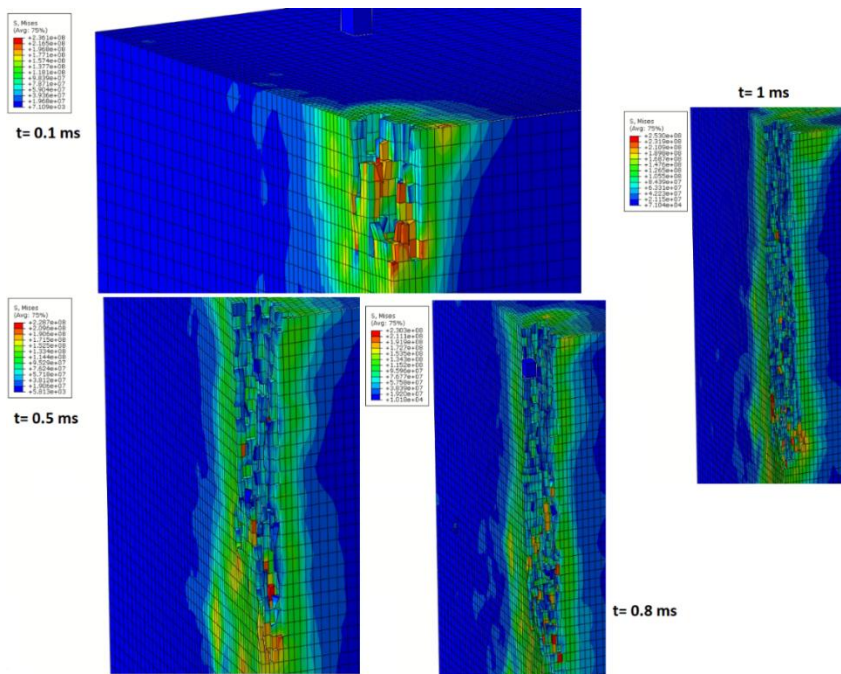


Figure 6 – Time evolution of the AWJM for the finest mesh at particle speed of 810 m/s

4. Conclusions

In the present paper, an investigation regarding the dependence of AWJM results on mesh element size was carried out. A 3D thermo-mechanical FEM model was developed with realistic positioning of abrasive particles, which were regarded as distinct deformable bodies. Simulations were carried out for three different waterjet pressure values with three different meshes and afterwards, the following conclusions were drawn:

- From the simulation results, it was deduced that there is a clear impact of mesh element size on predicted cutting zone dimensions.
- Regarding depth of cut, the difference between meshes of different density were more obvious for the cases with particle speed of 400 and 620 m/s and in every case, the depth of cut was higher for finer meshes.

- Regarding traverse length and width of cut, minimal variations were observed with different mesh element sizes.
- Furthermore, mesh size had a direct impact on workpiece maximum temperature, with predicted temperature being higher for finer meshes.
- Finally, the proposed model was able to predict experimentally observed trends of AWJM and thus it can be considered reliable for future studies.

References: 1. *Kun-Bodnár, K., Kundrák, J.:* Applicability of Waterjet Cutting for Different Machining Operations, *Cutting & Tools in Technological Systems* 79, pp. 102-107. (2011). 2. *Kun-Bodnár, K., Maros, Z.:* Theoretical Determination of Removed Layer Depth at Abrasive Waterjet Turning, *Cutting & Tools in Technological Systems* 90, pp. 19-25. (2019). 3. *Maros, Zs.:* Machining of different materials with abrasive waterjet cutting, *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 012009. (2018). 4. *Maros, Zs.:* Effect of load energy on the form of the gap at waterjet cutting, *Key Engineering Materials* 581, pp. 304-309. (2014). 5. *Kun-Bodnár, K., Kundrák, J., Maros, Z.:* Machining of rotationally symmetric parts with abrasive waterjet, *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 448, 012053. (2018). 6. *Finnie, I.:* Erosion of Surfaces by Solid Particles, *Wear* 3, pp. 87-103. (1960). 7. *Zeng, J., Kim, T.:* An erosion model of polycrystalline ceramics in abrasive waterjet cutting, *Wear* 193, pp. 207-217. (1996). 8. *Hassan, A.I., Kosmol, J.:* Finite element modeling of Abrasive Water Jet Machining (AWJM), *Proc. 15th International Conference on Jetting Technology*, Ronnby, Sweden, pp. 321-333. (2000). 9. *Gudimetta, P., Yarlagadda, P.K.D.V.:* Finite element analysis of the interaction between an AWJ particle and a polycrystalline alumina ceramic, *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering* 23(1), pp. 7-14. (2007). 10. *Kumar, N., Shukla, M.:* Finite element analysis of multi-particle impact on erosion in abrasive water jet machining of titanium alloy, *Journal of Computational and Applied Mathematics* 236(18), pp. 4600-4610. (2012). 11. *Wenjun, G., Jianming, W., Na, G.:* Numerical simulation of abrasive water jet machining based on ALE algorithm, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 53(1-4), pp. 247-253 (2011). 12. *Shahverdi, H., Zohoor, M., Mousavi, S.M.:* Numerical simulation of abrasive water jet cutting process using the SPH and ALE methods, *International Journal of Advanced Design and Manufacturing Technology* 5(1), pp. 43-50. (2011). 13. *Jianming, W., Na, G., Wenjun, G.:* Abrasive waterjet machining simulation by SPH method, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 50 (1-4), pp. 227-234. (2010). 14. *Feng, Y., Jianming, W., Feihong, L.:* Numerical simulation of single particle acceleration process by SPH coupled FEM for abrasive waterjet cutting, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 59 (1-4), pp. 193-200. (2012). 15. *Hassan, A.I., Chen, C., Kovacevic, R.:* On-line monitoring of depth of cut in AWJ cutting, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44(6), pp. 595-605. (2004). 16. *Hassan, A.I., Kosmol, J.:* Dynamic elastic-plastic analysis of 3D deformation in abrasive waterjet machining, *Journal of Materials Processing Technology* 113 (1-3), pp. 337-341. (2001). 17. *Johnson, G.R., Cook, W.H.:* A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, *Proc. the 7th International Symposium on Ballistics* (1983). 18. *Buchely, M.F., Wang, X., Van Aken, D.C., O'Malley, R.J., Lekakh, S., Chandrashekhara, K.:* The Use of Genetic Algorithms to Calibrate Johnson-Cook Strength and Failure Parameters of AISI/SAE 1018 Steel, *Journal of Engineering Materials and Technology* 141(2), 021012. (2018). 19. *Anwar, S., Axinte, D.A., Becker, A.A.:* Finite element modeling of abrasive waterjet milled footprints, *Journal of Materials Processing Technology* 213(2), pp. 180-193. (2013). 20. *Momber, A.W., Kovacevic, R.:* Principles of Abrasive Water Jet Machining, Springer-Verlag London (1998).

Христос Д. Дімопулос, Ніколаос Е. Каркалос,
Ангелос П. Маркопулос, Афіни, Греція

ДОСЛІДЖЕННЯ ЗАЛЕЖНОСТІ ПРОГНОЗОВАНИХ РОЗМІРІВ ЗОНИ РІЗАННЯ ВІД ПАРАМЕТРІВ СІТКИ ПРИ АБРАЗИВНІЙ ВОДОСТРУМЕНЕВІЙ ОБРОБЦІ

Анотація. *Абразивна водоструменева обробка – це нетрадиційний процес видалення матеріалу, який краще використовувати для різання важкооброблюваних матеріалів через його здатності видаляти матеріал без використання інструменту і без створення зон термічного впливу. Експериментально, моніторинг явищ, що відбуваються в зоні різання, дуже утруднений через різноманітні причини, такі як висока швидкість частинок і перешкоди через потік води. Таким чином, імітаційний підхід, заснований на експериментальних даних, є найкращим для того, щоб пояснити ці явища. У даній роботі представлена тривимірна кінцево-елементна термомеханічна модель з реалістичним поданням положення дискретних абразивних частинок і досліджена залежність розмірів зони різання від розміру сітки. Після моделювання результати порівнюються з експериментальними результатами, проводиться дослідження незалежності сітки і, нарешті, робляться висновки про оптимальний розмір сітки і обговорюються характеристики процесу, які спостерігаються. Моделювання проводилося для трьох різних значень тиску гідроабразивного струменя з трьома різними сітками, і після цього були зроблені висновки що, існує явний вплив розміру елемента сітки на прогнозовані розміри зони різання. Що стосується глибини різання, різниця між ячеями різної щільності була більш очевидною для випадків зі швидкістю частинок 400 і 620 м / с, і в кожному випадку глибина різання була вище для більш дрібних ячей. Що стосується довжини і ширини обрізки, мінімальні зміни спостерігалися при різних розмірах елементів сітки. Крім того, розмір сітки безпосередньо вплинув на максимальну температуру заготовки, причому прогнозована температура була вище для більш дрібних сіток. Нарешті, запропонована модель була здатна передбачити експериментально спостережувані тенденції абразивної водоструменевої обробки (AWJM) і, таким чином, її можна вважати надійною для майбутніх досліджень.*

Ключові слова: *гідроабразивна обробка; нестандартна обробка; метод кінцевих елементів.*

Thomas Emmer, Florian Welzel, Dmytro Borysenko,
Vadym Voropai, Magdeburg, Deutschland,
Dac Trung Nguyen, Hanoi, Vietnam

ENTWICKLUNG EINES MATHEMATISCHEN MODELLS DES GLÄTTENS UNTER EINSATZ VON FEA

Abstract: *Der folgende Artikel umfasst Informationen aus der Forschung, in Rahmen von der ein mathematisches Modell des Glättens entwickelt wurde. Glätten ist eine effiziente Fertigungstechnik für Finishbearbeitung der Oberflächen metallischer Bauteile. Mit Einsatz des Glättens ist es möglich eine sehr hohe Oberflächengüte zu erreichen, Oberflächeneigenschaften zu verbessern und Qualität eines Produktes zu erhöhen. Das mathematische Modell des Prozesses wurde unter Einsatz von FEA entwickelt, dafür wurde eine spezialisierte Software „AdvantEdge“ von der Firma Third Wave Systems eingesetzt. Mithilfe der FEM-Simulationen kann die Anzahl von realen Experimenten während der Modelentwicklung reduziert werden und können Prozesseigenschaften ermittelt werden, die sich im realen Experiment schwer oder gar nicht definieren lassen. Das entwickelte mathematische Modell des Glättens erleichtert Prozessoptimierung, ermöglicht die Verminderung der Anzahl von praktischen Experimenten und führt zur Erhöhung der Kosteneffizienz und der Umweltverträglichkeit. Diamantglätten; FEM; Vier-Faktoren-Experiment; mathematisches Prozessmodell; quadratische Regressionsgleichung; Spannungen.*

Keywords: *Diamantglätten; FEM; Vier-Faktoren-Experiment; mathematisches Prozessmodell; quadratische Regressionsgleichung; Spannungen.*

1. Einleitung

Die moderne Produktion ist ein System, das sich kontinuierlich und sehr schnell entwickelt. Unter solchen Umständen ist es sehr wichtig, den Zeitaufwand für Produktionsvorbereitung zu minimieren, um die Wettbewerbsfähigkeit und das Einkommen des Unternehmens zu erhöhen. Die mathematische Modellierung der Bearbeitungsprozesse unter dem Einsatz von FEA ermöglicht eine schnellere Produktionsvorbereitung und Bearbeitungsoptimierung der neuen Produkte.

Techniken der Finishbearbeitung haben einen bestimmenden Einfluss auf die Oberflächengüte und auf die Qualität der Bauteile. Sie bestimmen die Verschleißbeständigkeit und die Dauerfestigkeit der Bauteile. Glätten ist ein spanloser Bearbeitungsprozess, in dem die Oberfläche eines metallischen Bauteils durch das Werkzeug plastisch deformiert wird. Dabei entsteht eine harte Oberflächenschicht mit der hohen Oberflächengüte. Aufgrund der hochgradigen plastischen Deformation entstehen die Druckeigenstressungen in der Oberflächenschicht. Das alles zusammen verbessert die Oberflächeneigenschaften und führt zur Qualitätserhöhung der Bauteile.

Modellierung des Glättens mit FEA kann sowohl bei der Erforschung als auch bei der Prozessoptimierung helfen.

2. Stand der Technik und Motivation für Prozessmodellierung

Diamantglätten ist eine Fertigungsmethode, wobei die Oberflächensicht des zu bearbeitenden Bauteils durch das Werkzeug plastisch deformiert wird. Dafür verwendet man Werkzeuge mit dem Diamanteinsatz. Die Diamantoberfläche des Werkzeugs ist während des Prozesses an die Bauteiloberfläche angepresst und gleitet an ihr. Dabei entstehen die plastischen Deformationen in der Oberflächenschicht des Bauteils und das führt zu solchen Vorteilen:

- Verminderung der Oberflächenrauheit
- Erhöhung der Oberflächenhärte
- Entstehung der Druckeigenspannungen
- Erhöhung der Korrosionsbeständigkeit
- Kornverfeinerung

Im Vergleich zu verschiedenen Arten der spanenden Bearbeitung hat die geglättete Oberfläche eine sehr glatte Struktur. Z.B. hat eine geschliffene Oberfläche Kratzen von den Werkzeugkörnern, was ihre Eigenschaften verschlechtert. Durch Diamantglätten ist es möglich die Oberflächenrauheit um 90% zu vermindern [1-5]. Die plastischen Deformationen im Prozess führen zur Erhöhung der Oberflächenhärte wegen der Kaltverfestigung [6]. Entstehung der Druckeigenspannungen spielt eine große Rolle für die Qualität der Oberflächenschicht und ist ein sehr wichtiges Produkt des Glättens [7]. Das alles führt zu Erhöhung der Funktionalität der Oberfläche, eine höhere Verschleißbeständigkeit und Dauerfestigkeit der Bauteile [8].

Während des Glättens passieren komplizierte Deformationsprozesse in der Oberflächenschicht des Bauteils. Für eine bessere Einsicht in den Prozess können die Modellierungstechniken eingesetzt werden. Das mathematische Modell des Glättens erleichtert und macht effizienter die Optimierung des Prozesses und kann dabei helfen, die vorgeschriebene Qualität zu gewährleisten.

Im Bereich der analytischen Modellierung des Glattwalzens wurden schon manche Forschungen durchgeführt. Einige Modelle basieren auf den theoretischen Kenntnissen über die physischen Prozesse, die beim Glattwalzen passieren – das sind die theoretischen analytischen Modelle. In Rahmen der Forschung von M. Korzynski [9] wurde ein solches Modell für Optimierung der Anpresskraft entwickelt. Dabei wurde die Wirkung verschiedener Prozessparameter (Vorschub, Werkzeugradius, mechanische Werkstoffeigenschaften usw.) auf Werkstoffverschiebung im Bearbeitungsprozess erforscht. Mithilfe des entwickelten Modells ist es möglich

die optimale Anpresskraft für den bestimmten Prozess zu definieren. In der Forschung von F. Lei Li [10] wurde ein anderes theoretisches analytisches Modell entwickelt. Mit diesem Modell kann man die Oberflächenrauheit auf Basis von der Anpresskraft vorhersagen. Für die Modellverifizierung wurde ein praktisches Experiment mit zwei Al-Legierungen gemacht. In den Arbeiten von L. Hiegemann u.a. [11-13] hat man auch die Entstehung der Rauheit bei den beschichteten Oberflächen erforscht. Auf Basis der Theorie von Kontaktdruck wurde ein analytisches Modell für Vorhersage der Oberflächenrauheit nach dem Glattwalzen entwickelt und verifiziert.

Es wurden auch die experimentbasierten Modelle des Glattwalzens mit dem kugel- und rollenförmigen Werkzeug entwickelt. In der Forschung von A. Sagbas [14] wurde ein quadratisches Regressionsmodell des Glattwalzens erstellt. Mithilfe dieses Modells ist es möglich arithmetischen Mittenrauwert R_a nach der Bearbeitung bei verschiedenen Prozessparametern vorherzusagen. Das Modell basiert auf einem Vier-Faktor-Experiment und dafür wurden 30 reale Experimente mit den unterschiedlichen Prozessparametern durchgeführt. Aber das Modell wurde nur für eine bestimmte Al-Legierung entwickelt und ist nur für diese Legierung einsetzbar. Ein empirisches analytisches Modell des Glattwalzens wurde auch in der Arbeit von M.M El-Khabeery und M.H El-Axir [15] erstellt. Für Entwicklung des Modells wurde ein Drei-Faktoren-Experiment eingesetzt und 20 reale Experimente für Al-Legierung 6061-T6 durchgeführt. Die Eingangparameter des Modells sind Schnittgeschwindigkeit, Anzahl der Durchgänge und Einpresstiefe. Mit diesem Modell ist es möglich arithmetischen Mittenrauwert R_a , Mikrohärtigkeit HV und Eigenspannungen σ_{\max} nur für Al-Legierung 6061-T6 vorherzusagen.

Meistens ist die Entwicklung solcher Modelle sehr aufwendig und braucht mehrere experimentelle Untersuchungen und jeder weitere Werkstoff vermehrt die Anzahl der Experimente. Manchmal sind auch die interessierenden Prozesseigenschaften schwer zu definieren. Deshalb kann die Entwicklung solcher analytischen Modelle durch den Einsatz von FEA effizienter werden. Dabei kann die Anzahl der kostenintensiven praktischen Experimente reduziert werden. Das führt zur Erhöhung der Kosteneffizienz und der Umweltverträglichkeit. Mit Einsatz von FEA ist es auch möglich die Prozesseigenschaften zu definieren, die sich durch praktische Experimente schwer oder gar nicht ermitteln lassen. Das sind z.B. Temperaturen, Spannungen und plastische Deformationen im Kontaktbereich. Sie sind sehr wichtig für den Prozess und können mit FEA definiert werden.

3. Mathematische Modellierung des Glättens unter Einsatz von FEA

Die wichtigste betriebsorientierte Aufgabe eines analytischen Modells des Prozesses ist die Bearbeitungsoptimierung. Für Optimierung des Prozesses muss ein deutliches Ziel quantitativ formuliert werden. Ein solches quantitatives Ziel ist ein Optimierungsparameter. Der Optimierungsparameter ist ein Ergebnis des zu erforschenden Prozesses. Durch die Umstellung der Prozessparameter (Schnittgeschwindigkeit, Vorschub usw.) kann der Optimierungsparameter verschiedene Werte bekommen. So ist es möglich den Bearbeitungsprozess nach dem gewählten Optimierungsparameter optimieren. Der gewählte Optimierungsparameter muss eindeutig sein, das heißt, dass jedem bestimmten Satz der Prozessparameter nur ein Wert des Optimierungsparameters entsprechen muss. In der durchgeführten Forschung wurden die Spannungen in der Oberflächenschicht des Bauteils im Kontaktbereich als Optimierungsparameter Y gewählt. Spannungen im Kontaktbereich bewirken in der Oberflächenschicht plastische Deformationen, die für das Bearbeitungsergebnis bestimmend sind.

Das analytische Modell des Prozesses soll die Input-Parameter X (unabhängige Variable) und der Output Y (abhängige Variable – Optimierungsparameter) haben. Für die analytische Modellierung sind meistens Modelle in Form von den algebraischen Polynomen benutzt:

$$Y = b_0 + \sum b_i X_i + \sum b_{ij} X_i X_j + \sum b_{ii} X_i^2 + \dots \quad (3.1)$$

Die Gleichung enthält eine Konstante b_0 und die Koeffizienten b_i , b_{ij} , b_{ii} . In der vorliegenden Forschung wird das Modell entwickelt, das 4 Input-Parameter hat und ist mit der folgenden quadratischen Regressionsgleichung beschrieben:

$$Y = b_0 + \sum_{i=1}^4 b_i X_i + \sum_{i=1}^4 \sum_{j=i+1}^4 b_{ij} X_i X_j + \sum_{i=1}^4 b_{ii} X_i^2 \quad (3.2)$$

Die für den Prozess gewählten Input-Parameter mit drei gewählten Stufen der Werte sind in der Tab. 1 gegeben.

Tabelle 1 – Input-Parameter

Radius der Werkzeugspitze		Schnittgeschwindigkeit		Zustellung		E-Modul des Werkstoffs	
mm	Kode X ₁	m/min	Kode X ₂	µm	Kode X ₃	GPa	Kode X ₄
3	+1	140	+1	10	+1	201	+1
2	0	100	0	8	0	135	0
1	-1	60	-1	6	-1	69	-1

Für die Bestimmung des Konstantes und der Koeffizienten sollen die Experimente mit verschiedenen Sätzen der Input-Parameter durchgeführt

werden. In dem klassischen monofaktoriellen Experiment wird jeder Faktor (Input-Parameter) einzeln variiert, während andere Faktoren auf dem bestimmten Niveau fixiert bleiben. In der vorliegenden Forschung wird ein Vier-Faktor-Experiment verwendet, wobei alle vier Faktoren sich gleichzeitig nach dem bestimmten Gesetz variieren. Mithilfe der statistischen Techniken wurden 24 Experimenten definiert, die die Entwicklung der Regressionsgleichung ermöglichen. Die Input-Parameter für die Experimente sind in der Tab. 2 gegeben.

Tabelle 2 – Die kodierten Input-Parameter für die Experimente

Exp. Nr.	X ₁	X ₂	X ₃	X ₃	Exp. Nr.	X ₁	X ₂	X ₃	X ₃
1	1	1	1	1	13	1	1	-1	-1
2	-1	1	1	1	14	-1	1	-1	-1
3	1	-1	1	1	15	1	-1	-1	-1
4	-1	-1	1	1	16	-1	-1	-1	-1
5	1	1	-1	1	17	1	0	0	0
6	-1	1	-1	1	18	-1	0	0	0
7	1	-1	-1	1	19	0	1	0	0
8	-1	-1	-1	1	20	0	-1	0	0
9	1	1	1	-1	21	0	0	1	0
10	-1	1	1	-1	22	0	0	-1	0
11	1	-1	1	-1	23	0	0	0	1
12	-1	-1	1	-1	24	0	0	0	-1

Mithilfe der definierten Experimente sollen die Werte der Optimierungsparameter ermittelt werden. Die Experimente wurden unter Einsatz von FEA durchgeführt. Dafür wurde ein 2D-FEM-Modell des Glättens entwickelt. Das Modell basiert auf der Software „AdvantEdge“ von der Firma Third Wave Systems. AdvantEdge ist eine FEM-basierte Software, die ist auf der dynamischen Modellierung der Zerspanungsprozesse in 2D und 3D spezialisiert. Mit Einsatz von AdvantEdge können Kräfte, Temperaturen, Spannungen, plastische Deformationen im Prozess und Eigenspannungen im Bauteil berechnet werden. AdvantEdge lässt auch eigene CAD-Modelle des Werkzeugs und des Bauteils importieren. Das macht diese Software für die Modellierung des Diamantglättens einsetzbar. Das entwickelte 2D-FEM-Modell des Diamantglättens ist auf der Abb.1 dargestellt.

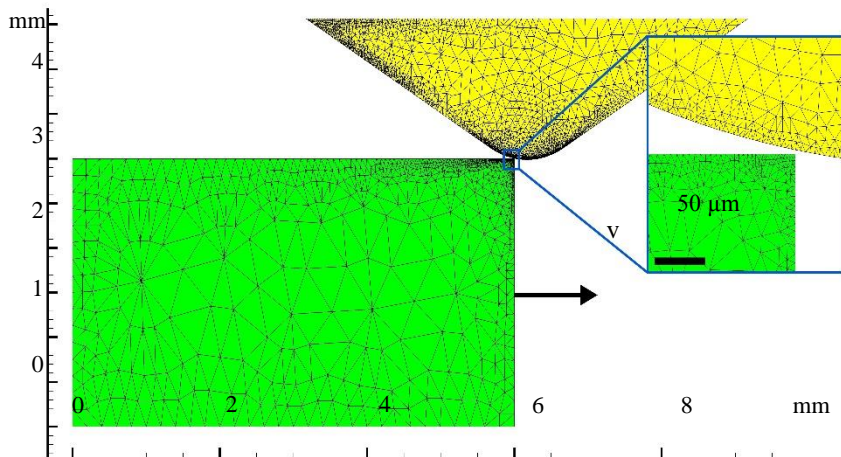


Abbildung 1 – 2D-FEM-Modell des Diamantglätzens

Für die Modelle wurde das Mesh eingestellt. Die minimale Elementgröße für das Werkzeug ist $10\ \mu\text{m}$ und für das Werkstück – $4\ \mu\text{m}$. Mit solchen Meshparametern kann das Werkzeug präzise dargestellt werden. Die kleinen Meshelemente führen zur Erhöhung der Simulationsgenauigkeit und genaueren Ergebnissen. Dafür wurde auch eine dynamische Meshverfeinerung bis zum $2,5\ \mu\text{m}$ eingesetzt. Das heißt, dass im Bereich der höchsten plastischen Deformationen die Meshelemente sich für eine höhere Simulationsqualität verkleinern.

Nach den Parametern aus der Tabelle 2 wurden 24 Simulationen durchgeführt. Als Beispiel ist auf der Abb.2 das Ergebnis aus der Simulation Nr.2 gezeigt.

Nach den Simulationsergebnissen wurden für jedes Experiment die Output-Parameter Y – die Spannungen in der Oberflächenschicht des Bauteils definiert. Die ermittelten Angaben sind in der Tab.3 gegeben.

Tabelle 3 – Output-Parameter Y

Nr.	1	2	3	4	5	6	7	8
Wert, MPa	1098	1395	1089	1392	1056	1329	1039	1396
Nr.	9	10	11	12	13	14	15	16
Wert, MPa	422	484	416	495	476	485	488	485
Nr.	17	18	19	20	21	22	23	24
Wert, MPa	687	652	673	658	692	691	1196	465

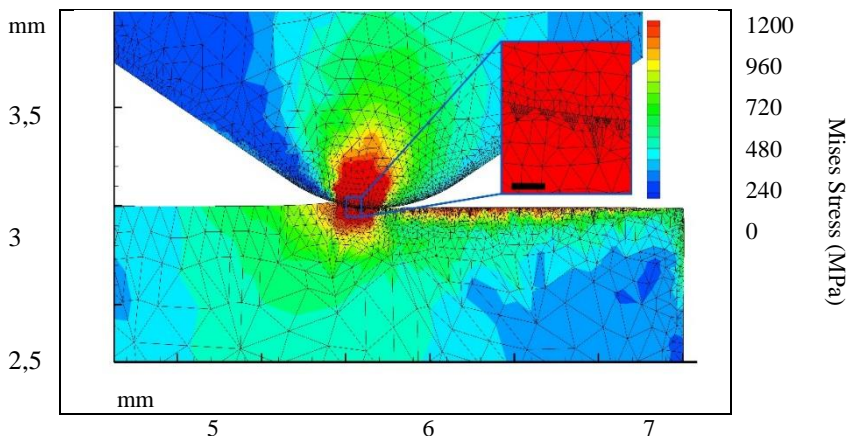


Abbildung 2 – Simulationsergebnis aus dem Experiment Nr.2

Mit den Ergebnissen ist es möglich, eine quadratische Regressionsgleichung für den Prozess erstellen:

$$\begin{aligned}
 Y = & 670,21 - 74,56X_1 - 2,22X_2 + 2,11X_3 + 376,36X_4 + 5,94X_1X_2 & (3.3) \\
 & - 6,56X_1X_3 - 67,69X_1X_4 + 4,31X_2X_3 - 1,31X_2X_4 \\
 & + 16,94X_3X_4 - 0,61X_1^2 - 4,61X_2^2 + 21,39X_3^2 + 160,39X_4^2
 \end{aligned}$$

Mithilfe der entwickelten Regressionsgleichung ist es möglich die im Bearbeitungsprozess entstehenden Spannungen in der Oberflächenschicht für verschiedene Bearbeitungsparameter zu definieren. Um das Ergebnis in MPa zu bekommen, sollen die Input-Parameter kodiert werden. Um eine kodierte Wert der Input-Parameter zu bekommen, soll er nach den Angaben aus der Tab.3 interpoliert werden.

4. Ergebnisanalyse

Die Regressionsgleichung hat in dem vieldimensionalen Raum (Faktorenraum) eine bestimmte Interpretierung – eine Antwortfläche. Die Darstellung der Antwortfläche der Regressionsgleichung mit 4 Faktoren benötigt 5 Dimensionen. Deshalb wurden die Faktoren für die Darstellung ihrer Wirkung auf 2 Diagramme geteilt. Auf der Abb.3 ist der Wirkung vom E-Modul des Werkstoffs und Radius der Werkzeugspitze auf die Spannungen in der Oberflächenschicht des Bauteils dargestellt. Dabei sind die Schnittgeschwindigkeit und die Zustellung auf dem Niveau 0 fixiert.

Der E-Modul des Werkstoffs hat eine hohe Wirkung auf die im Prozess entstehenden Spannungen aufgewiesen. E-Modul zeigt den Widerstand eines Werkstoffs zu Deformationen unter der Kraftwirkung. Deshalb steigen bei der Bearbeitung eines Werkstoffs mit höherem E-Modul sowie die Spannungen in der Oberflächenschicht des Bauteils als auch die Spannungen im Werkzeug.

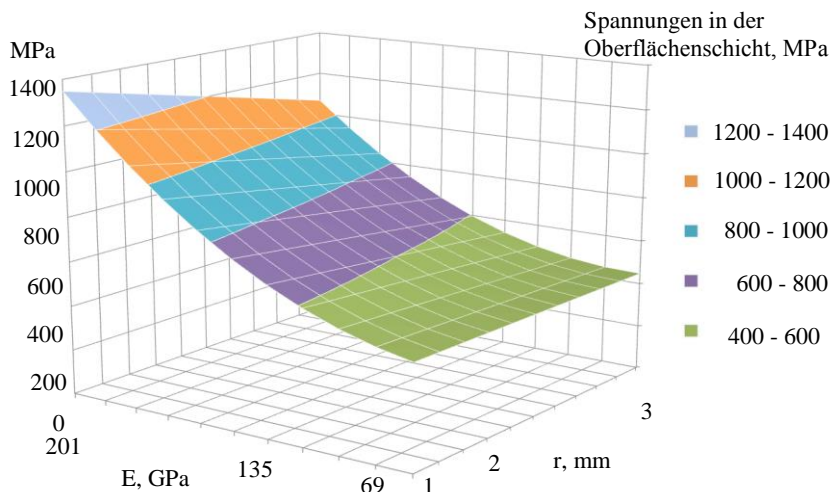


Abbildung 3 – Wirkung des E-Moduls des Werkstoffs und Radius der Werkzeugspitze auf die Spannungen in der Oberflächenschicht des Bauteils

Abb.3 zeigt auch den Einfluss vom Radius der Werkzeugspitze auf die Spannungen in der Oberflächenschicht. Mit der Steigung des E-Moduls erhöht sich die Wirkung vom Werkzeugradius. Bei den Werkstoffen mit niedrigem E-Modul hat der Werkzeugradius fast keinen Einfluss auf die Spannungen. Deshalb ist es für solche Werkstoffe besser ein Werkzeug mit größerem Spitzenradius einsetzen, weil so die Oberfläche mit kleineren Rauheitswerten entsteht. Für die Werkstoffe mit höherem E-Modul kann man die Werkzeuge mit kleinerem Spitzenradius effizient nutzen, weil sie um 31% höhere Spannungen und höhere plastische Deformationen in der Oberflächenschicht des Bauteils bewirken. Die Belastung der Werkzeugspitze steigt dabei nur um 10,6%. Dieses Ergebnis, das auf der FEM-Modellierung basiert, entspricht auch den Empfehlungen aus Literatur [16].

Die Schnittgeschwindigkeit hat eine große Bedeutung für die Bearbeitungsproduktivität. Deshalb soll sie aus den ökonomischen Gründen möglichst hoch eingestellt sein, aber es gibt immer die Begrenzungsfaktoren. Im

Fall von Diamantglätten ist das die Hitzebeständigkeit der Diamantspitze. Bei den Geschwindigkeiten höher als 200 m/min erhöht sich die Temperatur im Bearbeitungsbereich und das führt zum schnellen Verschleiß vom Diamant aufgrund der Graphitisierung und der Diffusionsprozesse [17]. Deshalb ist das Diamantglätten mit solchen hohen Geschwindigkeiten nicht sinnvoll. Der größte Effekt hat das bei der Stahlbearbeitung. Für eine höhere Bearbeitungsproduktivität soll die Wärmeabfuhr mithilfe von KSS optimiert werden. In Rahmen der Forschung wurde die Wirkung von der Schnittgeschwindigkeit und der Zustellung auf die Spannungen in der Oberflächenschicht des Bauteils ermittelt. Das Ergebnis ist auf der Abb.4 gezeigt. Bei verschiedenen Geschwindigkeiten ändern sich die Spannungen im Bereich von 24 MPa (667 MPa – 691 MPa). Deshalb hat die Schnittgeschwindigkeit fast keinen Einfluss auf den Deformationsgrad und soll so eingestellt werden, dass der Prozess möglichst produktiv aber ohne Überhitzug bleibt.

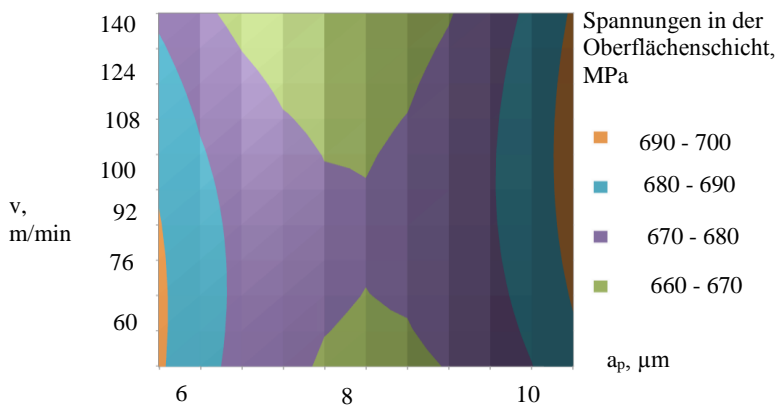


Abbildung 4 – Wirkung der Schnittgeschwindigkeit und Zustellung auf die Spannungen in der Oberflächenschicht des Bauteils

Die Simulationen haben gezeigt, dass die Zustellung auch nur einen kleinen Einfluss auf die Spannungen in der Bauteiloberfläche hat. Deshalb ist bei der Einstellung der Zustellung wichtig, dass sie die vollständige plastische Deformation der Unebenheiten gewährleistet. Um eine hohe Oberflächengüte und optimale Druckeigenstressungen in der Oberflächenschicht des Bauteils zu gewährleisten, soll die Werkzeugschneidkante einige μm tiefer als die Linie mit dem 100% Traganteil liegen.

5. Zusammenfassung

In Rahmen der Forschung wurde ein empirisches analytisches Modell des Diamantglättens entwickelt. Das entwickelte Modell ist mit der quadratischen Regressionsgleichung beschrieben und basiert auf den Ergebnissen von den 2D-FEM-Simulationen. Solche Vorgehensweise ermöglicht die Entwicklung eines analytischen Modells eines Prozesses mit einer kleineren Anzahl der praktischen Experimente. Das macht die Entwicklung kosteneffizienter und erhöht die Umweltverträglichkeit. Mit solcher Vorgehensweise zur Modellentwicklung ist es möglich, solche Output-Parameter des Bearbeitungsprozesses zu ermitteln, die man schwer oder gar nicht bei den realen Experimenten messen kann. In dem Fall ermöglicht das entwickelte Modell eine schnelle Berechnung der Spannungen in der Oberflächenschicht eines Bauteils im Kontaktbereich während der Bearbeitung. Die entstehenden Spannungen führen zu den plastischen Deformationen in der Oberflächenschicht des Bauteils und dabei zur Entstehung einer Oberfläche mit der hohen Oberflächengüte und Druckeigenspannungen bis zu 0,4 mm in die Tiefe [18]. Als Input-Parameter nutzt man die für den Prozess wichtigsten Parameter: Radius der Diamantspitze, Schnittgeschwindigkeit, Zustellung und E-Modul des zu bearbeitenden Werkstoffs. Das analytische Modell des Diamantglättens ermöglicht die kosteneffiziente Prozessoptimierung mit möglichst niedrigem Einsatz der kostenintensiven realen Experimenten.

Literaturverzeichnis: 1. *K. Rötger*, Walzen hartgedrehter Oberflächen, Shaker Verlag, Aachen, 2003. 2. *L.N. Lopez de Lacalle, A. Lamikiz, J. Munoa, J.A. Sanchez*, Quality improvement of ball-end milled sculptured surfaces by ball burnishing, *International Journal Machine Tools & Manufacture* 45 (15) (2005) 1659–1668, <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.03.007>. 3. *A. Rodriguez, L.N. López de Lacalle, A. Celaya, A. Lamikiz, J. Albizuri*, Surface improvement of shafts by the deep ball-burnishing technique, *Surface & Coating Technology* 206 (11–12) (2012) 2817–2824, <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2011.11.045>. 4. *F.J. Shiou, C.H. Chen*, Freeform surface finish of plastic injection mold by using ball-burnishing process, *International Journal Advanced Manufacturing Technology* 140 (1–3) (2003) 248–254, [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(03\)00750-7](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(03)00750-7). 5. *H. Luo, J. Liu, L. Wang, Q. Zhong*, Investigation of the burnishing process with PCD tool on non-ferrous metals, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 25 (2005) 454–459, <https://doi.org/10.1007/s00170-003-1959-5>. 6. *N.H. Loh, S.C. Tam, S. Miyazawa*, Statistical analyses of the effects of ball burnishing parameters on surface hardness, *Wear* 129 (2) (1989) 235–243, [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(89\)90261-5](https://doi.org/10.1016/0043-1648(89)90261-5). 7. *W. Zhuang, B. Wicks*, Numerical analysis of residual stresses induced by low plasticity burnishing, *Key Eng. Mater.* 23 (3) (2002) 809–814, [http://refhub.elsevier.com/S0924-0136\(14\)00278-7/sbref0130](http://refhub.elsevier.com/S0924-0136(14)00278-7/sbref0130). 8. *Торболю В.М.* Адмазное выглаживание. – М.: Машиностроение, 1972.–104с. 9. *M. Korzynski*, A model of smoothing slide ball-burnishing and an analysis of the parameter interaction, *J. Mat. Process. Tech.* 209 (1) (2009) 625–633, <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2008.02.037>. 10. *F.L. Li, W. Xia, Z.Y. Zhou, J. Zhao, Z.Q. Tang*, Analytical prediction and experimental verification of surface roughness during the burnishing process, *Int. J. Mach. Tool. Manuf.*, 62 (2012) 67–75, <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2012.06.001>. 11. *L. Hiegemann, C. Weddeling, N.B. Khalifa, A.E. Tekkaya*, Analytical prediction of roughness after ball burnishing of thermally coated surfaces, *Procedia Eng.*, 81 (2014), 1921–1926, <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.10.257>. 12. *L. Hiegemann, C. Weddeling, N.B. Khalifa, A.E. Tekkaya*, Prediction of roughness after ball burnishing of thermally coated surfaces, *J. Mat. Process. Tech.*, 217 (2015), 193–201, <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2014.11.008>. 13. *L. Hiegemann, C. Weddeling, A.E. Tekkaya*, Analytical contact pressure model for predicting roughness of ball burnished surfaces, *J. Mat. Process. Tech.*, 232 (2016), 63–77, <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2016.01.024>. 14. *A. Sargas*, Analysis and optimization of surface roughness in the ball burnishing process using response surface methodology and desirability function, *Adv. Eng. Software*, 42 (11) (2011), 992–998, <https://doi.org/10.1016/j.advengsoft.2011.05.021>. 15. *M.M. El-Khabeery, M.H. El-Axir*, Experimental techniques for studying the effects of milling roller-burnishing parameters on surface

integrity, Int. J. Mach. Tools and Manufacture, 41 (12) (2001), 1705-1719, [https://doi.org/10.1016/S0890-6953\(01\)00036-0](https://doi.org/10.1016/S0890-6953(01)00036-0). 16. Зайцев Б.Г., Шевченко А.С. Справочник молодого токаря / Б.Г. Зайцев, А.С. Шевченко. – М.: Высшая школа, 1979. – 367 с. 17. Клименко С.А. Финишная обработка поверхностей при производстве деталей / С.А. Клименко; под общ. ред. С.А. Чижика и М.Л. Хейфеца. – Минск: Беларуская наука, 2017. – 376 с. 18. W. Zhuang, B. Wicks, Numerical analysis of residual stresses induced by low plasticity burnishing. Key Eng. Mater. 23 (3) (2002) 809–814, [http://refhub.elsevier.com/S0924-0136\(14\)00278-7/sbref0130](http://refhub.elsevier.com/S0924-0136(14)00278-7/sbref0130).

Томас Еммер, Флоріан Велцель, Дмитро Борисенко,
Вадим Воропай, Магдебург, Німеччина,
Дак Трунг Нгуен, Ханой, В'єтнам

РОЗРОБКА МОДЕЛІ ВИГЛАДЖУВАННЯ З ВИКОРИСТАННЯМ МЕТОДУ КІНЦЕВИХ ЕЛЕМЕНТІВ

Анотація. Представлена наукова стаття охоплює інформацію щодо розробки математичної моделі процесу вигладжування. Вигладжування є ефективним процесом фінішної обробки виробів з металу. Використання цього виробничого процесу дає змогу значно поліпшити чистоту поверхні, покращити властивості поверхні і поверхневого шару, а також підвищити якість оброблюваного виробу. Математична модель процесу вигладжування була створена з застосуванням методу кінцевих елементів. Для цього було використано спеціалізоване програмне забезпечення “AdvantEdge” фірми Third Wave Systems. Застосування імітаційного моделювання методом кінцевих елементів дає можливість зменшити кількість реальних експериментів для розробки моделі та отримати данні про параметри процесу, що важко або взагалі неможливо виміряти під час експерименту. Розроблена математична модель процесу вигладжування полегшує оптимізацію процесу та дозволяє зменшити кількість реальних експериментів, що призводить до поліпшення економічної ефективності та екологічності.

Ключові слова: алмазне вигладжування; метод кінцевих елементів; чотирифакторний експеримент; математична модель процесу; квадратичне рівняння регресії; напруження.

Thomas Emmer, Florian Welzel, Dmytro Borysenko,
Vadym Voropai, Magdeburg, Germany,
Dac Trung Nguyen, Hanoi, Vietnam

DEVELOPMENT OF THE MATHEMATICAL MODEL SMOOTHING WHILE USING FEA

Abstract: The following paper provides insight into developing of a mathematical model of burnishing process. Burnishing is an efficient manufacturing process for surface finishing of metal products. Using this manufacturing process, it is possible to achieve an excellent surface finish, improve surface properties and quality of the product. The mathematical process model was developed using FEA. In the development process was used a specialized software “AdvantEdge” by Third Wave Systems. Usage of FEM-Simulations makes it possible to reduce the number of real-life experiments by developing of the model and the hard-to-measure process characteristics can be defined. The developed mathematical model of the burnishing process makes the process optimization much more efficient and reduces the number of real-life experiments. Thus, this optimization process is more economically attractive and environmental friendly.

Keywords: Slide diamond burnishing; FEM; four-factor experiment; mathematical process model; second-degree regression equation; stresses.

Л. Калафатова, Покровськ, Україна

ПЕРСПЕКТИВИ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ОБРОБКИ СКЛАДНОПРОФІЛЬНИХ ВИРОБІВ ІЗ КРИХКИХ НЕМЕТАЛЕВИХ МАТЕРІАЛІВ

***Анотація.** Визначені шляхи підвищення ефективності шліфування виробів – оболонок складної форми з кераміки і ситалів, що пов'язані із забезпеченням вібростійкості технологічної системи обробки. Для конкретних умов завдяки використанню розробленої узагальненої математичної моделі формування похибки профілю при механічній обробці встановлені пріоритетні напрямки підвищення жорсткості елементів технологічної системи, серед яких провідне значення мають конструкція заготовки, недоліки технології заготівельних операцій і особливості використаних верстатних систем. Для вирішення завдання запропоновано удосконалення існуючої технології отримання заготовки; перехід на обробку оболонок на верстатах х ЧПК; можливість використання технології 3D-друку при виробництві точних складнопрофільних деталей з кераміки.*

***Ключові слова:** технічна кераміка; тонкостінні оболонки; алмазне шліфування; динаміка процесу; характеристики і способи отримання заготовки; якість і точність обробки.*

Вступ

Сучасне машинобудування відзначається поширенням використання крихких неметалевих матеріалів (різних видів кераміки в тому числі і склокераміки – ситалів), що мають підвищені фізико-механічні властивості, а саме: міцність, зносостійкість, теплостійкість, корозійну стійкість, радіопрозорість і т. ін. У технологічних процесах оброблення передбачені обов'язкові операції шліфування для забезпечення потрібних високих значень точності і якості поверхонь виробів, які у значній кількості випадків мають складну форму. Процеси шліфування забезпечуються алмазними кругами в основному на металевій зв'язці.

В роботі розглянуті процеси виробництва складно-профільних оболонок з крихких неметалевих матеріалів (КНМ), які застосовують в авіакосмічній та ракетній галузях. Основне їх призначення - елементи літальних апаратів, наприклад, антенних обтічників ракет і літаків [1]. Виходячи з умов експлуатації виробів, до них пред'являються підвищені вимоги по забезпеченню міцності при складному поєднанні змінних силових і теплових впливів, в агресивних середовищах, а також необхідних показників аеродинамічності і радіопрозорості виробу в заданому діапазоні частот. Для цього необхідно витримати високі вимоги до товщини стінки деталі (не більше $\pm 0,1$ мм), точності профілю, рівня

шорсткості оброблених поверхонь (долі мкм) і відсутності дефектного шару. Встановлено [2, 3, 4], що виконання цих вимог пов'язано з дотриманням умов протікання усіх стадій технологічного процесу – від заготівельних до фінішних операцій механічної обробки.

Аналіз попередніх досліджень і публікацій

У зв'язку з неможливістю на сьогодні забезпечити точність форми виробу і потрібну якість поверхні на етапі отримання заготовки (здебільшого відцентрове литво) виріб піддається багатоетапній механічній обробці, до складу якої входять чорнові і чистові операції шліфування внутрішнього і зовнішнього контурів. При цьому видаляється основний припуск величиною до 8-10 мм на сторону, який є нерівномірним вздовж усього профілю деталі. Алмазно-абразивна обробка ведеться способом глибокого шліфування (глибина різання 0,5...1,5 мм), яке супроводжується крихким руйнування оброблюваного матеріалу і формуванням порушеного обробкою дефектного шару, шорсткостію і хвилястістю сформованої поверхні. Точність стінки оболонки по товщині після попереднього виміру отриманих розмірів досягається на операціях «вирізки» і доводки алмазними брусками, що здійснюються вручну.

Механічна обробка фасонних деталей типу антенних обтічників ракет з керамічних матеріалів, супроводжує рядом негативних факторів. До них відносяться - високоміцний матеріал заготовки, низька жорсткість системи ВПД, складна траєкторія руху інструмента, а також перемінна глибина різання, яка має місце із-за нерівномірності розподілу припуску вздовж заготовки. У сукупності це призводить до суттєвого впливу на ефективність обробки динамічної стійкості технологічної системи (ТС) алмазного шліфування, що доведено результатами багатьох досліджень [4, 5, 6]. Чим вище вібростійкість ТС, тим ефективніше (за параметрами точності і якості) буде відбуватися оброблення мало жорстких деталей з КНМ. Таким чином, для визначення основних напрямків забезпечення заданих вихідних параметрів ТП механічної обробки КНМ необхідно знайти і усунути основні причини дестабілізації жорсткості ТС шліфування оболонок, серед яких значне місце займає мала жорсткість самої оброблюваної заготовки, що є актуальним завданням.

Метою роботи є визначення шляхів підвищення вібростійкості ТС шліфування за рахунок удосконалення технології заготівельних операцій, що забезпечує наближення розмірів і геометрії заготовки (основного елементу системи) до цих же параметрів оброблюваної деталі.

Основна частина

В умовах виробництва механічна обробка оболонок з КНМ реалізується на модернізованих токарних верстатах із агрегатною шліфувальною головкою і системою прямого копіювання. Технологія

обробки передбачає роздільне, за дві установки, шліфування алмазним інструментом внутрішньої і зовнішньої поверхонь оболонки, з подальшою «вирізкою» і доводкою профілю і стінки деталі по її довжині і перетину, визначених для конкретного виробу. Ці операції реалізуються вручну алмазними брусками.

Динамічний аналіз системи показав, що основні вібраційні впливи в ній створюють: змінна жорсткість підсистеми «шпиндельний вузол верстата - пристосування - заготовка», а також биття, огранка, нерівномірний знос шліфувального круга. Окремо необхідно виділити заготовку – складно-профільну оболонку, розміри якої можуть досягати по діаметру 350 мм і по довжині до 1000 мм. Товщина стінки заготовки в процесі механічної обробки змінюється від 20 мм до 6 – 7 мм після остаточних операцій алмазного шліфування. Параметри заготовки задають її динамічну поведінку, яка притаманна особливо тонкостінним оболонкам – виробам малої жорсткості. Було встановлено, що на формування геометрії поверхні і якість поверхневого шару впливають наступні фактори [2, 3, 7, 8]: фізико-механічні властивості матеріалу, схема різання, жорсткість елементів ТС та їх вібрації, стан поверхні шліфувального круга, режими шліфування (рис. 1).

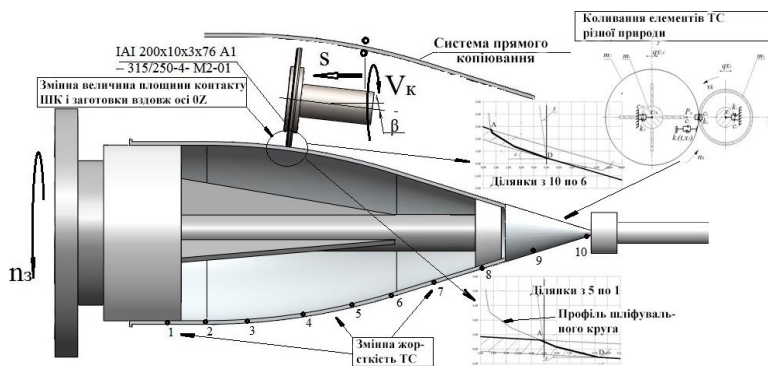


Рисунок 1 – Схема зовнішнього шліфування оболонки у виробничих умовах з позначенням факторів, які впливають на параметри оброблення [7]

В процесі досліджень були удосконалені підходи щодо забезпечення високої якості виробів із КНМ при обґрунтуванні раціональних умов їх обробки: належного верстатного обладнання, схем і режимів шліфування, характеристик інструментів, які дають можливість комплексного

технологічного керування точністю обробки і дефектністю сформованої поверхні за рахунок зміни рівня силового впливу на неї при різанні.

Встановлено, що при шліфуванні великогабаритних порожнистих деталей – оболонок із КНМ, виникають коливання двох видів: вимушені і автоколивання. Причини появи вимушених коливань це зовнішні збурення системи ВПД, викликані дисбалансом елементів верстату, оброблюваної заготовки, інструменту, а також недостатньою жорсткістю пристосувань, в тому числі системи копіїв, що забезпечують переміщення алмазної шліфувальної головки поздовж заготовки згідно з профілем деталі (див. рис. 1). Автоколивання – це вібрації, що викликані самозбудженням коливань усередині самої системи різання і відбиваються на якості поверхневого шару деталі внаслідок зміни умов контакту алмазних зерен інструменту, з поверхнею, що формується.

В процесі досліджень розроблена узагальнена математична модель формування похибки профілю під час механічної обробки тонкостінної складнопрофільної оболонки [2, 9], яка дозволяє проаналізувати фактори, що визначають цю похибку. До названих факторів можна віднести змінності сил різання і моментів за величиною і напрямком, які пов'язані не тільки з нерівномірним припуском і змінними жорсткостями заготовки і пристосування по довжині, але і зі складною формою оброблюваної деталі, а також з властивостями матеріалу заготовки. Це призводить до прискореного зносу інструменту, а, отже, до зміни його параметрів і параметрів області контакту круга і заготовки, а також дозволяє виявити способи зменшення їх впливу на точність виробу, який формується.

Розглянемо можливості нівелювання негативного впливу заготовки як мало жорсткого складнопрофільного елементу ТС на точність формування заданого профілю деталі. Завдання можна вважати вирішеним у повному обсязі, якщо профіль заготовки буде максимально наближеним до профілю і параметрам готової деталі без втрати нею заданих експлуатаційних характеристик. При цьому виділимо три можливі напрямки вирішення проблеми.

1. Удосконалення існуючої технології отримання заготовки за рахунок зміни технологічних характеристик оброблюваного матеріалу.

В основу аналізу зміни геометричних характеристик поверхонь деталі покладемо відомий факт про те, що похибки профілю виробу з'являються на початкових стадіях виробничого процесу і копіюються від операції до операції. Існуюча технологія отримання заготовок габаритних порожнистих виробів не забезпечує їх достатньої точності, особливо при формуванні стінки виробу. При відцентровому формуванні заготовки, яке є основним при найбільш використаному матеріалі для антенних обтічників, а саме ситалу АС-418, виникають значні відхилення її

геометричних розмірів від розмірів готового виробу і нерівномірності товщини стінки в радіальному і поздовжньому напрямках, еліпсність у поперечному перерізі. При існуючій технології основні фактори, що впливають на точність форми заготовки – це якість і формуючі властивості скломатеріалу, нестабільність кількості скломаси для заливки однієї деталі при переході від заготовки до заготовки; частота обертання форми для лиття; температура формуючого комплекту; час витримки відформованої скломаси у формі для лиття; початковий момент обертання формуючого комплекту [8]. Величина відхилень від рівномірності стінки заготовки уздовж її утворюючої перемінна і може досягати 14 мм (рис. 2). Як наслідок, виникає нерівномірність припуску на механічну обробку по внутрішньому контуру по відношенню до готового (виділено пунктиром) прошліфованого виробу. Нерівномірність товщини стінки заготовки пов'язана з фізико-механічними властивостями оброблюваного матеріалу і особливостями технології формування.

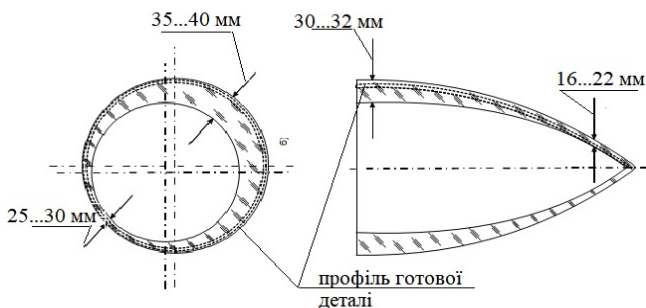


Рисунок 2 – Схема відхилення профілю заготовки від профілю готового виробу

Наступна механічна обробка такої заготовки супроводжується похибками точності отримання заданого контуру деталі. Причиною цього явища є постійні коливання сил різання, які призводять до зміни величини віджимання інструменту від заготовки при переміщенні уздовж її контуру, зростання вібрацій у системі, хвилястості поверхні виробу, що формується. При шліфуванні заготовок з нерівномірним припуском необхідне постійне коректування параметрів режиму обробки, наперед за все, глибини різання, що призводить до збільшення кількості проходів і часу шліфування, підвищених зносу алмазного інструменту і дефектності обробленої поверхні, особливо в зонах врзання інструменту, пов'язаного з необхідністю зміни глибини шліфування до завершення проходу. Крім того, з попереднього технологічного переходу на наступний перехід

копіюється похибка форми заготовки з певною ступеню уточнення в радіальному і поздовжньому напрямках.

Таким чином, при обробці невірнорозподіленої заготовки з'являється чинник змінної маси, який впливає на пружні переміщення, а також викликає коливання в технологічній системі [2, 3]. Відповідно до послідовності процесу утворення похибки обробки чинники, які діють в технологічній системі і які викликані похибками встановлення заготовки, статичного та динамічного налаштування технологічної системи, породжують відхилення параметрів відносного руху оброблюваної деталі і різального інструменту [8], що негативно впливають на точність і якість сформованих поверхонь.

Великі відхилення товщини стінки заготовки від її розмірів у готовому виробу, що виникають при відцентровому формуванні, для уникнення браку потребують завищення геометричних і об'ємних параметрів заготовки та, як наслідок, призводять до великих витрат скломаси і збільшення об'єму механічної обробки. Проведені експериментальні дослідження показали, що зазначених недоліків можна уникнути, якщо використовувати для скловаріння сировину, якій притаманні рівномірні формувальні властивості. Це, так звана, ситалокераміка КС-418, яка відрізняється від АС-418 способами підготовки сировини і формування при збереженні експлуатаційних характеристик ситалу АС-418.

Розроблена технологія виробництва заготовок (Патенти України № 66132, № 66133) базується на 100% використанні ситалових відходів шляхом їх переплавки. Особливості фізико-хімічних і механічних властивостей такої сировини забезпечують отримання скломаси з меншою в'язкістю і більшою однорідністю складу, що дозволяє виготовити заготовку практично рівної товщини уздовж твірної (нерівномірність стінки складає від 3 до 5 мм при 8 – 14 мм у базовому варіанті). За рахунок цього істотно збільшується продуктивність механічної обробки обтічників і підвищується їх якість – зменшується товщина дефектного шару виробу з 350 до 300 мкм і, як наслідок, збільшується його міцність при незміцненому стані матеріалу КС-418 відносно до ситалу АС-418 в 1,5-2 рази.

2. Удосконалення процесів механічної обробки керамічних складнопрофільних оболонок за рахунок використання сучасного обладнання на основі верстатів з ЧПК.

Як видно з наведених вище даних, точність обробки керамічних оболонок (на прикладі антенних обтічників) алмазним шліфуванням на токарних верстатах з системами силового копіювання досить низька, а сама копіювальна система (див. рис. 1) через великі кути копіювання не

дозволяє остаточно на цих операціях повністю реалізувати обробку перемінної кривої профілю, що призводить до призначення додаткових ручних операцій для обробки окремих його ділянок. Крім цього, точність доведення профілю стінки обтічника напряму залежить від кваліфікації та сумлінності працюючого, тобто від людського фактору, дія якого в багатьох випадках негативно позначається на якості продукції, що випускається. Операції контролю геометрії виробу також не автоматизовані і на проміжних стадіях технологічного процесу затратні за часом тому, що вони включають операції обміру, розмітки і визначення міжопераційних припусків. Все це призводить до зростання трудомісткості, зниження точності процесу механічної обробки і до домінуючого впливу на результати суб'єктивного фактору.

На даному часі використання існуючих технологічних комплексів на базі верстатів з ЧПК можуть у значній мірі підвищити ефективність обробки складнопрофільних виробів із КНМ [10]. Було запропоновано змінити принцип обробки оболонок за рахунок використання сучасних верстатних систем з ЧПК, які дозволяють відмовитися від принципу використання копіїв для формоутворення виробу і підвищити жорсткість системи. При цьому можливо використати технологічні засоби зменшення коливань, вібрацій, динамічних навантажень у технологічній системі. Останнє дозволяє зменшити зусилля різання, направлені на поверхонь, що формується, стабілізувати динаміку процесу і через це зменшити глибину і покращити структуру порушеного обробкою шару.

Автоматизація процесів механічної обробки і контролю деталей складного профілю з КНМ позитивно відіб'ється на їх загальній трудомісткості і дозволить повністю відмовитися від операцій ручної доробки і контролю сформованого профілю виробів, які в умовах виробництва займають значну частину технологічного процесу і залежать від кваліфікації верстатника.

3. Удосконалення принципів отримання заготовок складної форми з керамічних матеріалів за рахунок використання сучасних 3D-технологій друку.

Прикладом подібних технологій, за якими майбутнє, є селективне лазерне спікання (Selective Laser Sintering, SLS) [11], що є методом адитивного виробництва і використовується для створення високоточних виробів практично необмеженої геометричної складності. Технологія базується на послідовному спіканні шарів попередньо розігрітого майже до температури плавлення порошкового матеріалу за допомогою лазера високої потужності, який забезпечує спікання частинок порошкоподібного матеріалу (діаметр частинок 50-100 мкм) для отримання необхідного контуру шару. Отримані за такою технологією заготовки потребують лише

фінішної механічної обробки, наприклад, поліровки, для забезпечення заданої шорсткості виробу. Використання 3D-друку методом SLS дозволяє виробляти складні деталі силових установок, авіабудування, космонавтики, тощо.

Технології 3D-друку керамічних виробів вже знайшли реальне використання в Україні і реалізуються за допомогою унікального високошвидкісного 3D-принтера, який створений українським стартапом Kwambo – одеською фабрикою, на якій при використанні нової технології струменевого 3D-друку керамічними порошками [12] створюють відразу готові об'єкти складної форми з точністю друку до 20 мкм. Використання технологій 3D-друку дозволить докорінним чином змінити технологічний процес виготовлення керамічних деталей типу оболонок у порівнянні з існуючими процесами їх виробництва, а саме, виключити цілу низку складних і малопродуктивних операцій – від заготівельних до операцій механічної обробки.

Висновки

Використовуючи розроблену узагальнену модель формування похибки профілю при алмазному шліфуванні тонкостінних деталей оболонкової форми із КНМ здійснено аналіз факторів, які визначають похибки при механічній обробці і виявлено способи зменшення їх впливу на точність і якість сформованих поверхонь. Перш за все - це чинники нерівномірності припуску, який утворюється на стадії отримання заготовки, і його копіювання на профіль оброблюваної на використаному обладнанні деталі, а також змінних по довжині жорсткостей заготовки і пристосування.

Перспектива даного дослідження полягає в можливості підвищення ефективності та рівня автоматизації обробки виробів - оболонок складної просторової форми шляхом: вдосконалення технології заготівельних операцій; розробки прогресивних схем шліфування при використанні верстатів з ЧПК; використання сучасних технологій 3D-друку для отримання відразу готових об'єктів складної форми, мінуючи низку складних і малопродуктивних операцій, що входять до структури технологічних процесів діючих виробництв.

Список використаних джерел: 1. Ромашин А.Г. Радиопрозрачные обтекатели летательных аппаратов. Проектирование, конструкционные материалы, технология производства, испытания: учебное пособие / А.Г. Ромашин, В.Е. Гайдачук, Я.С. Карпов та ін. – Харьков: Изд. Центр «ХАИ», 2003. – 240 с. 2. Олійник С. Ю. Забезпечення якості обробки тонкостінних ситалових оболонок шляхом покращення динамічних характеристик технологічної системи шліфування: дис. канд. техн. наук: 05.02.08. Донецьк, 2014. 210 с. 3. Калафатова Л.П. Повышение эффективности шлифования твердых сплавов и конструкционной керамики: монография / Л.П. Калафатова, П.Г. Матюха, Д.В. Поколенко та ін. – Покровск: ГВУЗ «ДонНТУ», 2017. – 182 с. 4. Рогов В.А. Особенности управления качеством поверхности при механической обработке стеклокристаллических изделий / В.А. Рогов, Е.И. Суздальцев, М.И. Шкарупа // Стекло и керамика. – 2009. - №12. – С. 5-7.

5. *Badger Jeffrey* The effect of wheel eccentricity and run-out on grinding forces, waviness, wheel wear and chatter / Jeffrey Badger, Stuart Murphy, Garret O'Donnell // International Journal of Machine Tools & Manufacture. – 2011. - doi: 10.1016/j.ijmactools. 2011.06.006. – P. 3-26.
6. *Глебов В.В.* Управление колебательным поведением инструмента при шлифовании хрупких неметаллических материалов / В.В. Глебов, Д.А. Игнатьев, М.Е. Егоров // Труды нижегородского технического университета им. Р.Е. Алексеева. – 2010. - №4(83). – С. 85-92.
7. *Олейник С.Ю.* Оценка параметров волнистости поверхности на операции глубоинного алмазного шлифования крупногабаритных тонкостенных ситалловых оболочек / С.Ю. Олейник // Машинобудування і машинознавство. Всеукр. наук. вісник. - Красноармійськ: ДонНТУ, 2015. - № 1 (12). – С. 40–46.
8. *Поколенко Д. В.* Підвищення ефективності обробки антенних обтічників із ситалів за рахунок удосконалення технології алмазного шліфування: автореф. дис. на здобуття канд. техн. наук: спец. 05.02.08 «Технологія машинобудування». Донецьк, 2014. 20 с.
9. *Олейник С.Ю.* Аналітична модель механізму утворення сумарної похибки профіль виробів типу оболонок з крихких неметалевих матеріалів під час алмазного шліфування / С.Ю. Олійник, Л.П. Калафатова, Д.В. Поколенко // Технічні науки та технології: науковий журнал. – Чернівці: ЧНТУ, 2017. - № 1(7). – С. 33-41.
10. Пат. на полезн. модель №129442, Российская федерация. Токарный станок с ЧПУ для прецизионной размерной обработки оболочек двойной кривизны из керамических материалов: Банк патентов. 2013. URL: <http://bankpatentov.ru/node/379384>.
11. Селективное лазерное спекание (SLS). CNC3D-printer.com. 2016. URL: [https://cnc3d-printer.com/index.php?TM_TC=1&TM_TX=Selektivnoe_lazernoe_spekanie_\(SLS\)](https://cnc3d-printer.com/index.php?TM_TC=1&TM_TX=Selektivnoe_lazernoe_spekanie_(SLS)).
12. Унікальний високоскоростної 3D-принтер для печати керамики создал украинский стартап Kwambo. ЭкоТехника. 2017. URL: <https://ecotechnica.com.ua/technology/2987-unikalnyj-vysokoskorostnoj-3d-printer-dlya-pechati-keramiki-sozdal-ukrainskij-startap-kwambio.htm>.

L. Kalafatova, Pokrovs`k, Ukraine

PERSPECTIVES FOR IMPROVING THE EFFICIENCY OF MACHINING OF COMPLEX PROFILES PRODUCTS FROM BRITTLE NON-METALLIC MATERIALS

Abstract. *There are certain requirements to the quality of profile-composite thin-walled shells used in aerospace engineering. All the necessary characteristics of the items (such as thickness of shells, profile accuracy and surface quality) can be provided using the method of diamond grinding. Therefore, the researches, related to establishing an analytical connection between the phenomena arising during tooling of such wares and errors of their form and geometry, are relevant. The purpose of these research is to determine the direction of increasing the vibration-resistance of the grinding system by improving the workpiece production technology, which ensures the approximation of the size and geometry of the workpiece (the main element of the grinding system) to the same parameters of the workpiece. The performed researches allowed to develop a generalized mathematical model of formation of total error of the profile of a thin-walled pyroceram shell considering factors influencing the level of vibrations of elements of the grinding technological system and the accuracy of treatment. The model considers the unevenness of the allowance, which occurs at the stage of obtaining the workpiece, as well as the variable stiffness of the workpiece and the machine tool. Priority directions of increasing the stiffness of the elements of the technological system are established. Among them of the leading importance are the construction of the workpiece, the drawbacks of the workpiece production technology and the features of machine systems using. For the solution of the problem, we proposed: improving the existing workpiece production technology; transition to machining on CNC machines; the possibility of using 3D printing technology in the production of precise complicated parts from ceramics.*

Keywords: *technical ceramics; thin-walled shell; diamond grinding; dynamics of process; workpiece production technologies; quality and precision of machining.*

Г. Клименко, В. Квашнін,
Краматорськ, Україна

ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ НАДІЙНОСТІ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ТЕХНОЛОГІЧНОЇ СИСТЕМИ ВАЖКИХ ВЕРСТАТІВ

Анотація. В роботі вирішена задача підвищення надійності експлуатації технологічної системи важких верстатів шляхом визначення раціональної стратегії її обслуговування. Представлена система показників надійності процесу експлуатації технологічної системи важкого токарного верстату, яка складається з верстату, деталі, інструменту і верстатника. Показником надійності системи запропоновано використовувати коефіцієнт готовності, який включає характеристики як інтенсивності відмов системи, так і інтенсивність відновлення її працездатності. Статичний аналіз роботи системи дозволить виявити структуру часу її технологічної роботи, цільність розподілу часу простоїв системи, пов'язаних з обслуговуванням інструменту. Розроблено математичні моделі коефіцієнта готовності для двох стратегій експлуатації технологічної системи важкого токарного верстата: незалежного обслуговування системи верстатниками і спільного обслуговування кількома верстатниками. Застосування розроблених математичних моделей дозволяє підібрати необхідну стратегію обслуговування системи для забезпечення певного рівня надійності її експлуатації.

Ключові слова: забезпечення надійності; технологічна система; різальний інструмент; важкі верстати.

Вступ. Постановка проблеми.

Дослідження особливостей експлуатації інструменту на важких верстатах показало, що наряду з підвищеними середніми навантаженнями на різальний інструмент, пов'язаними зі значними перетинами зрізу, при механічній обробці спостерігається також велика кількість факторів, що обурюють, пов'язаних з розсіюванням параметрів експлуатації і властивостей інструментів. У зв'язку з цим одним з найважливіших критеріїв якості процесу експлуатації є його надійність. Оскільки сам процес експлуатації є складною системою, що включає безліч підсистем, що виконують різні функції щодо забезпечення раціональної експлуатації інструменту, для оцінки його надійності в цій роботі застосовується ряд різних показників (рис. 1). Різальний інструмент є невід'ємною частиною (найбільш вразливим елементом) технологічної системи. При цьому вперше вивчені різні стратегії її обслуговування одним або декількома верстатникам з метою визначення оптимального рівня надійності технологічної системи - коефіцієнта її готовності. Прийнято вважати рівень надійності технологічної системи і процесу її обслуговування

показником надійності процесу експлуатації інструменту. Традиційними показниками [1, 2, 3], є показники безвідмовності $P(\tau)$, T та інші, які характеризують надійність різального леза в зв'язку з його відмовою. При переході від напайних інструментів до збірних виникла необхідність їх розгляду з точки зору надійності збірних різців як системи елементів [4]. Але не вирішена задача застосування універсального показника надійності технологічної системи.

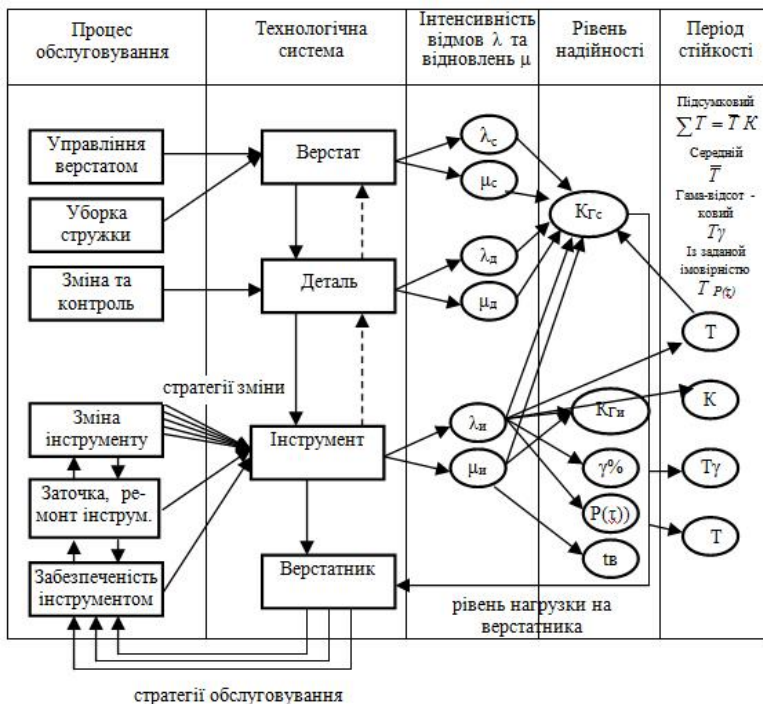


Рисунок 1 – Показники надійності процесу експлуатації технологічної системи

Показником надійності такого різця вперше запропоновано використовувати коефіцієнт готовності збірного інструменту, який включає в себе не тільки інтенсивність відмов елементів різця, а й інтенсивність відновлення їх працездатності, тобто є комплексним показником, застосування якого дозволяє управляти надійністю інструменту за допомогою як технологічних, так і конструкторських факторів.

Методика досліджень.

Статистичні дослідження властивостей обслуговування з точки зору якості процесу експлуатації показали, що простої, пов'язані з обслуговуванням різального інструменту, різко зростають для верстатів, у яких різцетримач знаходиться на майданчику, розташованому на певній висоті. Крім того збільшується маса інструментів для верстатів великих типорозмірів. Збільшення розмірів деталі створює психологічну напруженість для верстатника і знижує інтенсивність процесів відновлення працездатного стану системи. У роботі [5] з цієї точки зору запропоновано використовувати показник напруженості праці верстатника як один із критеріїв оптимізації режимів різання для важких верстатів. Але ці дослідження перейшли в область психології і мотивації праці верстатника і мало стосувалися технічної сторони процесу експлуатації інструменту.

На рис. 2 показаний приклад важкого токарного верстата, обслуговування якого необхідно проводити з майданчика, що знаходиться на певній висоті.

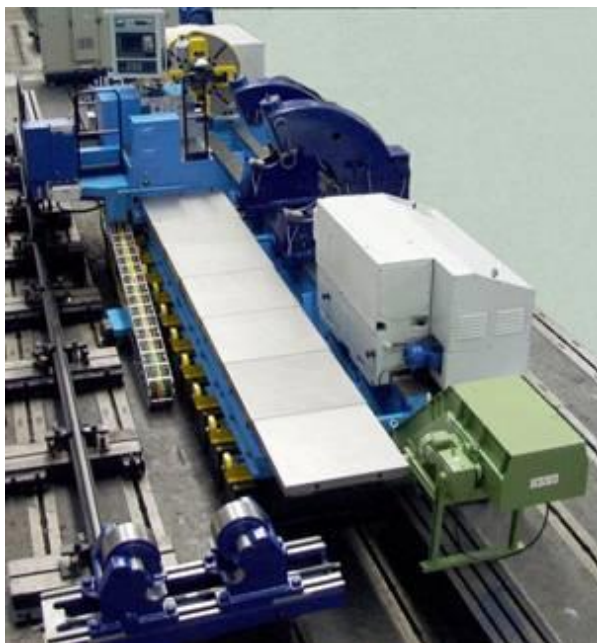


Рисунок 2 – Важкий токарний верстат з ЧПК

У таблиці 1 представлені результати статистичного аналізу структури часу функціонування системи при обробці деталей на важких токарних верстатах різних типорозмірів (характеристикою типорозміру верстата є найбільший діаметр над станиною оброблюваної деталі D_c).

Таблиця 1 – Структура часу роботи важких токарних верстатів

Причина стану системи	Типорозмір верстату D_c , мм		
	1250	2500	4000
	Доля часу роботи системи		
Зміна і контроль деталі	0,15	0,10	0,16
Керування верстатом	0,03	0,03	0,03
Інші простойі	0,13	0,07	0,04
Простойі, пов'язані з обслуговуванням різального інструмента	0,08	0,06	0,19
Різання	0,61	0,74	0,68

На частку простоїв, пов'язаних з обслуговуванням різального інструменту, доводиться 8 - 9% всього часу функціонування системи і 25 - 27% часу, в якому система знаходиться в непрацездатному стані. Час простоїв, пов'язаних з обслуговуванням різального інструменту, включає час заміни, заточування, ремонту, налагодження поза верстатом інструменту, час ходіння верстатника (наладчика) в інструментальну комору. Статистичні дослідження показують, що розподіл сумарного часу простоїв системи, пов'язаних з обслуговуванням різального інструменту (часу відновлення працездатності системи), що не суперечить експоненціальному закону $G(t) = 1 - e^{-\mu t}$, а час відмов різального інструменту $F(t) = 1 - e^{-\lambda t}$, де μ і λ - інтенсивність відновлення і відмов інструменту. На рис. 3 показаний приклад розподілу часу простою системи, пов'язаних з обслуговуванням інструмента.

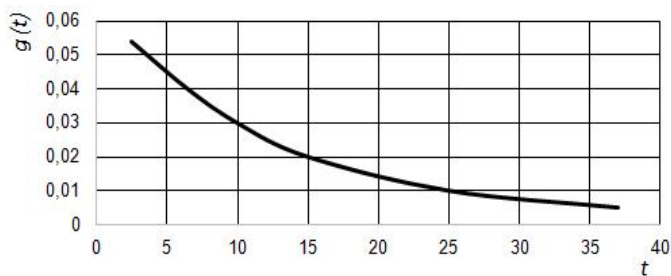


Рисунок 3 – Щільність розподілу часу просоїв технологічної системи, пов'язаних з різальним інструментом

Мета роботи – підвищення надійності експлуатації технологічної системи важких верстатів шляхом визначення раціональної стратегії її обслуговування.

Розробка математичних моделей

Розглянемо різні стратегії обслуговування системи, яка складається із зразків інструменту верстатника з g працівників. На важкому токарному верстаті часто працюють два супорти в режимах як послідовного, так і паралельного з'єднання з точки зору надійності. Верстат обслуговує два верстатника, робота яких може бути як в режимі незалежного обслуговування, коли кожен з них закріплений за роботою окремого виду інструмента, так і в режимі спільного обслуговування. Передбачається, що система може перебувати в одному з трьох можливих станів в певний момент часу t . Позначимо: 0 – стан системи, в якій всі інструменти працездатні; 1 – стан системи, коли один інструмент виправлений, а другий відновлюється; 2 – стан відновлення всіх інструментів. Таким чином функція готовності системи є ймовірність знаходження в стані 0, $P_0(t)$. Далі вважатимемо, що $P_0(t)$ залежить від числа верстатників. В цьому випадку система буде перебувати в стані 0 тим більше, чим більше g . Застосовуючи марковський підхід оцінки надійності і системи запишемо матрицю переходу з одного стану системи в іншу для випадків $r = n = 2$ при незалежному обслуговування системи:

$$P_c = \begin{pmatrix} 1-2\lambda & 2\lambda & 0 \\ \mu & 1-(\lambda+\mu) & \lambda \\ 0 & 2\mu & 1-2\mu \end{pmatrix}.$$

Система, перебуваючи в стані 2 в момент часу t , може повернутися у стан 1 за $t, t + dt$, якщо будь-який з інструментів відновлений (замінений) за цей час. Імовірність такої події дорівнює:

$$2\mu dt(1 - \mu dt) = 2\mu dt + 0(dt).$$

Можна отримати рівняння для сталого режиму (для великого проміжку часу робочої зміни). При тривалій експлуатації доля часу, коли система буде перебувати в кожному стані, не залежить від її початкового стану.

Звідси, в межі значення кожної ймовірності $P_i(t)$ буде постійним, $\lim P_i(t) = P_i$, що дає можливість віднайти рішення для сталого режиму прирівнювання довільних нулю $\lim R(t) = 0$, і використовувати умови, що

перебування системи в кожному з можливих станів – події взаємно виключні, $P_0 + P_1 + P_2 = 1$.

Тоді можна записати наступну систему алгебраїчних рівнянь:

$$\begin{aligned}2\lambda P_0 + \mu P_i &= 0, \\2\lambda P_0 - (\lambda + \mu) P_i + 2\mu P_2 &= 0, \\ \lambda P_i - 2\mu P_2 &= 0, \\ P_0 + P_1 + P_2 &= 1.\end{aligned}$$

Вирішую ці рівняння підстановкою, отримуємо вираз для визначення коефіцієнта готовності системи при її незалежному обслуговуванні двома верстатниками:

$$K_{гс} = \mu^2 / (\lambda + \mu)^2.$$

Однак верстатники працюють незалежно один від одного тільки за одночасної відмови інструментів, закріплених в двох супортах. Припустимо, що обслуговування одного верстата двома станочником проводиться з інтенсивністю $1,5 \mu$ і що, якщо два верстатника обслуговує один супорт, а інструмент, закріплений у другому супорті, виходить з ладу, то другий верстатник негайно перемикається на обслуговування другого інструменту. Тоді при спільному обслуговування системи матриця переходів P набуває вигляду:

$$P_C = \begin{pmatrix} 1-2\lambda & 2\lambda & 0 \\ 1.5\mu & 1-(\lambda+1.5\mu) & \lambda \\ 0 & 2\mu & 1-2\mu \end{pmatrix}.$$

При цьому коефіцієнт готовності дорівнює ймовірності працездатного стану:

$$K_{гс} = P_0 = \frac{\mu^2}{3\mu^2 + 4\mu\lambda + 2\lambda^2}.$$

У таблиці 2 для порівняння наведені коефіцієнти готовності системи в трьох випадках обслуговування інструменту одним і двома верстатникам.

Можна помітити, що при спільному обслуговування системи двома верстатниками коефіцієнт готовності системи значно підвищується в

порівнянні з незалежним обслуговуванням, яка мала відрізняється від випадку роботи одного верстатника.

Таблиця 2 – Порівняння показників надійності при різних стратегіях зміни інструменту ($\lambda = 0,05 \text{ мин}^{-1}$, $\mu = 1,01 \text{ мин}^{-1}$)

Спосіб обслуговування		Коефіцієнт готовності системи	Сумарний простій за 10000 хв. роботи системи, хв.
Один верстатник		0,9050	946
Два верстатника	А. Незалежне обслуговування	0,9070	928
	Б. Спільне обслуговування	0,9360	639

У загальному випадку, коли є n різальних інструментів і r верстатників, ймовірність переходів залежить від числа відмовлених інструментів, котрі позначимо через k ($k = 0, 1, 2, \dots, n$). Ймовірність знаходження системи в деякому стані буде залежати від умов $k < r$, $k = r$ або $k > r$, для яких отримано вирази визначення ймовірності працездатного стану системи:

$$P_k = \frac{n!}{(n-k)!k!} \rho^k P_0 \quad (k < r), \quad P_k = \frac{n!}{(n-k)!r!} \rho^r \left(\frac{\rho}{r}\right)^{k-r} P_0 \quad (k \geq r).$$

$$K_{Гс} = P_0 = \left[\sum_{k=0}^{r-1} \frac{n!}{(n-k)!k!} \rho^k + \sum_{k=r}^n \frac{n!}{(n-k)!r!} \rho^r \left(\frac{\rho}{r}\right)^{k-r} \right], \quad (1)$$

де $\rho = \frac{\lambda}{\mu}$.

Висновки.

Математична модель (1) може бути використана для статистичного моделювання обслуговування технологічної системи. Знаючи інтенсивності відмов і відновлення працездатності системи, можна підібрати необхідну стратегію обслуговування для отримання заданого рівня надійності. Можливе вирішення і зворотної задачі при заданому коефіцієнті готовності системи в різних поєднаннях λ і μ , які характеризують інтенсивності відмов і відновлення працездатності

інструменту, які реалізуються на стадії вибору інструменту. Оскільки найчастіше в виробничих умовах важкі токарні верстати обслуговуються двома верстатниками (основним і підручним), в цьому випадку найбільш ефективним з точки зору надійності є спільне обслуговування технічної системи. Заміна різального інструменту на важких верстатах – трудомісткий і відповідальний процес, пов'язаний з великою масою інструменту (іноді понад 25 кілограм) і висотою супорт на майданчику, на яку для верстатів с $D_c \geq 2500$ мм необхідно підніматися по сходах. В зв'язку з цим набуває більшого значення правильний вибір стратегії заміни інструменту, який забезпечує при найменших витратах максимальний рівень надійності.

Список використаних джерел: 1. Клименко Г.П. Надежность технологической системы при механообработке труднообрабатываемых материалов / Г. П. Клименко, Н. С. Равская, А. Ю. Андронов // Вісник двигунобудування. – Запоріжжя : ОАО «Мотор Сич», 2009. – № 2. – С. 110–119. 2. Клименко Г.П. Определение показателей надежности работы и инструментообеспечения сборных резцов / Г. П. Клименко, Е. В. Ткачева // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. – Краматорськ, 2012. – Вип. 30. – С. 66–70. 3. Клименко Г.П. Технологічне управління якістю експлуатації інструменту для важких верстатів / Г.П. Клименко //Modern question of production and repair in industry and in transport, Brno Czech Republic, 2018.- с. 97-100 4. Клименко Г.П. Надійність інструментів збірної конструкції як систем / Г.П. Клименко // Сучасні інформаційні технології, засоби автоматизації та електропривод: Матеріали Всеукраїнської конференції 19-21 квітня, 2018.- С. 179-182. 5. Клименко Г.П. Качество и надежность эксплуатации сборных твердосплавных инструментов / Г.П. Клименко, Я.В. Васильченко, М.В. Шаповалов // Вісник НТУ «ХПІ» Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ «ХПІ», Вип.34 (1310), 2018.- с.34-39.

G. Klymenko, V. Kvashnin,
Kramatorsk, Ukraine

RELIABILITY ASSURANCE TECHNOLOGICAL SYSTEMS EXPLOITATION OF HEAVY LATHE

Abstract. *The paper solves the problem of increasing the reliability of operation of the technological system of heavy machines by determining a rational strategy for its maintenance. The analysis of the literature showed that there are various indices of reliability, durability, maintainability, which partially characterize reliability, to assess the reliability of the technological system. To determine them, you must have a large number of statistical studies. But there is a need to develop universal mathematical dependencies to predict a specific maintenance strategy for the technical system of heavy machines. Research methods include static data collection of heavy machine tools, the reliability of which is determined mainly by machine downtime associated with the failure of cutting tools, which are the weakest element of the technological system. Mathematical processing of statistics results allows to determine the density distribution of system failures, as well as the intensity of failures and system recovery. A feature of the recovery of heavy machines is the location*

of their caliper on a high platform, which makes it difficult to replace the tool, whose weight reaches 25 kg. The paper presents a system of indicators of the reliability of the process of operation of the technological system of a heavy lathe, which consists of machine parts, tools and machine operator. Statistical analysis of the system allowed to identify the structure of the time of its technological work, the density of distribution of the system downtime associated with the maintenance of the tool. The maintenance of the technological system of a heavy machine is carried out by 2 machine operators (the main and the assistant). The paper considers two strategies of machine maintenance - independent and common. The criterion for choosing a rational strategy is the level of reliability of the system. A universal indicator of the reliability of the technological system is proposed to use the system availability ratio. It is assumed that the system can be in one of three possible states at a certain point in time: the system health state, the state when only one tool is operational, the state in which all tools are restored. The system availability function is the probability of being in a working system state. Using the Markov approach to assessing the reliability of the system, a matrix of transitions from one state of the system to another is written, which allows us to obtain algebraic equations, solving which we obtain mathematical models for determining the availability factor for various maintenance strategies of the technological system. Mathematical models of availability factor have been developed for two strategies for operating a heavy lathe technological system: independent maintenance of the system by machine operators and general maintenance by several machine operators. With the joint maintenance of a technological system by two machine operators, the level of reliability of the system is significantly increased compared with independent maintenance. For the general case with a certain number of cutting tools and a certain amount of machine operators, a mathematical expression was obtained for calculating the availability factor, which determines the probability of a healthy state of the system. The use of the developed mathematical models makes it possible to select the necessary system maintenance strategy to ensure a certain level of reliability of its operation. The developed mathematical models are used for statistical modeling of the maintenance of the technological system of a heavy lathe, whose downtime has a greater cost. Knowing the failure rate and system recovery, you can choose the necessary service strategy to obtain a desired level of reliability. Possible solution of the inverse problem for a given system availability in various combinations of λ and μ , which characterize the intensity of failures and recovery of the tool, which are implemented at the stage of tool selection. Since most often in production conditions heavy lathes are serviced by two machine operators, in this case the most effective from the point of view of reliability is the joint maintenance of the technical system.

Keywords: reliability assurance, technological system, exploitation of heavy lathe, machine tool, heavy lathe.

Janos Kundrak, Antal Nagy, Miskolc, Hungary,
Angelos P. Markopoulos, Nikolaos E. Karkalos, Athens, Greece

INVESTIGATION OF SURFACE ROUGHNESS ON FACE MILLED PARTS WITH ROUND INSERT IN PLANES PARALLEL TO THE FEED AT VARIOUS CUTTING SPEEDS

Abstract: *In this paper, the roughness of the surface produced by symmetrical face milling is examined. During the research work, the effect of the use of a round milling insert on the surface topography was studied at different cutting speeds. 2D and 3D surface roughness measurements were carried out in three measurement planes parallel to the feed direction, one of them being the plane of symmetry and the other two planes being at the same distance from it, in both sides. From the analysis of results, it was found that surface roughness decreases significantly for cutting speed values over 100 m/min and then its variation is minimal. Furthermore, higher values of surface roughness are observed in the symmetric plane than the other parallel planes and almost in every case, surface roughness was found to be larger on the entry side plane than the exit side plane.*

Keywords: *face milling; symmetrical milling; round insert; surface roughness.*

1 INTRODUCTION

Surface quality is crucial for mechanical components, as it is one of the indicators of surface integrity and has a direct effect on product life and properties, such as corrosion resistance [1]. Although high surface quality at the last stages of the production of parts can be obtained by abrasive processes, such as grinding or polishing, it is important to achieve a sufficient surface quality from the early stages of manufacturing, e.g. by turning or milling. Especially in the case of milling, where the application of face milling technique is needed for the rendering of flat surfaces with enough dimensional accuracy, flatness and low surface roughness.

Regarding surface roughness during face milling, several works have been already reported in the relevant literature. Experimental studies have shown that surface roughness decreases at high cutting speed values [2-5], possibly due to more stable conditions and it was observed that machining performance is improved at intermediate and high cutting speeds [4, 5]. Lower cutting speed values are also related to built-up edge creation and chip fracture, which leads to deterioration of surface quality, something that is not observed for higher cutting speeds [2, 4]. Furthermore, an increase of feed rate, axial and radial depth of cut also lead to deterioration of surface quality [2, 4, 5].

Apart from the purely experimental investigations, various researchers have proposed predictive models for surface roughness during face milling. Felhő et al. [6] presented a detailed methodology for the prediction of surface roughness in face milling with different types of cutting inserts, such as polygonal, round

and triangular. In their model, they modeled in detail the insert geometrical features and taking into account technological parameters of the process they were able to calculate the insert trajectory relative to the workpiece and finally, the topography of the milled surface. By comparing the results with experimental ones, they achieved sufficient accuracy regarding the prediction of R_a and R_t . Baek et al. [7] developed a theoretical model for surface roughness during face milling including runout errors in order to optimize the feedrate. The simulated surface profile for a number of revolutions of the milling head was employed in an optimization process for the selection of optimum feed rate. They found that the correlation between surface roughness and feed rate was highly non-linear and confirmed the accuracy of their model in comparison with experimental results. Muñoz-Escalona and Maropoulos [8] proposed a methodology for surface roughness prediction in face milling, focusing mainly on insert geometry. Comparison with experimental results proved the adequacy of the model, not only for the prediction of 2D roughness indicators but also for the 2D roughness profile. Zhenyu et al. [9] proposed a surface roughness predictive model including both static and dynamic characteristics of the process. More specifically, their model consisted of two parts: the static part took into account geometrical characteristics of the cutting inserts and runout, whereas the dynamic part took into consideration the displacements induced by forced and self-excited vibration of the cutting insert. The final model was superior to the models neglecting the dynamic behavior of the cutting insert, as the predicted 2D roughness profile was closer to the experimental 2D roughness profile. Wang et al. [10] developed a mathematical model to predict surface roughness in face milling with triangular inserts with round corner. This model included three different equations for different feed rate values and after it was compared to the experimental results, it was found that it was more accurate than other existing mathematical models. Pimenov et al. [11] compared various artificial intelligence methods, such as random forest, multilayer perceptron, regression trees and radial-basis functions for the prediction of surface roughness by monitoring tool wear. After the analysis of their results, they pointed out that the random forest and regression tree methods were not only more accurate than the others, but were able to provide important information about the relations between input and output variable as well as their critical values, which should be checked in order to prevent undesirable results.

Although most researchers focus on the correlation of process parameters and surface roughness, only a few have conducted studies on the effect of milling strategy such as symmetric or asymmetric milling on the surface quality during face milling. Comparing symmetric and asymmetric machining strategy, Bagci and Aykut [12] deduced that roughness was lower during symmetric face milling. Furthermore, Cui and Zhao [13] compared up, down and symmetric milling and showed that up milling was the most preferable milling strategy up to a certain cutting speed value

after which symmetric milling was more preferable. Moreover, Varga and Kunderák [14] found that surface roughness in symmetric milling decreases as the distance from the middle plane increases and the decrease is larger for larger feed rate values.

In the present work, an experimental study is conducted to determine the effect of cutting speed on surface roughness during face milling. In contrast to the majority of previous works, 2D and 3D surface roughness parameters are calculated not only in a specific position or plane but in three different parallel planes on the feed direction in order to analyze the variation of surface roughness with the distance from the symmetric plane.

2 EXPERIMENTAL CONDITIONS

In the present paper, experimental tests are carried out regarding face milling of steel workpieces, with a single cutting insert at various cutting speeds. The milling experiments were performed in a Perfect Jet MCV-M8 CNC vertical machining center. During machining, a face milling head was used with only one round coated carbide insert of RCKT1204M0-PM type mounted on it. The milling head had a nominal diameter (D_t) of 68 mm and the insert had a rake angle (γ_0) of 0° and relief angle (α_0) of 7° .

Table 1 – Cutting data for the experiments

No.	ae [mm]	ap [mm]	fz [mm/rev]	vc [m/min]
1	58	0.8	0.4	100
2				200
3				300
4				400
5				500

The workpieces used for the experiments are made of a normalized C45, 1.0503 grade carbon steel. The material has a hardness of HB207 and a tensile strength of $R_m = 580$ MPa [15]. The cutting length is 50 mm and the width of cut is 58 mm on the milled surfaces of the samples. During the experimental work the cutting speed v_c was varied in the range of 100 to 500 m/min, whereas the other process parameters, such as the depth of cut and the feed per tooth had constant values, which are $a_p = 0.8$ mm and $f_z = 0.4$ mm, respectively. These details can be found in Table 1. The surfaces were produced with symmetrical setting of face milling under dry machining conditions.

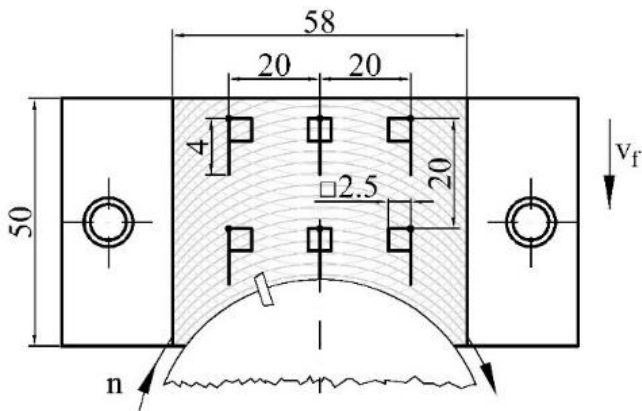


Figure 1 – Positions of the surface roughness measurements on the workpiece surface

2D and 3D roughness measurements were performed on an AltiSurf 520 three-dimensional surface roughness measuring device and a confocal chromatic sensor was used for the measurements. After the measurements, evaluation of the results and calculation of 2D and 3D roughness parameters was conducted using AltiMap Premium software. During the measurements, the roughness was examined in three planes parallel to the direction of the feed; one on the middle plane and two planes at equal distance (20 mm) from that and towards different sides; these planes will be denoted afterwards as entry and exit side plane, respectively. The measurements were carried out twice in each plane with a 20 mm separation, as specified in Figure 1. The lengths of 2D measurements were 4 mm, in accordance with ISO 4288:1998 and areas of 2.5×2.5 mm for 3D evaluations were recorded, which are illustrated with lines and squares in Figure 1, among the workpiece movement and milling head rotation directions.

3 RESULTS OF EXPERIMENTS

After the experimental work was carried out, all machined samples were measured thrice, the results were then processed by the aforementioned software and finally surface roughness parameters were computed. The average results of the measurements, regarding 2D and 3D surface roughness parameters (namely R_a , R_z , S_a and S_z) are summarized in Table 2 and 3 for all cutting speeds and for the three parallel planes. Furthermore, the roughness profile curves for $v_c = 100$, 300 and 500 m/min are presented in Figure 2, and the recorded topography of machined surface for the same conditions are shown in Figure 3.

Table 2 – 2D Surface roughness values for each case

v_c [m/min]	R_a [μm]			R_z [μm]		
	Entry	Symm	Exit	Entry	Symm	Exit
100	3.789	3.367	2.509	19.596	16.181	14.026
200	0.807	0.949	0.750	4.626	4.731	4.467
300	0.805	0.942	0.784	4.981	4.692	4.503
400	0.800	0.940	0.768	4.477	4.505	4.294
500	0.758	1.030	0.761	4.691	5.306	4.320

Table 3 – 3D Surface roughness values for each case

v_c [m/min]	S_a [μm]			S_z [μm]		
	Entry	Symm	Exit	Entry	Symm	Exit
100	4.127	3.781	3.741	26.734	29.170	25.626
200	0.885	0.999	0.828	4.523	4.907	4.431
300	0.876	1.027	0.850	4.679	4.770	4.221
400	0.854	1.011	0.855	4.358	4.505	4.148
500	0.758	1.030	0.761	4.691	5.306	4.320

4 DISCUSSIONS

In case of milling, the topography of the surface is formed with a rotating tool, so it will be different compared to e.g. turning, due to other relative movements of the tool and the workpiece. If the axis of the face milling tool moves on the symmetry plane of the machined surface, the cutting insert is performing up-milling in the first half of the chip removal process, and then the milling process is changed to down-milling for the second half. For that reason, the measurements were carried out in the middle plane and in two parallel planes on two opposite sides. Generally, it can be stated that the roughness values obtained from the surface created by the round shaped insert first decrease suddenly and then remain practically unchanged with an increase of the cutting speed. This can be further proved by the 2D surface roughness profiles depicted in Figure 2, as the variety of roughness profiles is minimal between cases at 300 m/min and 500 m/min cutting speeds in comparison to the variation of roughness profiles between cases at 100 m/min and 300 m/min.

RY

100 m/min

300 m/min

500 m/min

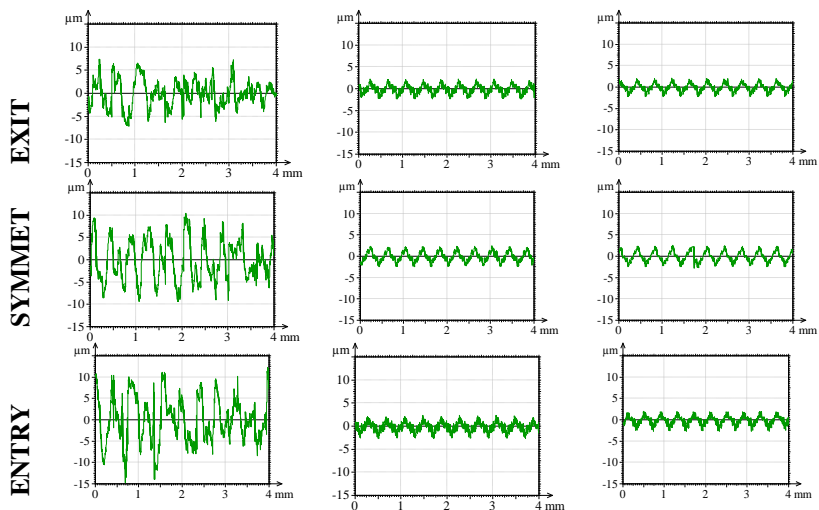


Figure 2 – 2D roughness profile curves of milled surfaces

Comparing the roughness values of surfaces machined with the smallest and largest cutting speeds, it can be concluded that increasing the cutting speed in the studied range reduces the surface roughness values. In the symmetry plane, the R_a decreases by 69.4%, the R_z by 67.2%, the S_a by 71.8%, the S_z by 82.9%. On the exit side, the rate of decrease is almost the same as that observed in the middle plane. On the entry side, however, there is a greater change; the percentage change is 80% for R_a , 76.1% for R_z , 79.9% for S_a and 83.9% for S_z . This greater change is due to the fact that the highest measured values are observed in the entry side in almost every case at the lowest speed of 100 m/min, while in the case of cutting speed of 200 m/min and above, the maximum values of the observed roughness occurs for most cases in the symmetric plane, as it was observed also in the relevant literature [14].

Since the variation of roughness is not monotonic with the increase of cutting speed, it is advisable to conduct the analysis separately for the speed of 100 m/min and speeds in the range of 200 to 500 m/min. The significant difference in surface quality between cases at 100 m/min and the other cases is further stressed by observing the 3D surface roughness profiles of Figure 3. In the case of cutting speeds over 100 m/min, more straight and smooth micro-grooves are observed on the milled surfaces, whereas more irregular ones occur in the case of 100 m/min. So, although the general shape and direction of the grooves on the same measurement plane are similar for the various setups (circular patterns for the entry and exit sides and an

almost straight, vertical line for the symmetric plane), the increase of cutting speed leads to more stable conditions for milling, and consequently to better surface quality.

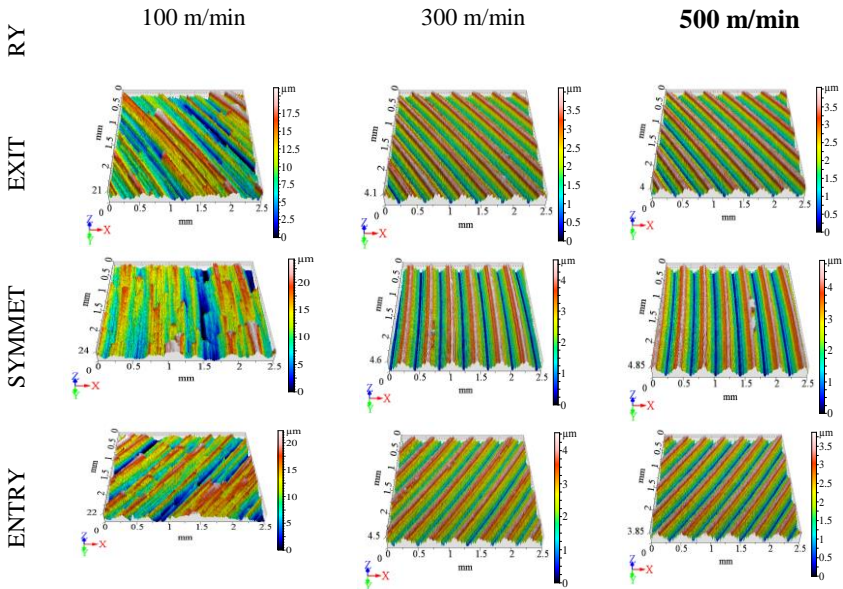


Figure 3 – Surface topography images of milled surfaces

Compared to the actual roughness values in the middle plane, the deviations of the measured values on the entry and exit sides are shown in Figures 4 and 5. In these figures, it can be seen that at a speed of 100 m/min, higher roughness was measured on the entry side, except for S_z , and apart from the small differences, surface roughness is smaller in the entry and exit sides for the other cases. Moreover, the deviations at 200, 300, 400 m/min are relatively smaller than those at the lowest and the largest cutting speeds. In most cases, the charts show the highest ratios at 500 m/min, so it means that the greatest inhomogeneity of the surface is generated with the highest examined cutting speed.

The roughness values on the entry and exit sides show observable differences. On the plane of the entry side, the roughness values of both 2D and 3D parameters for all cutting speeds are nearly the same or greater than the respective values of roughness values on the exit side plane. Moreover, by increasing the cutting speed, the respective values of roughness on the entry and exit side planes are getting closer together. The largest differences between surface roughness values at the entry and exit side planes are always obtained at

a cutting speed value of 100 m/min, where the ratio of surface roughness parameters is 151% for R_a , 110.3% for R_z , 139.7% % for S_a and 104.3% for S_z . For larger cutting speeds, the ratio of surface roughness values between entry and exit side is significantly lower. The minimal differences can be observed at 500 m/min for almost every parameter.

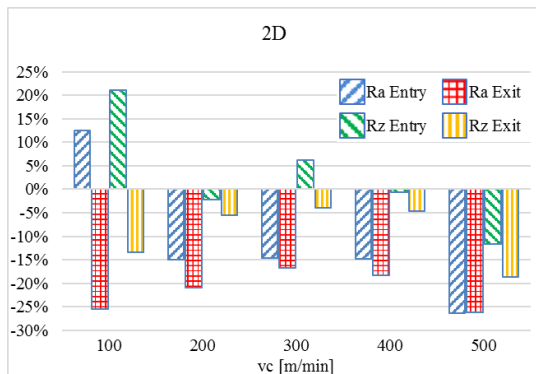


Figure 4 – Percentage changes of 2D surface roughness parameters between the symmetric, entry and exit side planes

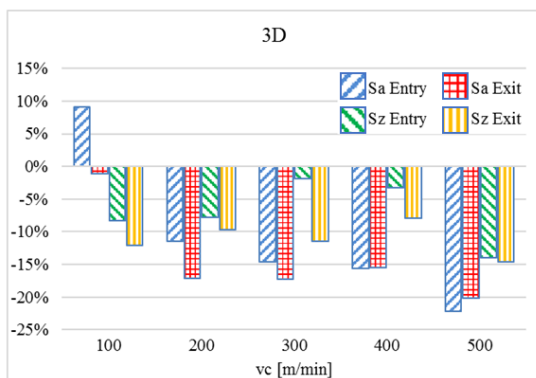


Figure 5 – Percentage changes of 3D surface roughness parameters between the symmetric, entry and exit side planes

5 CONCLUSIONS

In the present work, face milling experiments with a single round insert were conducted on steel workpieces at various cutting speed values in order to determine the correlation of cutting speed and surface roughness. The variation

of surface roughness with the cutting speed was investigated not only in a single area of the workpiece, but on three planes parallel to the feed direction. From the analysis of the results, several useful conclusions were drawn.

Surface roughness values were found to decrease considerably between cases of 100 m/min and 200 m/min cutting speed and then the variation of surface roughness was almost minimal. Thus, it becomes obvious that, from the studied cutting speed values, a 200 m/min or more is recommended for obtaining good surface roughness. The highest decrease of surface roughness values was observed on the entry side plane and the highest values of surface roughness occur mostly on the symmetric plane. When surface roughness values between entry and exit side planes are compared, better surface quality is obtained in the exit side, where down-milling occurs, almost in every case. Finally, in the point of view of surface homogeneity, the cutting speed of 300 m/min gave the best result.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors greatly appreciate the support of the National Research, Development and Innovation Office – NKFIH (No. of Agreement: K 116876).

The described study was carried out as part of the EFOP-3.6.1-16-00011 “Younger and Renewing University – Innovative Knowledge City – institutional development of the University of Miskolc aiming at intelligent specialization” project implemented in the framework of the program Szechenyi 2020. Both grants are gratefully acknowledged.

References: 1. *Alharthi, N.H., Bingol, S., Abbas, A.T., Ragab, A.E., El-Danaf, E.A., Alharbi, H.F.*: Optimizing cutting conditions and prediction of surface roughness in face milling of AZ61 using regression analysis and artificial neural network, *Advances in Materials Science and Engineering*, 7560468. (2017). 2. *Subramanian, A.V.M., Nachimuthu, M.D.G, Cinnasamy, V.*: Assessment of cutting force and surface roughness in LM6/SiC_p using response surface methodology, *Journal of Applied Research and Technology* 15, pp. 283-296. (2017). 3. *Ghoreishi, R., Roohi, A.H., Ghadikolaie, A.D.*: Analysis of the influence of cutting parameters on surface roughness and cutting forces in high speed face milling of Al/SiC MMC, *Materials Research Express* 5(8), 086521. (2018). 4. *Pathak, B.N., Sahoo, K.L., Mishra, M.*: Effect of Machining Parameters on Cutting forces and surface roughness in Al-(1-2) Fe-1V-1Si Alloys, *Materials and Manufacturing Processes* 28(4), pp. 463-469. (2013). 5. *Hernandez-Gonzalez, L.W., Perez-Rodriguez, R., Quesada-Estrada, A.M., Dumitrescu, L.*: Effects of cutting parameters on surface roughness and hardness in milling of AISI 304 steel, *Dyna* 85(205), pp. 57-63. (2018). 6. *Felhő, C., Karpuschewski, B., Kundrák, J.*: Surface roughness modelling in face milling, *Procedia CIRP* 31, pp. 136-141. (2015). 7. *Baek, D.K., Ko, T.J., Kim, H.S.*: Optimization of feedrate in a face milling operation using a surface roughness model, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 41(3), pp. 451-462. (2001). 8. *Muñoz-Escalona, P., Maropoulos, P.G.*: A geometrical model for surface roughness prediction when face milling Al 7075-T7351 with square insert tools, *Journal of Manufacturing Systems* 36, pp. 216-223. (2015). 9. *Zhenyu, S., Luning, L., Zhanqiang, L.*: Influence of dynamic effects on surface roughness for face milling process, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 80 (9-12), pp. 1823-1831. (2015). 10. *Wang,R., Wang, B., Barber, G.C., Gu, J., Schall, J.D.*: Models for

prediction of surface roughness in a face milling process using triangular inserts, *Lubricants* 7(1), 9. (2019). **11.** *Pimenov, D.Yu., Bustillo, A., Mikolajczyk, T.*: Artificial intelligence for automatic prediction of required surface roughness by monitoring wear on face mill teeth, *Journal of Intelligent Manufacturing* 29(5), pp. 1045-1061. (2018). **12.** *Bagci, E., Aykut, S.*: Influence of symmetric and asymmetric machining strategies on surface roughness in face milling process of cobalt-based superalloy, *Journal of the Balkan Tribological Association* 19(1), pp. 23-26. (2013). **13.** *Cui, X., Zhao, J.*: Cutting performance of coated carbide tools in high-speed face milling of AISI H13 hardened steel, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 71 (9-12), pp. 1811-1824. (2014). **14.** *Varga, G., Kundrák, J.*: Effect of technological parameters on surface characteristics in face milling, *Solid State Phenomena* 261, pp. 285-292. (2017). **15.** *European Steel and Alloy Grades/Numbers, C45, http://www.steelnumber.com/en/steel_composition_eu.php?name_id=15/*

Янош Кундрак, Антал Надь, Мішкольц, Угорщина,
Ніколаос Е. Каркалос, Ангелос П. Маркопулос, Афіни, Греція

ДОСЛІДЖЕННЯ ШОРСТКОСТІ ПОВЕРХНІ ПІСЛЯ ТОРЦЕВОГО ФРЕЗЕРУВАННЯ КРУГЛОЮ РІЖУЧОЮ ПЛАСТИНОЮ В ПЛОЩИНАХ, ПАРАЛЕЛЬНИХ НАПРЯМКУ ПОДАЧІ

Анотація. У цій статті розглядається шорсткість поверхні, одержуваної шляхом симетричного торцевого фрезерування. В ході дослідницьких робіт вивчався вплив використання круглої фрезерної пластини на топографію поверхні при різних швидкостях різання. 2D і 3D вимірювання шорсткості поверхні проводилися в трьох площинах виміру, паралельних напрямку подачі, причому одна з них представляла собою площину симетрії, а дві інші - на однаковій відстані від неї, з обох сторін. В даній роботі експерименти по фрезеруванню з однією круглою пластиною проводилися на сталевих заготовках при різних значеннях швидкості різання, щоб визначити кореляцію швидкості різання і шорсткості поверхні. Як правило, можна констатувати, що значення шорсткості, отримані на поверхні, що створюється вставкою круглої форми, спочатку раптово зменшуються, а потім залишаються практично незмінними з збільшенням швидкості різання. З аналізу результатів були зроблені кілька висновків. Було виявлено, що значення шорсткості поверхні значно зменшуються між випадками швидкості різання 100 м / хв і 200 м / хв, і потім зміна шорсткості поверхні було майже мінімальним. Таким чином, стає очевидним, що з вивчених значень швидкості різання рекомендується 200 м/хв або більше для отримання хорошої шорсткості поверхні. Найбільше зменшення значень шорсткості поверхні спостерігалось на площині вхідної сторони, а найбільші значення шорсткості поверхні спостерігаються в основному на симетричній площині. Коли порівнюються значення шорсткості поверхні між площинами боку входу і виходу, краю якості поверхні досягається на стороні виходу, де відбувається фрезерування, майже в кожному випадку. Нарешті, з точки зору однорідності поверхні швидкість різання 300 м / хв дала найкращий результат. Крім того, більш високі значення шорсткості поверхні спостерігаються в симетричній площині, ніж в інших паралельних площинах.

Ключові слова: торцеве фрезерування; симетричне фрезерування; кругла пластина; шорсткість поверхні.

János Kundrák, István Sztankovics,
Martina Gévai, Miskolc, Hungary

COMPARATIVE ANALYSIS OF CBN CUTTING INSERTS WITH DIFFERENT EDGE GEOMETRIES

Annotation. *In this paper the experimental results of newly developed cutting inserts with special geometry and position for machining of hardened surfaces are summarized. The design of the tool holder and cutting insert allows the increase of the applied feed values in hard turning. Experiments are carried out at increased feed in bore turning procedure and the results are compared with the nowadays used conventional turning technology.*

Keywords: *machining of hardened surfaces; cutting material grade; cutting edge geometry; roughness; cutting forces; modeling.*

1. INTRODUCTION

The expected functions of mechanical engineering products (like long lifetime and high reliability) and the rising quality demands for goods requires the application of more accurate machining procedures with higher productivity. From these, great emphasis is placed especially on finish machining, since this operation is essential for the realization of the prescribed quality standard of the finished manufactured part. One way to increase the lifetime is the production of hardened surfaces with proper heat treatment and machining with a suitable finishing procedure. As a result, the parts can be loaded more and can be used longer.

Abrasive (mainly grinding) procedures have been used for a long time for the machining of hardened surfaces, as the chosen accuracy could be achieved efficiently only with grinding technology. For the precision finish machining of parts with mainly hardened surfaces, nowadays many kinds of defined-edged cutting tools are available in terms of cutting material grade and cutting edge geometry [1,2]. The production of parts with hardened surfaces can be done properly on machine tools developed for hard turning with the expected accuracy for precision finishing ($<IT5$) [3,4]. The increasingly diverse appearance of superhard cutting materials and their rapid spread support the application of them, while increasingly strict environmental standards force the machine industry to apply procedures with defined-edged cutting tools instead of (or in addition to) the abrasive operations, where possible [1,4]

Though grinding it is known to produce good surface quality, a much higher material removal rate (MRR) can be achieved with hard turning [5,6], while a properly chosen cutting insert can produce the same or better surface roughness.

A further advantage is that numerous operations can be done by hard turning with one setup and cutting tool. Example cases can be the machining of shaped parts and surface groups composed of multiple, differently oriented surfaces [7,8].

It was assumed – based on the nearly 4-5 times higher material removal performance of hard turning – that the grinding procedure can be excluded [7]. However, after the analysis of suitability for functional requirements of the built-in parts, it turned out that the produced topography (periodical) by hard turning is not appropriate for numerous applications, for example surfaces displacing on each other, sealing surfaces, etc. [5,9]. Therefore, combined procedures have appeared, where the essence is to machine the surface with the two procedures – turning and grinding – in one machine tool (earlier two separate machine were needed). In this way the advantages of the two procedure can be maintained while the disadvantageous attributes can be reduced. If we work on one machine tool with one clamping, we can acquire significant economic benefits [3].

In this study combined finish machining is realized in one operation: roughing by hard turning and finishing by grinding. Our aim is to increase the efficiency of the final operation in such a way that the MRR is increased in the roughing by the usage of a novel cutting tool, which allows the application of higher secondary motion, and by the application of increased feed rates.

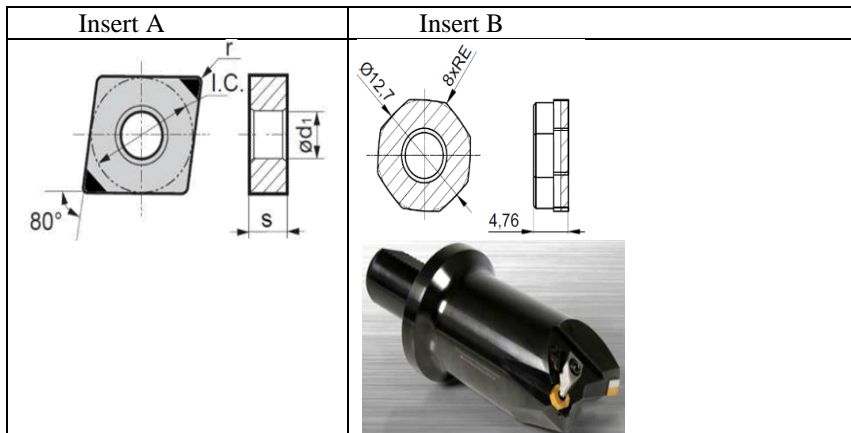
To achieve the acceptable quality in hard turning with the application of a novel cutting tool, one of the most important requirements must be taken into consideration: the proper rigidity of the machining mechanical system, mainly due to the high passive force [4]. Low deflection in the mechanical system is a preliminary condition to meet the required accuracy. Therefore, in this paper we study the increase rate of the cutting forces and the achievable geometric accuracy with the application of a new cutting insert.

2. EXPERIMENTAL CONDITIONS

Bore machining of gears is studied in the cutting experiments based on the boundary conditions of our industrial partner. After the heat treatment (case hardening), the finishing of the hard surface is done in one clamping but in two steps. The first step was carried out by rough hard turning, which is followed by the finish procedure, grinding. The aim is to exchange the roughing insert used so far by the introduction of the new eight-edged octagon insert.

In our study we applied two CBN cutting inserts (Table 1) during the rough hard turning. The standard tool used up to now (CNGA 120412, rhombic shape with 80° nose angle) is marked in our study as “Insert A”, while the novel cutting tool [10] is marked as “Insert B”. The edges of Insert B are curved, so the sides of the octagon consist of circle sections.

Table 1 – The studied cutting inserts



The main property of Insert B is the 0° major cutting edge angle in the surface-generating point; however, the octagon insert is inclined by 45° in the cutting edge plane, which is the inclination angle of the tool (λ_s). The rake angle (γ) is 14° , while the nose radius (r_c) of the cutting insert is 28 mm due to the curved edge. The bore turning was done on an EMAG VSC 400 DS type hard turning machine tool.

In our study the bore (38 mm length and 88 mm diameter) on a gear is machined. The workpiece material is 17CrNi6-6 with 62-64 HRC hardness.

Among the cutting parameters the depth of cut is constant 0.12 mm in all setups for both inserts. 175 m/min cutting speed and 0.24 mm feed are applied for Insert A, while nine pairs of values are determined within the cutting speed-feed rate range recommended by the insert manufacturer for Insert B (Figure 1).

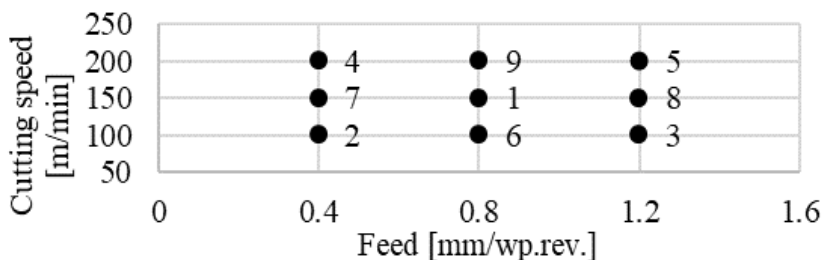


Figure 1 – Demonstration of the setups during the experiments

The cylindrical and roundness errors are measured during the experiments. The required measurements in the specified points are done by a Taylor Hobson Talyrond 365 measurement device. FEM simulations are made with ThirdWave AdvantEdge 7.5 software for the analysis of the cutting force alteration. In this study, the cutting force components are studied for both inserts.

3. EXPERIMENTAL RESULTS

After the cutting experiments were carried out with the studied process parameters, the mentioned accuracy parameters (cylindricity and roundness) were measured. The FEM simulations were carried out with the same values for the analysis of the cutting forces. Lastly, we determined the machining times.

3.1. Cylindricity and Roundness errors

The accuracy errors were measured on all workpieces. For the cylindrical error we made measurements on 100 planes with 0.3 mm increment, and the following parameters were analysed [11]:

- CYLp: the peak maximum material departure from the fitted reference
- CYLv: the valley maximum departure from the reference cylinder into the material of the workpiece
- CYLt: the separation of two cylinders coaxial with the axis of the reference cylinder that just enclose the data
- CYLtt: the maximum absolute difference in diameters of the taper error
- Total run-out: the difference in the radial distances from the datum axis between the furthest and nearest point
- Coaxiality (Coax): the displacement between the reference cylinder axis and the datum axis.
- Cone angle: reflects the taper angle in the component

In Figure 2 some resulting diagrams are presented from the cylindricity measurements. The values for the 10 different setups are shown in Table 2.

Table 2 – The measured cylindricity parameters

Insert	No.	CYLp [μm]	CYLv [μm]	CYLt [μm]	CYLtt [μm]	Total Run-Out [μm]	Coax [μm]	Cone angle [°]
A	1	14.12	5.91	20.03	12.05	20.03	5.34	0.01
B	1	19.36	17.97	37.33	18.93	37.33	15.92	0.0263
	2	14.71	9.90	24.62	15.49	24.62	10.01	0.0213
	3	84.66	37.26	121.91	19.99	121.91	69.04	0.0183
	4	49.81	10.77	60.58	12.82	60.58	21.88	0.0116
	5	58.92	43.73	102.65	17.36	102.65	67.47	0.0324
	6	17.18	10.41	27.59	19.60	27.59	11.48	0.0301
	7	10.41	6.14	16.55	19.10	16.55	3.33	0.0277

	8	44.93	16.17	61.10	27.33	61.10	27.45	0.0816
	9	23.53	11.87	35.40	29.28	35.40	15.15	0.0638

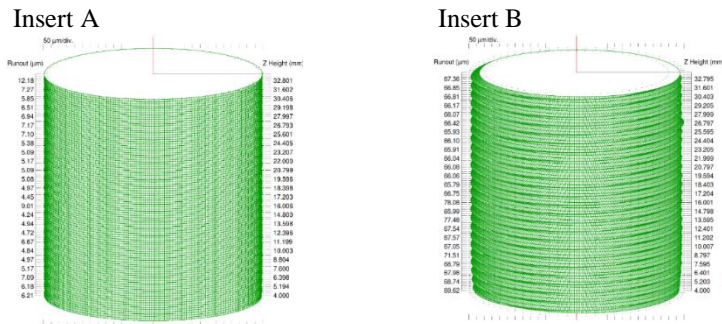


Figure 2 – Cylindricity of the bores for the rhombic (A) and octagon (B) inserts

Measurements are made at the two ends and at the middle plane of the analysed range and these values are averaged for the determination of the roundness parameters. The following parameters are evaluated [11]:

- RONp: maximum material departure from the fitted reference
- RONv: maximum departure from the reference circle into the material
- RONt: the separation of two circles concentric with the centre of the reference circle that just enclose the data
- DFTC: Departure From True Circularity, the max. radial departure in the profile
- Slope (Max/Mean): absolute value of $dr/d\varphi$ (r: radial departure; φ : angle variable) at each profile points (max. and mean values are analysed)

Examples of the characteristic measurement diagrams are presented in Figure 3, while the measurement results are shown in Table 3.

Table 3 – The measured roundness values

Insert	No.	RONp [μm]	RONv [μm]	RONt [μm]	DFTC [μm]	Max Slope [$\mu\text{m}/^\circ$]	Mean Slope [$\mu\text{m}/^\circ$]
A	1	4.24	3.01	7.25	5.10	1.20	0.27
B	1	6.01	6.83	12.84	7.41	4.19	0.98
	2	4.12	3.33	7.45	4.30	0.97	0.23
	3	30.14	11.66	41.80	30.58	9.35	2.02
	4	8.05	6.19	14.24	7.90	1.60	0.28
	5	9.26	9.24	18.50	9.04	1.90	0.60

6	5.45	4.92	10.38	4.28	1.05	0.37
7	2.78	1.71	4.49	2.60	0.47	0.16
8	9.62	11.50	21.12	11.03	5.41	1.10
9	4.86	6.22	11.09	3.48	0.55	0.31

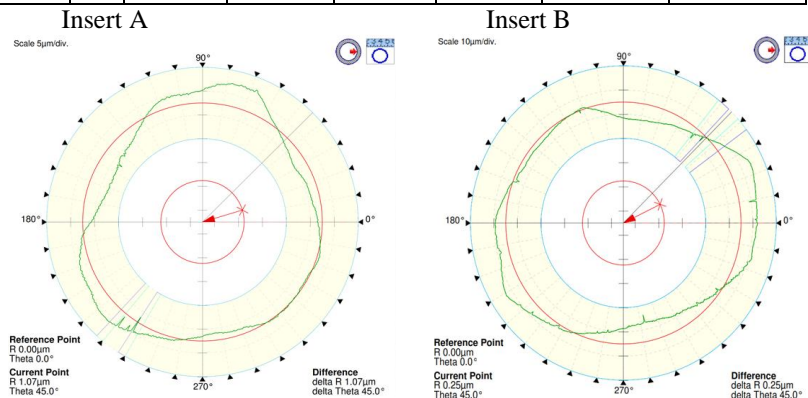


Figure 3 – Roundness of the bores for the rhombic (A) and octagon (B) inserts

3.2. Alteration of the cutting forces

The cutting force analysis was carried out by Finite Element Method simulations with ThirdWave AdvantEdge 7.5 software. Resulting values of the following parameters are evaluated, summarized and shown in Table 4: main cutting force (F_c), passive force (F_p), feed directional force (F_f), required power (P_c), cutting torque (M) and cutting temperature (T).

Table 4 – FEM results for Insert A and B

Insert	No	v_c [m/min]	f [mm]	F_x [N]	F_y [N]	F_z [N]	P_c [W]	M [Nm]	T [C°]
A	1	150	0.24	-265.2	-89.1	38.3	649.3	11.4	784.9
B	1	150	0.8	-1073.3	-290.4	967.4	2615.4	46.0	862.6
	2	100	0.4	-673.3	-238.3	589.0	1075.5	28.4	836.4
	3	100	1.2	-1509.6	-394.0	1324.2	2433.6	64.2	826.9
	4	200	0.4	-629.7	-199.2	554.0	2016.4	26.6	816.7
	5	200	1.2	-1525.2	-369.3	1355.8	4939.6	65.2	960.9
	6	100	0.8	-1058.1	-313.6	948.1	1745.8	46.1	770.6

	7	150	0.4	-618.6	-208.0	560.3	1524.7	26.8	759.2
	8	150	1.2	-1488.8	-383.1	1337.2	3691.8	65.0	876.6
	9	200	0.8	-1057.5	-288.7	952.4	3490.2	46.1	878.2

4. DISCUSSION

Compared to the conventional Insert A (Figure 4), the machining time for the new cutting tool decreased almost always (except for one value) with the chosen parameter pairs of the adjusted process parameters (where we increased the feed by 1.6-5 times and the cutting speed is varied in the range of 100-200 m/min). Therefore, from the point of view of productivity, the resulting values are more favourable than the current values in 8 of the 9 cases based on the time spent on machining. The rate of decline is more than 80% compared to the current machining time at the highest feed and cutting speed.

The following conclusions can be drawn after the analysis of the cylindricity and roundness errors. Practically, unfavourable values are measured in every case on the surfaces machined by the octagon insert. This phenomenon can be explained by the simulated cutting force values. In Table 4 the cutting forces are much higher for Insert B compared to the simulated force values for the rhombic Insert A. The increase of the cutting force components does not cause a problem up to a specified value, since we are analysing the rough machining. Until the allowance for the finish grinding is large enough to remove the accuracy errors from the previous procedure, then the prescribed accuracy parameters can be held. However, if the resultant accuracy error from the cutting force increase reaches a limit, the grinding allowance must be increased. In this case the machining time for grinding also increases, thus the calculated gain in time in Figure 4 decreases, or even turns into a loss.

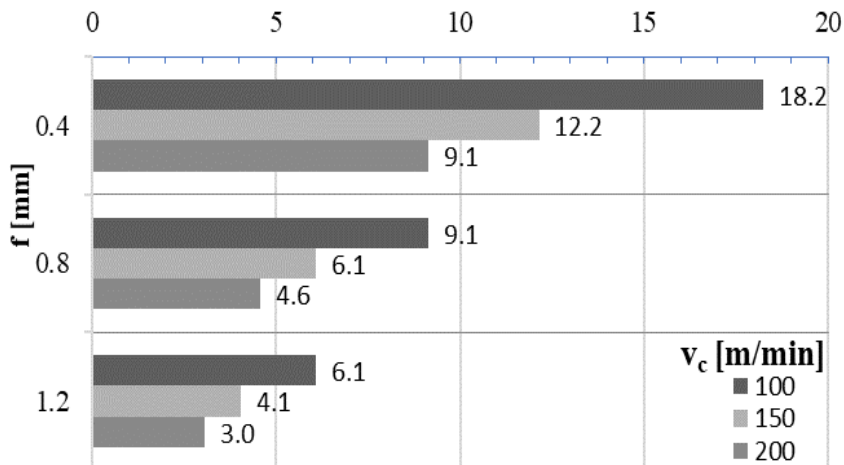


Figure 4a – The machining times for Insert B

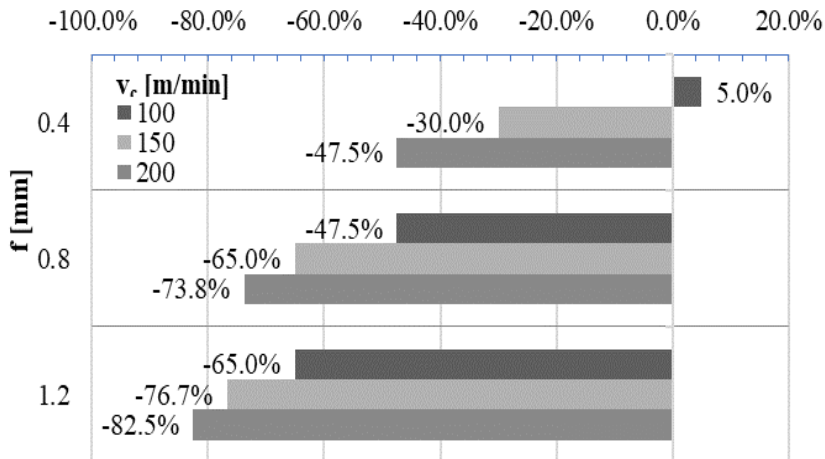


Figure 4b – The comparison of machining times of Insert B and Insert A

Our evaluation is shown in Figure 5. Overall, we determine, that Setup 2 (+) should be avoided, because it increases the machining time in all circumstances. The grinding allowance must be increased for Setups 3, 4, 5, 8

and 9 (X). The removal of this added material increases the finish time, therefore these setups are not advised. Setups 1, 6 and 7 (O) can be used to replace the standard turning insert, since the accuracy error is lower than the material to be removed in grinding (0.05 mm).

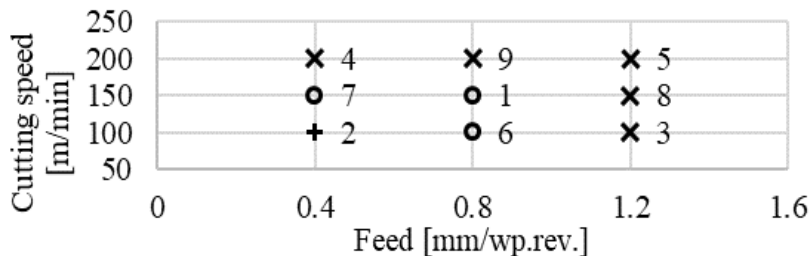


Figure 5 – Recommended parameter-pairs

5. SUMMARY

Accuracy analysis is carried out on surfaces machined by a novel cutting tool, which allows the adjustment of high feed rates. The effect of the cutting data was analyzed on the cylindricity and roundness of the machined surface. The basis of our comparative study was the achievable quality of parts machined with standard cutting tools and parameters in typical industrial environment. Due to the high chosen feed, cutting force alteration was also studied to analyse the rigidity of the mechanical system on the machine tool, which was carried out by Finite Element Method analysis. The chosen parameter pairs were assessed for their suitability to replace the conventional technology. Further analyses are necessary to evaluate the application field of the novel cutting insert and the fulfilment of the quality requirements.

ACKNOWLEDGEMENT

Project no. NKFI-125117 has been implemented with the support provided from the National Research, Development and Innovation Fund of Hungary, financed under the K_17 funding scheme.

The described study was carried out as part of the EFOP-3.6.1-16-00011 “Younger and Renewing University – Innovative Knowledge City – institutional development of the University of Miskolc aiming at intelligent specialisation”

project implemented in the framework of the Szechenyi 2020 program. The realization of this project is supported by the European Union, co-financed by the European Social Fund.

References: **1.** *Bartarya, G., Choudhury S.K.*: State of the art in hard turning, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2011; **2.** *Kandrac, L., Maňková, I., Vrabel, M.*: Cutting edge preparation in machining processes. Scientific Letters of Rzeszow University of Technology - Mechanics. 30. 149-159, 2013; **3.** *Kundrák, J.*: Alternative machining procedures of hardened steels, Manufacturing technology 11, 32-39; **4.** *Kundrák, J., Karpuschewski, B., Gyani, K., Bana, V.*: Accuracy of hard turning, Journal of Materials Processing Technology, 2008; **5.** *Byrne, G., Dornfeld, D., Denkena B.*: Advancing Cutting Technology. CIRP Annals 52(2), pp. 483-507, 2003; **6.** *Kundrák, J.*: The scientific principles of increasing the effectiveness of inner surfaces cutting with CBN tools. Harkov, p. 368, 1996; **7.** *Kundrák, J., Mamalis, A.G., Markopoulos, A.*: Finishing of hardened boreholes: Grinding or hard cutting? Materials and Manufacturing Processes 19(6) pp. 979-993., 2004; **8.** *Mamalis A.G., Kundrak J., Gyani K.*: On the dry machining of steel surfaces using superhard tools. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 19: (3) pp. 157-162., 2002; **9.** *Zebala, W.*: The influence of tool stiffness on the dimensional accuracy in titanium alloy milling. Key Engineering Materials Vol 686, pp 108-113, 2016; **10.** SUMITOMO ELECTRIC HARTMETALL GMBH: High Feed Turning. <https://www.sumitomotool.com/products/details/high-feed-turning/>, 2019; **11.** *Taylor Hobson*: Exploring Roundness. Taylor Hobson Ltd, p.105, 2011.

Янош Кундрак, Іштван Штанковіч,
Мартіна Гевай, Мішкольц, Угорщина

ПОРІВНЯЛЬНИЙ АНАЛІЗ РІЖУЧИХ ПЛАСТИН СВН З РІЗНИМИ ГЕОМЕТРИЯМИ РІЗАЛЬНОЇ КРАЙКИ

Анотація. У даній роботі узагальнені результати експериментальних розробок нових ріжучих пластин зі спеціальною геометрією і позиціонуванням для обробки загартованих поверхонь. Конструкція державки інструменту і ріжучої пластини дозволяє збільшити значення застосовуваної подачі при чистовому точінні. Експерименти проводяться при збільшеній подачі в процесі токарної обробки, і результати порівнюються з звичайною в даний час технологією токарної обробки. Незважаючи на те, що шліфування, як відомо, забезпечує хорошу якість поверхні, набагато більш висока швидкість видалення матеріалу може бути досягнута при жорсткому точінні, в той час як правильно обрана за формою ріжуча пластинка може виробляти таку ж або кращу шорсткість поверхні. Ще однією перевагою є те, що численні операції можуть бути виконані шляхом тонкого точіння одним ріжучим інструментом і з однієї установки. У даному дослідженні були застосовані дві ріжучі пластинки СВН під час чорнової обробки. Стандартний інструмент, який використовується до сих пір (ромбічна форма з кутом при вершині 80°), і новий ріжучий інструмент, восьмигранної форми, в якому кути заокруглені, тому сторони восьмикутника ніби складаються з круглих секцій. Після проведення експериментів по різанню із заданими параметрами процесу були виміряні параметри точності (циліндричність та округлість). Моделювання для аналізу сил різання проводилося з тими ж значеннями. У порівнянні зі

звичайною вставкою час обробки новим ріжучим інструментом зменшувався майже завжди (за винятком одного значення) з вибраними парами скоригованих параметрів процесу (де збільшили подачу в 1,6-5 разів і швидкість різання варіювалася в діапазоні 100-200 м/хв). Отже, з точки зору продуктивності, отримані значення є більш сприятливими, ніж поточні значення в 8 з 9 випадків.

Ключові слова: обробка загартованих поверхонь; ріжучі пластини; точіння; шорсткість; сили різання; моделювання.

В. Лавриненко, Г. Ильницкая, И. Зайцева., В. Смоквина,
А. Максименко, В. Скрыбин, Киев, Украина

УЛУЧШЕНИЕ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК СИНТЕТИЧЕСКИХ АЛМАЗОВ, СИНТЕЗИРОВАННЫХ В РАЗНЫХ РОСТОВЫХ СИСТЕМАХ, ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ АЛМАЗНОГО КАМНЕОБРАБАТЫВАЮЩЕГО И ПРАВЯЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Аннотация. На эффективность работы алмазного камнеобрабатывающего и прецизионного правящего инструмента очень большое влияние оказывают физико-механические свойства шлифпорошков синтетического алмаза, применяемых при оснастке правящих роликов. Свойства шлифпорошков алмаза, в свою очередь, обуславливаются технологиями синтеза, обогащения, обработки, классификации по размерам и форме, сортировки, что способствует получению порошков с заданными свойствами. В результате совершенствования процесса синтеза рядом ведущих зарубежных фирм получены синтетические алмазы с очень высокой прочностью, из которых могут быть изготовлены высокопрочные порошки алмаза марок АС200–АС400. Исследования проводили на алмазах зернистости 400/315 разных марок, синтезированных в системах: Ni-Mn-C, Fe-Ni-C, Fe-Co-C. В результате выполненных исследований показано, что физико-механические характеристики алмазных шлифпорошков (прочность и термостойкость), синтезированных в разных ростовых системах Ni-Mn-C, Fe-Co-C и Fe-Ni-C, с большим содержанием внутрикристаллических примесей и включений (более 2 раз) по сравнению с алмазами с меньшим содержанием - снижаются от 3 до 5 раз. Для повышения эффективности разделения шлифпорошков синтетического алмаза, синтезированных с применением ферросплавов, разработан способ разделения алмазов по дефектности их поверхности, путем избирательного нанесения электропроводных тонкодисперсных частиц и за счет сил адгезии закрепления их на поверхности зерен порошка (для усиления естественных электрических свойств), что позволяет разделять зерна алмаза в электрическом поле на 5–7 фракций, различающиеся между собой по прочностным характеристикам, и улучшить селективность их разделения по прочностным характеристикам. Использование в инструменте алмазных шлифпорошков с высокой однородностью по прочности позволит повысить эффективность алмазного камнеобрабатывающего и правящего инструмента.

Ключевые слова: синтетические алмазные шлифпорошки; камнеобрабатывающий и правящий инструмент; физико-механические характеристики; однородность по прочности; содержание внутрикристаллических примесей.

В промышленности все большее распространение приобретает интенсивно развивающееся прецизионное глубинное врезное шлифование, обеспечивающее высокопроизводительную и качественную обработку деталей сложной формы, в том числе из труднообрабатываемых материалов. В камнеобработке большое значение имеет применение алмазного камнеобрабатывающего инструмента.

На эффективность работы алмазного инструмента очень большое влияние оказывают физико-механические свойства шлифпорошков синтетического алмаза. На современном этапе развитие прогрессивных технологий обработки деталей машин с использованием современного алмазного инструмента требует применения в них порошков алмаза высокого качества с высокой однородностью по показателям прочностных характеристик и геометрических размеров зерен [1]. Свойства шлифпорошков алмаза, в свою очередь, обуславливаются технологиями синтеза, обогащения, обработки, классификации по размерам и форме, сортировки, что способствует получению порошков с заданными свойствами. Размеры кристаллов алмаза, количество в них примесей и включений, прочностные характеристики во многом зависят от скорости роста кристаллов. В рабочем пространстве аппаратов высокого давления невозможно обеспечить одинаковые условия для увеличения размеров всех кристаллов из-за неоднородности температуры и давления, что приводит к образованию кристаллов с разными физико-механическими свойствами.

Для изготовления камнеобрабатывающих и правящих инструментов используются обычно порошки природных алмазов повышенной прочности и зернистости. Это обусловлено необходимостью обеспечения правящему инструменту максимально возможной стойкости. В результате совершенствования процесса синтеза рядом ведущих зарубежных фирм получены синтетические алмазы с очень высокой прочностью, из которых могут быть изготовлены высокопрочные порошки алмаза марок до АС300.

Поэтому целью данной работы было исследование физико-механических свойств высокопрочных (АС50–АС300) шлифпорошков синтетических алмазов применяемых для оснастки камнеобрабатывающего и правящего инструмента.

Исследования проводились на алмазах зернистости 400/315 различных марок, синтезированных в системах Ni-Mn-C, Fe-Ni-C, Fe-Co-C. Алмазные шлифпорошки оценивали по зерновому составу, прочности (P), коэффициенту формы (K_f), дефектности поверхности алмазов (K_a); для измерения электрофизических характеристик: удельного электросопротивления (ρ), удельной магнитной восприимчивости (χ) использовались методики, разработанные в ИСМ им. В.М. Бакуля.

Элементный состав примесей и включений в шлифпорошках алмаза определяли путем рентгенофлуоресцентного интегрального анализа с использованием растрового электронного микроскопа BS-340 и энергодисперсного анализатора рентгеновских спектров Link-860, а элементный состав примесей – с помощью усовершенствованной

программы количественного анализа ZAF-4FLS, разработанной фирмой «Link», Великобритания.

Термостойкость шлифпорошков алмаза оценивали по коэффициенту термостабильности (K_{TC}), равный отношению статической прочности алмазного порошка после термообработки (P_T) к показателю прочности при статическом сжатии зерен шлифпорошка к термообработки (P_I). Коэффициент термостабильности является характеристикой алмазных порошков, синтезированных в разных ростовых системах, позволяющий оценивать способность порошка сохранять прочность после нагрева.

Коэффициент однородности по прочности ($K_{одн.пр.}$) определенной зернистости и марки определяли по суммарному содержанию зерен, разрушающая нагрузка которых находится в интервалах прочности для номинальной марки в соответствии с ДСТУ 3292.

Коэффициент однородности по линейным размерам ($K_{одн.л.p.}$) определенной зернистости оценивали по суммарному содержанию зерен со средним линейным размером в пробе [2].

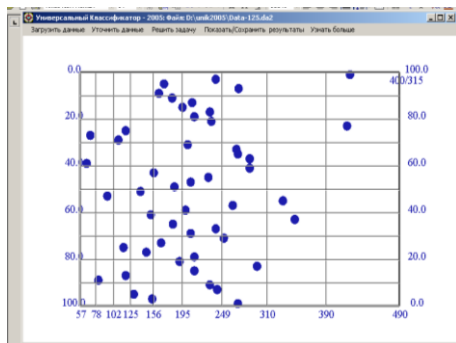
За линейный размер зерна алмаза ρ принимается полусумма длины (l) и ширины (b) проекции зерна: $\rho = (l + b) / 2$.

Для оценки параметров процесса разделения алмазов в магнитных и электрических полях использовали известные методы обогащения.

Для обработки результатов исследований применены современные методы математической статистики.

В связи с необходимостью проведения исследований разработаны новые методики для аналитической оценки однородности по прочности и размерам шлифпорошков алмаза.

Аналитическая оценка выполняется с использованием протоколов испытаний на P и измерений l и b проекции зерен алмаза. По этим данным определяется полная функция распределения по физическим свойствам качества ξ_i (P и ρ). Полученные данные являются массивом зерен с ξ_i , которые изменяются от ξ_{min} до ξ_{max} . Затем весь массив полученных показателей характеристик качества разбивают на ряд интервалов ($\xi_i - \xi_{i+1}$), соответствующих марке порошка по нормативным документам; определяется содержание зерен (γ_i), относящихся по ξ до указанных интервалов; рассчитывается кумулятивное содержание зерен в порошке сверху вниз ($\sum \gamma_i \downarrow$) и снизу вверх ($\sum \gamma_i \uparrow$) и кумулятивные свойства ξ зерен в порошке по растущему значению ($\bar{\xi}_i \downarrow$) и нисходящей ($\bar{\xi}_i \uparrow$).



а

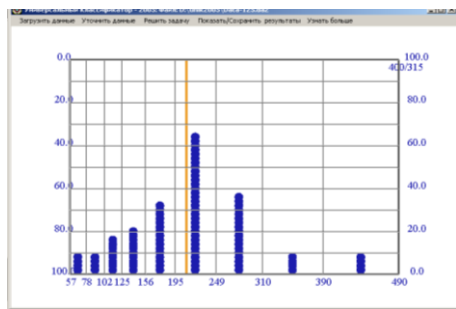
Универсальный Классификатор - 2005: Просмотр результатов

Марка	Прочн min	Прочн max	Колво, %	Средн верх	Прочн верх
AC32	57.00	78.00	4.00	100.00	210.46
AC50	78.00	102.00	4.00	36.00	216.42
AC65	102.00	125.00	8.00	84.00	221.91
AC80	125.00	156.00	10.00	84.00	232.24
AC100	156.00	195.00	16.00	74.00	244.64
AC125	195.00	249.00	24.00	63.00	253.74
AC160	249.00	310.00	18.00	26.00	315.04
AC200	310.00	390.00	4.00	8.00	395.00
AC250	390.00	490.00	4.00	4.00	440.00

Классификация: AC125 Среднее значение: 210.46 Однородность: 32.00

Выйти

б



в

Рисунок 1 – Электронные таблицы анализа порошка алмаза по прочности марки AC125 зернистости 400/315: **а** – содержание зерен алмаза с разной прочностью в пробе порошка, **б** – состав порошка алмаза по прочности, **в** – графическое представление распределения зерен порошка по прочности

На основани вибраних принципів розроблена комп'ютерна програма розраху показателів міцності (P) і розміра (ρ). Програма дозволяє отримати інформацію про середню P і ρ , про складі і однорідності порошку по P і ρ , а також дозволяє прогнозувати кількісні результати розділення зерен порошків алмаза. Використовувані в програмі алгоритми забезпечують аналіз можливості розділення порошку на фракції по P і ρ .

Аналіз шліфпорошку алмаза марки АС125 зернистості 400/315 по (P) (рис. 1) показує, що порошок містить зерна алмаза, які розподіляються по маркам від АС32 до АС250, середньважесна міцність цього порошку $P_{cp}=210,46$ Н, однорідність по міцності становить 32 %.

При проведенні досліджень фізико-механічних характеристик шліфпорошків алмаза, синтезованих в присутстві різних сплавів-растворителів, було проведено вивчення фізико-механічних характеристик шліфпорошків алмаза зернистості 400/315 різних марок, синтезованих в системах Ni-Mn-C, Fe-Co-C і Fe-Ni-C, які мають різні міцнісні характеристики і різний вміст включень.

Таблиця 1 – Свойства алмазних шліфпорошків зернистості 400/315 різних марок, синтезованих в системі Ni-Mn-C

Наименование характеристики	Марки по ДСТУ 3292				
	АС125	АС100	АС80	АС65	АС50
Удельная магнитная восприимчивость, χ , $\times 10^{-8}$, м ³ /кг	1,8	3,48	8,0	10,5	15,2
Міцність при кімнатній температурі, P , Н	218,5	161,0	130,0	110,0	79,5
Міцність після термічної обробки, $P_{то}$, Н	192,3	132,0	92,3	71,5	35,0
Коефіцієнт термостабільності, $K_{тс}$, %	88	82	71	65	44
Категорія термостабільності	ВТ	ВТ	СТ	СТ	НТ
Коефіцієнт однорідності по міцності, Кодн. пр., %	69	61	65	58	54
Коефіцієнт дефектності поверхні, K_a , %	0,13	0,19	0,44	0,62	1,23
Вміст включень, β , атом. %	1,108	–	2,109	–	3,017

В шлифпорошках алмаза разных систем определяли прочностные характеристики: показатель прочности при статическом сжатии (P) до и после термической обработки при 1100°C , коэффициент термостабильности (K_{TC}), коэффициент однородности по прочности ($K_{одн.пр.}$), а также измеряли их удельную магнитную восприимчивость (χ), элементный состав и общее содержание внутрикристаллических примесей и включений (β).

Характеристики алмазных шлифпорошков марок AC125–AC50, синтезированных в системе Ni–Mn–C, представлены в таблице 1.

Из таблицы 1 следует, что прочность шлифпорошков алмаза марок AC125–AC50 устойчиво снижаются от содержания в них включений. При увеличении содержания включений с 1,108 до 3,017 атом. % прочность при комнатной температуре снижается от 218,5 до 79,5 Н, а после термической обработки – от 192,3 до 35,0 Н. Эта же тенденция сохраняется и для коэффициента термостабильности алмазов (K_{TC}) снижается от 88 до 44 %. По K_{TC} установлена категория термостабильности для алмазов марок: AC125 и AC100 высокая (BT), AC80 и AC65 – средняя (CT) и для AC50 – низкая (HT). Коэффициент однородности шлифпорошков синтетических алмазов изменяется от 69 до 54 %. Удельная магнитная восприимчивость алмазов с ростом содержания включений увеличивается с $1,8 \times 10^{-8}$, м³/кг до $15,2 \times 10^{-8}$, м³/кг. Дефектность поверхности шлифпорошков разных марок по коэффициенту поверхностной активности изменяется от 0,13 до 1,23 %.

Характеристики алмазных шлифпорошков марок AC160–AC50, синтезированных в системе Fe–Co–C, представлены в таблице 2.

Из таблицы 2 следует, что прочность алмазных шлифпорошков марок AC160–AC50 снижается от содержания в них включений. При увеличении содержания включений с 0,481 до 2,012 атом. % прочность при комнатной температуре снижается от 258,5 до 86,9 Н, а после термической обработки – от 235,2 до 44,3,9 Н. Коэффициент термостабильности алмазов (K_{TC}) снижается от 91 до 51 %. По K_{TC} установлена категория термостабильности для алмазов марок: AC125 и AC100 высокая (BT), AC80 и AC65 – средняя (CT) и для AC50 – низкая (HT). Коэффициент однородности шлифпорошков синтетических алмазов изменяется от 79 до 36 %. Удельная магнитная восприимчивость алмазов с ростом содержания включений увеличивается с $22,3 \times 10^{-8}$ до $249,6 \times 10^{-8}$ м³/кг. Дефектность поверхности шлифпорошков разных марок по коэффициенту поверхностной активности изменяется от 0,15 до 2,41 %.

Таблица 2 – Свойства алмазных шлифпорошков зернистости 400/315 разных марок, синтезированных в системе Fe-Co-C

Наименование характеристики	Марки по ДСТУ 3292					
	AC160	AC125	AC100	AC80	AC65	AC50
Удельная магнитная восприимчивость, $\chi \times 10^{-8}$, м ³ /кг	22,3	39,5	92,4	129,6	175,1	249,6
Прочность при комнатной температуре, P , Н	258,5	230,0	154,0	140,9	126,9	86,9
Прочность после термической обработки, $P_{ТО}$, Н	235,2	186,3	112,4	85,9	64,7	44,3
Коэффициент термостабильности, $K_{ТС}$, %	91	81	73	61	54	51
Категория термостабильности	BT	BT	CT	CT	CT	HT
Коэффициент однородности по прочности, $K_{одн. пр.}$, %	79	70	64	42	38	36
Коэффициент дефектности поверхности, K_a , %	0,15	0,24	0,98	1,41	1,75	2,41
Содержание включений, β , атом. %	0,481	–	0,637	0,912	1,745	2,012

Характеристики алмазных шлифпорошков марок AC250, AC200 и AC160, синтезированных в системе Fe-Ni-C, представлены в таблице 3.

Таблица 3 – Свойства алмазных шлифпорошков зернистости 400/315 разных марок, синтезированных в системе Fe-Ni-C

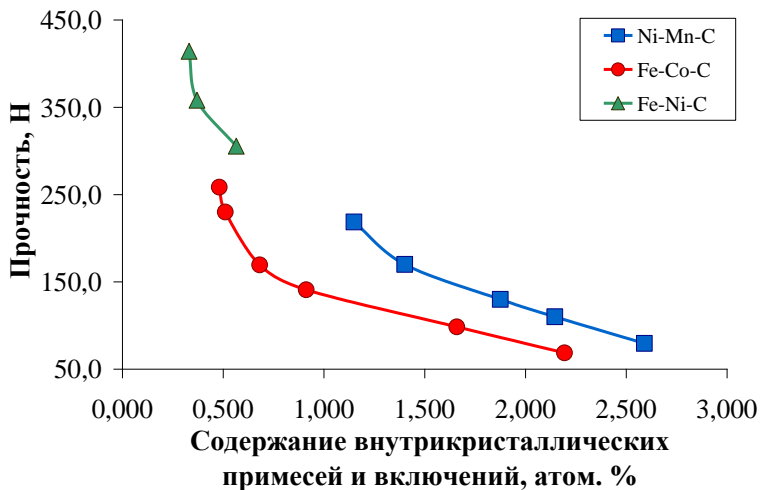
Наименование характеристики	Марки по ДСТУ 3292 и ТУ У 28.4-05417344-2003		
	AC250	AC200	AC160
Удельная магнитная восприимчивость, $\chi \times 10^{-8}$, м ³ /кг	3,2	10,2	24,7
Прочность при комнатной температуре, P , Н	414,2	358,0	305,5
Прочность после термической обработки, $P_{ТО}$, Н	393,5	304,3	220,0
Коэффициент термостабильности, $K_{ТС}$, %	0,95	0,85	0,72
Категория термостабильности	BT	BT	CT
Коэффициент однородности по прочности, $K_{одн. пр.}$, %	76	64	48
Коэффициент дефектности поверхности, K_a , %	0,05	0,12	0,23
Содержание включений, β , атом. %	0,331	0,439	0,617

Из таблицы 3 следует, что прочность алмазных шлифпорошков марок AC250–AC160 снижается от содержания в них включений. При увеличении содержания включений с 0,331 до 0,617 атом. % прочность при комнатной температуре снижается от 414,2 до 305,5 Н, а после термической обработки – от 393,5 до 220,0 Н. Коэффициент термостабильности алмазов (K_{TC}) снижается от 95 до 72 %. По K_{TC} установлена категория термостабильности для алмазов марок: AC250 и AC200 высокая (BT), AC160 – средняя (CT). Коэффициент однородности шлифпорошков синтетических алмазов изменяется от 76 до 48 %. Удельная магнитная восприимчивость алмазов с ростом содержания включений увеличивается с $3,2 \times 10^{-8}$ до $24,7 \times 10^{-8}$ м³/кг. Дефектность поверхности шлифпорошков разных марок по коэффициенту поверхностной активности изменяется от 0,05 до 0,23 %.

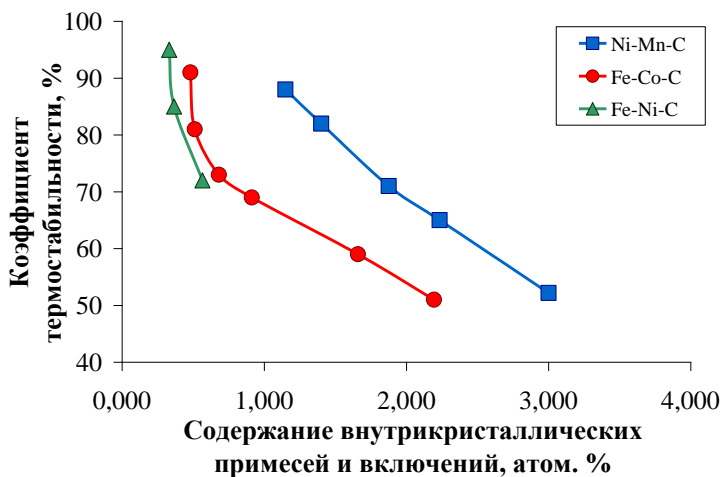
Изменение прочности шлифпорошков синтетического алмаза зернистости 400/315 при комнатной температуре, синтезированных в разных ростовых системах, от содержания в них внутрикристаллических примесей и включений графически показано на рис. 2.

Как видно из рис. 2 характеристики прочности алмазов, синтезированных в системах Ni-Mn-C, Fe-Co-C и Fe-Ni-C как исходных, так и после высокотемпературных обработок, с увеличением в них внутрикристаллических примесей и включений, особенно металлических (более 2 раз) снижается от 3 до 5 раз. Высокопрочностные термостойкие шлифпорошки синтетического алмаза, синтезированные в системе Fe-Ni-C, содержат меньшее количество внутрикристаллических примесей и включений, и имеют высокую прочность и термостойкость.

Анализ данных таблиц 1–3 показал, что шлифпорошки синтетического алмаза разных марок, синтезированные в разных ростовых системах Ni-Mn-C, Fe-Co-C и Fe-Ni-C, отличаются между собой по магнитным свойствам. Шлифпорошки, выращенные в системе Fe-Co-C с применением в качестве растворителя углерода ферросплава в виде Fe-Co, обладают более высокими магнитными характеристиками (удельной магнитной восприимчивостью $\chi \times 10^{-8}$, м³/кг). Для изучения изменения магнитных свойств шлифпорошков синтетического алмаза, синтезированных в системах Ni-Mn-C, Fe-Co-C и Fe-Ni-C, в порошках определяли элементный состав и общее содержание внутрикристаллических примесей и включений (таблица 4).



a



б

Рисунок 2 – Изменение характеристик прочности (*a* – *P* и *б* – *КТС*) шлифпорошков синтетического алмаза зернистости 400/315, синтезированных в системах Ni-Mn-C, Fe-Co-C и Fe-Ni-C, от содержания в них внутрикристаллических примесей и включений

Таблица 4 – Элементный состав внутрикристаллических примесей и включений в шлифпорошках алмаза зернистости 400/315 разных ростовых систем: Ni-Mn-C, Fe-Co-C и Fe-Ni-C

Марка	Элементный состав, масс %										Общее содержание включений, масс. %
	Si	Ca	Ti	Cr	Fe	Co	Ni	Mn	Cu	Zn	
Ni-Mn-C											
AC125	0,040	0,003	0,003	0,014	0	0,006	0,541	0,471	0,021	0,009	1,108
AC80	0,046	0,005	0,006	0,018	0,017	0,011	1,136	0,865	0,024	0,010	2,138
AC50	0,051	0,007	0,009	0,0020	0,037	0,017	1,390	1,00	0,031	0,014	3,017
Fe-Co-C											
AC160	–	0,002	–	0,012	0,254	0,195	0,011	–	0,005	0,002	0,481
AC100	–	0,005	0,006	0,054	0,297	0,239	0,028	–	0,006	0,002	0,637
AC80	0,010	0,013	0,016	0,084	0,398	0,341	0,039	–	0,008	0,003	0,912
AC65	0,011	0,015	0,029	0,123	0,683	0,785	0,084	–	0,010	0,005	1,745
AC50	0,011	0,019	0,035	0,311	0,736	0,825	0,107	–	0,011	0,007	2,062
Fe-Ni-C											
AC250	–	0,015	–	–	0,161	0,016	0,114	0,003	0,022	–	0,331
AC200	–	0,026	–	–	0,212	0,031	0,124	0,007	0,039	–	0,439
AC160	–	0,040	0,016	0,060	0,222	0,058	0,139	0,010	0,058	–	0,617

Как следует из таблицы 4, шлифпорошки синтетического алмаза зернистости 400/315 разных марок отличаются между собой по элементному составу и по общему содержанию внутрикристаллических примесей и включений. В процессе изучения шлифпорошков синтетического алмаза зернистости 400/315 разных марок, синтезированных в разных ростовых системах, определяли магнитную восприимчивость каждого исследуемого порошка, а с помощью рентгенофлуоресцентного анализа элементный состав включений и примесей. Сумма всех обнаруженных элементов соответствует общему содержанию включений, а сумма элементов сплава-растворителя дает возможность оценить их содержание в порошке алмаза.

По разработанной ранее методике [3] произведен расчет магнитной восприимчивости примесей и включений ($\chi_{вкл.}$) в исследуемых шлифпорошках зернистости 400/315, синтезированных в разных ростовых системах Ni-Mn-C, Fe-Co-C и Fe-Ni-C с учетом существующих зависимостей:

$$\beta_A + \beta_{вкл} = 100\%$$

$$\chi_{исх} \cdot 100 = \chi_A \cdot \beta_A + \chi_{вкл} \cdot \beta_{вкл}, \text{ т.е.}$$

$$\chi_{исх} \cdot 100 = \chi_A \cdot \beta_A + \chi_{вкл} (100 - \beta_A)$$

$$\chi_{вкл} = \frac{\chi_{исх} \cdot 100 - \chi_A \cdot \beta_A}{100 - \beta_A},$$

где β_A и $\beta_{вкл.}$ – содержание в синтетическом алмазе беспримесного алмаза (β_A) и включений в нем ($\beta_{вкл.}$);

$\chi_{исх.}$, χ_A , $\chi_{вкл.}$ – магнитная восприимчивость синтетического алмаза ($\chi_{исх.}$), беспримесного алмаза ($\chi_A = -0,62 \times 10^{-8}$, м³/кг) и включений.

Таблица 5 – Физико-механические характеристики алмазов, синтезированные в разных ростовых системах

Марка	Удельная магнитная восприимчивость, $\chi, \times 10^{-8}$, м ³ /кг		Прочность P , Н	Содержание примесей и включений		
	$\chi_{исх}$	$\chi_{вкл.}$		сплава-растворителя		общее, масс. %
				масс. %	%	
Ni-Mn-C						
AC125	1,8	238,5	218,5	1,012	91,3	1,108
AC80	8,0	430,2	130,0	2,001	93,6	2,138
AC50	15,2	661,3	79,5	2,390	79,2	3,017
Fe-Co-C						
AC160	22,3	5104	258,5	0,449	93,3	0,481
AC100	92,4	17354	154,0	0,536	84,1	0,637
AC80	129,6	17620	140,9	0,739	81,0	0,912
AC65	175,1	11869	126,9	1,468	84,1	1,745
AC50	249,6	16029	86,9	1,561	75,7	2,062
Fe-Ni-C						
AC250	3,2	1388	414,2	0,275	83,0	0,331
AC200	10,2	3220	358,0	0,336	76,5	0,439
AC160	24,7	7913	305,5	0,361	58,5	0,617

Выполненные измерения $\chi_{исх}$ и определения элементного состава примесей и включений ($\beta_{вкл.}$) позволяют рассчитать магнитную восприимчивость включений ($\chi_{вкл.}$). Из анализа элементного состава примесей и включений в алмазе было рассчитано содержание элементов сплава-растворителя. Суммы элементов Ni и Mn для шлифпорошков алмаза, синтезированных в системе Ni-Mn-C, Fe и Co в системе Fe-Co-C, Fe и Ni в системе Fe-Ni-C. Все полученные данные приведены в таблице 5.

Из таблиц 4 и 5 видно, что алмазы, синтезированные в системах Ni-Mn-C, Fe-Co-C и Fe-Ni-C, различаются между собой по содержанию внутрикристаллических примесей и включений, а также по магнитным и прочностным характеристикам. При этом элементы сплава-растворителя преобладают и составляют от 93,6 до 58,5 % от общего количества имеющихся примесей и включений в порошках алмаза этих систем. Шлифпорошки алмаза, синтезированные в системах Fe-Co-C и Fe-Ni-C с применением ферросплавов для растворения углерода, за счет высоких

значений удельной магнитной восприимчивости внутрикристаллических примесей и включений $\chi_{вкл.}$, содержащихся в кристаллах алмазов, обладают высокими магнитными свойствами.

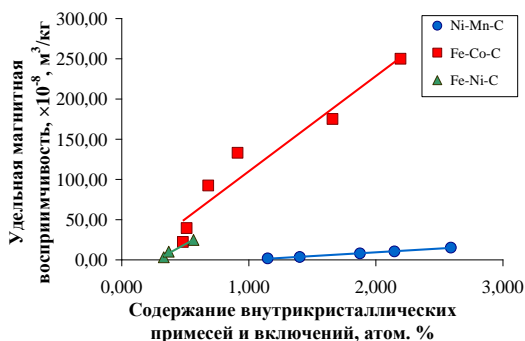


Рисунок 3 – Зависимость удельной магнитной восприимчивости шлифпорошков синтетического алмаза зернистости 400/315, синтезированных в системах Ni–Mn–C, Fe–Co–C и Fe–Ni–C от содержания в них внутрикристаллических примесей и включений

Кристаллы алмазов всех систем, содержащие меньшее количество внутрикристаллических примесей и включений, обладают большей прочностью. На рис. 3 графически показано изменение удельной магнитной восприимчивости шлифпорошков синтетического алмаза, синтезированных в системах Ni–Mn–C, Fe–Co–C и Fe–Ni–C от содержания в них внутрикристаллических примесей и включений.

В результате исследований физико-механических свойств алмазных шлифпорошков, синтезированных с применением ферросплавов, установлено что физико-механические характеристики алмазов (прочность и термостойкость), синтезированных в ростовых системах Fe–Co–C и Fe–Ni–C, как исходные так и после высокотемпературной обработки в инертной среде при температуре не более 1100°С, с увеличением в них внутрикристаллических примесей и включений, особенно металлических более 2 раз снижаются от 3 до 5 раз.

Для улучшения прочностных характеристик и повышения однородности по этим характеристикам необходимо проводить специальные сортировки шлифпорошков алмаза [4, 5].

Для повышения эффективности разделения шлифпорошков синтетического алмаза, синтезированных с применением ферросплавов, был усовершенствован способ адгезионно-магнитной сортировки

алмазних шлифпорошков. В предложенном способе предусмотрена обработка поверхности зерен шлифпорошков алмаза путем нанесения электропроводящих тонкодисперсных частиц и адгезионного закрепления их на поверхности зерен алмаза для создания приобретенных электрических свойств и условий проведения процесса разделения порошка в электрическом поле. Нанесение электропроводящих тонкодисперсных частиц размером не более 1000 нм на поверхность зерен алмаза осуществляется при концентрации этих частиц не менее 5% [6, 7].

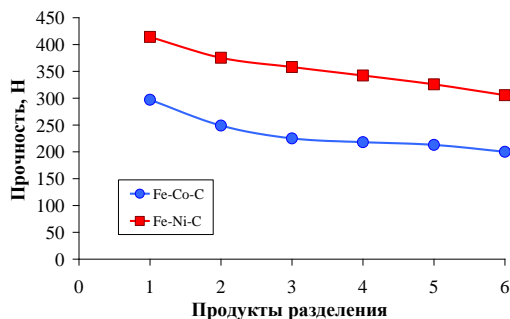


Рисунок 4 – Прочность (P) шлифпорошков алмаза зернистости 400/315, синтезированных в системах Fe-Co-C и Fe-Ni-C

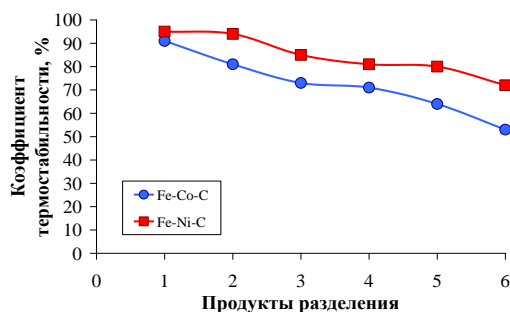
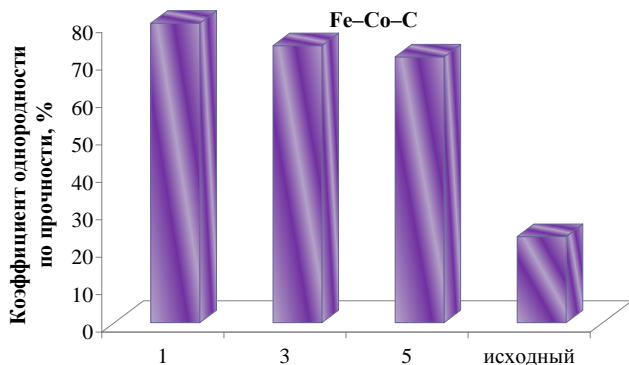


Рисунок 5 – Коэффициент термостабильности ($K_{ТС}$) алмазов зернистости 400/315, синтезированных в системах Fe-Co-C и Fe-Ni-C

В результате разделения по дефектности поверхности шлифпорошков алмаза зернистости 400/315, синтезированных в разных ростовых системах Fe-Co-C и Fe-Ni-C, получены порошки крайние фракций которых (1-й и 6-й) различаются между собой по прочности от 3,0 до 1,4 раза.

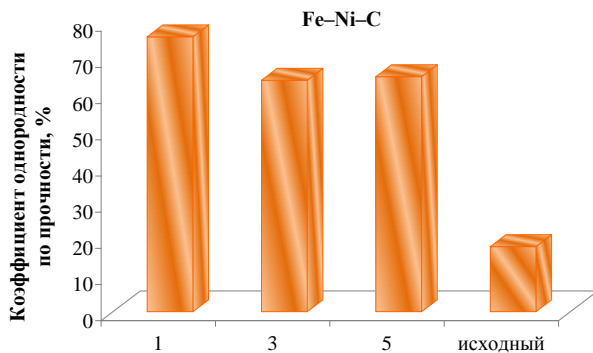
Полученные после сортировки порошки отличаются высокой термостойкостью и однородностью по прочности (рис. 4 и 5).

Терmostойкость шлифпорошков алмазов снижается от первой к шестой фракции сортировки по дефектности поверхности шлифпорошков алмазов, синтезированных в системах Fe-Co-C и Fe-Ni-C. При этом терmostойкость алмазов системы Fe-Ni-C выше.



Продукты разделения

a



Продукты разделения

b

Рисунок 6 – Однородность по прочности шлифпорошков синтетического алмаза зернистости 400/315, синтезированных в системах: *a* – Fe-Co-C и *b* – Fe-Ni-C

В результате разделения по дефектности поверхности шлифпорошков алмаза зернистости 400/315, синтезированных в разных ростовых системах Fe-Co-C и Fe-Ni-C получены порошки крайние фракции которых (1-я и 6-

я) различаются между собой по прочности от 1,4 до 3,0 раз, по термостойкости от 1,3 до 1,7 раза.

На рисунке 6 показана однородность по прочности шлифпорошков алмаза зернистости 400/315, синтезированных в системах Fe-Co-C и Fe-Ni-C.

Как следует из рис. 6 по коэффициенту однородности по прочности шлифпорошки алмазов отличаются по сравнению с исходными порошками системы: Fe-Ni-C – 4,2–3,0 раза, Fe-Co-C – 3,5–2,4 раза.

На рис. 7 (а, б, в и г) представлены гистограммы распределения зерен алмаза по прочности в разных фракциях сортировки, синтезированных в системе Fe-Ni-C: а – исходный; б - № 1; в - № 3; г - № 6.

На рис. 7а показана гистограмма распределения зерен алмаза по прочности исходного шлифпорошка марки АС200. Из рисунка видно, что зерна алмаза распределились по прочности, соответствующей маркам от АС300 до АС65.

После разделения зерна алмаза в продукте №1 распределились по маркам от АС125 до АС300 (рис. 7б), в продукте №3 от АС125 до АС250 (рис. 7в) и в продукте № 6 от АС65 до АС200 (рис. 7г).

Для повышения эффективности разделения шлифпорошков синтетического алмаза, синтезированных с применением ферросплавов, впервые разработан способ разделения алмазов по дефектности их поверхности, путем избирательного нанесения электропроводных тонкодисперсных частиц и за счет сил адгезии закрепления их на поверхности зерен порошка (для усиления естественных электрических свойств), что позволяет разделять зерна алмаза в электрическом поле на несколько фракций и улучшить селективность их разделения по прочностным характеристикам.

Таким образом, выполненные исследования показали возможность эффективной сортировки по дефектности поверхности зерен шлифпорошков алмаза, синтезированных с применением ферросплавов. Установлено, что физико-механические характеристики алмазных шлифпорошков (прочность и термостойкость), синтезированных в разных ростовых системах Ni-Mn-C, Fe-Co-C и Fe-Ni-C, как исходных, так и после высокотемпературной обработки, с увеличением в них внутрикристаллических примесей и включений, особенно металлических, более 2 раз, снижаются от 3 до 5 раз. Использование в инструменте таких направленно улучшенных алмазных шлифпорошков позволит повысить эффективность алмазного камнеобрабатывающего и правящего инструмента.

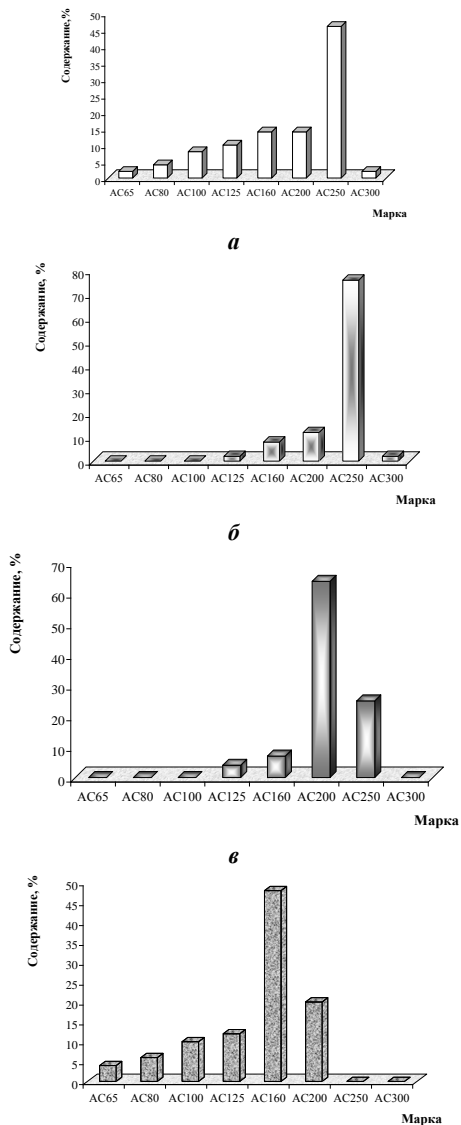


Рисунок 7 – Распределение зерен алмаза по прочности в разных фракциях сортировки зернистости 400/315, синтезированных в системе Fe-Ni-C: *а* – исходный; *б* - № 1; *в* - № 3; *г* - № 6.

Список использованных источников: 1. Лавріненко В.І., Новіков М.В. Надтверді абразивні матеріали в механообробці: енциклопедичний довідник. – К.: ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України, 2013. – 456 с. 2. Новіков Н.В., Невструев Г.Ф., Ільницька Г.Д. и др. Оценка качества порошков сверхтвердых материалов. Часть 1. Теоретические основы метода оценки характеристик качества // Сверхтвердые материалы. - 2006. - № 5. - С. 74-83. Часть 2. Практическое применение нового метода оценки характеристик качества // Сверхтвердые материалы. - 2006. - № 6. - С. 58-67. 3. Физические свойства алмаза. Справочник. – К.: Наукова думка, 1987. –С. 85-89. 4. Ільницька Г.Д. Влияние структуры кристаллов алмаза на физико-механические свойства алмазных порошков. Надтверді матеріали: створення та застосування. ІНМ НАН України, Київ. – 2007. - С. 189-196. 5. Ільницька Г.Д., Богатырева Г.П., Невструев Г.Ф. Получение высококачественных алмазных шлифпорошков // Сб. науч.тр. «Синтез, спекание и свойства сверхтвердых материалов», ИСМ НАН Украины. – К., 2005. – С. 63-71. 6. Novikov N.V., Shulzhenko A.A., Bogatyreva G.P., Sokolov A.N., Nevstruev G.F., Ilnitckay G.D. Uniformity of superhard material grinding powders // NATO Innovative Superhard Materials and Sustainable Coatings for Advanced Manufacturing, 2005. – P. 391-402. 7. Патент № 25515 України, МПК В03С 7/00, В03С 1/00 № 200703803; Спосіб розподілу зернистого матеріалу за дефектністю поверхні зерен. / Новіков М.В., Богатирьова Г.П., Невструев Г.Ф., Ільницька Г.Д. – Заявл. 05.04.2007; Опубл.10.08.2007. Бюл. № 12.

В. Лавриненко, Г. Ільницька, І. Зайцева, В. Смоквіна,
А. Максименко, В. Скрябін, Київ, Україна

ПОЛПШЕННЯ ФІЗИКО-МЕХАНІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК СИНТЕТИЧНИХ АЛМАЗІВ, СИНТЕЗОВАНИХ В РІЗНИХ РОСТОВИХ СИСТЕМАХ, ДЛЯ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ АЛМАЗНОГО КАМЕНЕОБРОБНОГО І ПРАВЛЯЧОГО ІНСТРУМЕНТУ

Анотація. На ефективність роботи алмазного каменеобробного і прецизійного правлячого інструменту великий вплив мають фізико-механічні властивості шліфпорошків синтетичного алмазу, що застосовуються при оснащенні правлячих роликів. Властивості шліфпорошків алмазу, в свою чергу, обумовлюються технологіями синтезу, збагачення, обробки, класифікації за розмірами і формою, сортування, що сприяє отриманню порошків із заданими властивостями. В результаті вдосконалення процесу синтезу низкою провідних зарубіжних фірм отримані синтетичні алмази з дуже високою міцністю, з яких можуть бути виготовлені високоміцні порошки алмаза марок АС200-АС400. Дослідження проводили на алмазах зернистості 400/315 різних марок, синтезованих в системах: Ni-Mn-C, Fe-Ni-C, Fe-Co-C. В результаті виконаних досліджень показано, що фізико-механічні характеристики алмазних шліфпорошків (міцність і термостійкість), синтезованих в різних ростових системах Ni-Mn-C, Fe-Co-C і Fe-Ni-C, з великим вмістом внутрішньокристалічних домішок і включень (більше 2 разів) в порівнянні з алмазами з меншим вмістом знижуються від 3 до 5 разів. Для підвищення ефективності розподілу шліфпорошків синтетичного алмазу, синтезованих із застосуванням феросплавів, розроблений спосіб розподілу алмазів по дефектності їх поверхні, шляхом виборчого нанесення електропровідних тонкодисперсних частинок і за рахунок сил адгезії закріплення їх на поверхні зерен порошку (для посилення природних електричних властивостей), що дозволяє розділяти зерна алмазу в електричному полі на 5-7 фракцій, що розрізняються між собою по міцності, і поліпшити селективність їх розподілу за міцністю. Використання в інструменті алмазних шліфпорошків з високою

однорідністю за міцністю дозволить підвищити ефективність алмазного каменеобробного іправлячого інструменту.

Ключові слова: синтетичні алмазні шліфпорошки, каменеобробний іправлячий інструмент, фізико-механічні характеристики, однорідність за міцністю, вміст внутрішньокристалічних домішок.

V. Lavrinenko, G. P'nitskaya, I. Zaitseva, V. Smokvyna,
A. Maksimenko, V. Skryabin, Kyiv, Ukraine

IMPROVEMENT OF PHYSICAL AND MECHANICAL CHARACTERISTICS OF SYNTHETIC DIAMONDS SYNTHESIZED IN DIFFERENT GROWTH SYSTEMS TO IMPROVE THE EFFICIENCY OF THE DIAMOND STONETREATMENT AND DRESSING TOOLS

Abstract. *The hysicomechanical properties grinding powders the synthetic diamond used at equipment tool very big influence is rendered on an overall performance diamond stonetreatment and the precision ruling tool. Properties grinding powders diamond, in turn, are caused by technologies of synthesis, enrichment, processing, classification in the sizes and the form, sorting that promotes reception of powders with the set properties. As a result of perfection of process of synthesis by a number of conducting foreign firms can be made are received. Synthetic diamonds with very high durability of which high-strength powders of diamond of marks AC200–AC400. Researches carried out on diamonds of grit sizes 400/315 different marks synthesized in systems: Ni-Mn-C, Fe-Ni-C, Fe-Co-C. As a result of the executed researches it is shown, that hysicomechanical characteristics diamond grinding powders (strength and thermostability), synthesized in different постовых systems Ni-Mn-C, Fe-Co-C and Fe-Ni-C, with the big contents of intracrystal impurity and inclusions (it is more twice) in comparison with diamonds with the smaller contents – are reduced from 3 up to 5 times. For increase of efficiency of division grinding powders the synthetic diamond, the ferroalloys synthesized with application, it is developed a way of division of diamonds on deficiency of their surface, by selective drawing electrowire very fine disperse powder particles and due to forces of adhesion of their fastening on a surface of grains of a powder (for amplification of natural electric properties), that allows to divide a grain of diamond in an electric field on 5-7 fractions differing among themselves on strength characteristics and to improve selectivity of their division on strength characteristics. Use in the tool diamond grinding powders with high uniformity on durability will allow to raise efficiency diamond stonetreatment and the ruling tool.*

Keywords: *synthetic diamond grinding powders; stonetreatment and the ruling tool; physicochemical characteristics; uniformity on strength; the contents of intracrystal impurity.*

Tamás Makkai, János Kundrák, Miskolc, Hungary,
Nikolaos E. Karkalos, Angelos P. Markopoulos, Athens, Greece

FACE MILLING WITH A ROUND INSERT AT VARIOUS CUTTING SPEEDS AND FEED RATES

Abstract: *Face milling is frequently used for the rendering of flat surfaces with a high degree of precision. With this machining process, high material removal rate is possible to be attained but management of cutting forces values is also desirable, in order to avoid excessive power consumption, tool wear or vibrations. This can be achieved by selecting the process parameters within an appropriate range for each case. In the present study, an experimental investigation is conducted with a view to determine the effect of two important process parameters, namely cutting speed and feed on the cutting forces and the specific cutting forces during face milling, in cases where a round insert is used.*

Keywords: *face milling; cutting speed; feed rate; round insert; cutting forces; specific cutting forces.*

1. INTRODUCTION

Face milling is among the most important machining operations and one of the most popular as well, due to its high degree of versatility, emerging from the capabilities of using a large variety of cutting inserts at different process conditions. During face milling, parts with flat surfaces perpendicular to the milling head axis are machined, with a view to remove a desired amount of bulk material or improve surface quality and dimensional accuracy. Thus, it is preferred to be employed in a large variety of industrial applications in the automotive and aerospace industries. In order to maintain the integrity of machined surfaces, it is desirable to control the cutting forces so as not to exceed the limits which lead to low levels of damage, lower energy consumption, higher tool life and fewer vibrations. In order to be able to control the process outcome for given process parameters, it is preferable to conduct experimental and numerical studies [1, 2].

In the previous research works, the influence of process conditions such as feed rate, cutting speed and chip cross-section shape on cutting forces were investigated [3, 4] and it was shown that the feed rate plays a more important role in cases with the use of common rectangular inserts. Thus, in the present study, the influence of these parameters in cases of face milling with the use of a round insert will be investigated. In the relevant literature, there were reported various cases where round cutting inserts are employed both in turning and milling processes. Regarding milling, it is reported that round

cutting inserts have several peculiarities due to their shape, e.g. the entering angle is a function of the axial depth of cut [5], they can spread the force and heat distributions more evenly, reducing the cutting edge wear and increasing surface quality. Furthermore, it is observed that the chip thickness distribution along the cutting edge, varies along this edge [6]. For milling with a round cutter it is stated that the depth of cut should be less than $2/3$ or the insert radius in order to avoid vibrations [7] and that the cutting edge angle varies with the axial depth of cut [8].

Antoniali et al. [5] conducted experiments with a view to reduce vibrations during face milling of a titanium alloy by using tools with low entering angles. More specifically, they employed cutters with square and round inserts. Their findings indicated that for the round insert, higher frequencies were detected when analyzing the cutting force signal due to the specific shape of the chip, which has a comma-like shape in the rake face of the tool. This shape was associated with severe friction between the tool and workpiece, as in this case, a part of the chip has always a thickness equal to zero regardless of the instantaneous angle of the feed direction leading to vibrations, and shorter tool life. Euan et al. [9] developed an analytical model for the modeling of both static and dynamic cutting forces during milling, with round geometry inserts, in order to determine the optimum process parameters. They stated that previous analytical models did not account for the dynamic part of the forces. Their findings showed that the model was accurate enough for the study of face-milling with round inserts. Ghorbani and Moetakef-Imani [6] developed also a mechanistic model of cutting forces for cases of face milling with round inserts, for which improved models need to be used due to the complex geometry. In their model, calculation of specific cutting force coefficients was performed with the aid of Non-dominated Sorting Genetic Algorithm II (NSGA II) and artificial neural networks. This methodology was proven successful in capturing the variation of specific cutting force coefficients under various process conditions.

Gurdal et al. [8] compared the performance of various types of milling inserts for cases of rough milling. They found that the round insert exhibited relatively lower rate of deterioration, uniform flank wear, but stronger tempering effect. It was also shown that it was less sensitive to process parameters variation than the other inserts and it was suggested that high axial depths should be preferred in order to be competitive to the high-feed insert. This cutting insert was preferred for use in several special milling cutters. For example, Baro et al. [10] presented a model of cutting forces during face milling with a self-propelled milling cutter with round inserts. They stated that round inserts are common in rotary tools. The diameter of the round insert is similar to the tool nose radius of a stationary insert although usually the diameter of round inserts is very large compared to the tool nose radius. Furthermore, in their investigation of the

appropriate orientation of a torus milling cutter, Gilles et al. [7] used round inserts, as they stated that this type of cutting insert has significant advantages over the other insert types.

Tapoglou and Antoniadis [11] presented a comprehensive model based on CAD and analytical models in order to predict surface topography and cutting forces during face milling with various milling strategies and insert types, among them round inserts. Denkena et al. [12] presented models for hard milling with modified cutting inserts with special undercut geometry in order to assess their influence on hard milling outcome. Qing Zhang et al. [13] performed FEM simulations for hard milling of AISI H13 steel with a round cutting insert. In their work, only the cutting edge was modeled and they were able to predict cutting forces and temperature for various cases with considerable accuracy. In their work, Felhő and Kundrák [14] compared the performance of octagonal and circular cutting inserts and found that the circular cutting insert produced significantly lower surface roughness during face milling for the same cases.

In the present paper, the effect of two main process parameters, namely feed rate and cutting speed on the cutting forces and specific cutting forces during face milling with round inserts will be investigated in order to be able to choose the suitable values of these process parameters which can lead to the achievement of adequate material removal rate without excessive deterioration of workpiece integrity and tool life.

2. METHODOLOGY

In the present work, face milling experiments with a milling head with a single round cutting insert (Figure 1) were performed in a Perfect Jet MCV-M8 vertical machining centre. The milling head was a Sandvik CoroMill R200-068Q27-12L face milling head with a diameter (D_s) of 68 mm while the cutting insert was a Sandvik Coromant RCKT1204M0-PM FC4230 coated carbide insert.

The face milling experiments were conducted on normalized C45 (1.0503) carbon steel workpieces with hardness of HB180, cutting width 58 mm and cutting length 50 mm. The experiments were conducted in two series; in the first one, the depth of cut and cutting speed were kept constant at 0.8 mm and 200 m/min respectively and the feed per tooth was varied in the range of 0.1-0.8 mm/tooth, namely 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.8 mm/tooth whereas in the second series of experiments, the depth of cut and feed per tooth values were kept constant at 0.8 mm and 0.4 mm/tooth respectively and the cutting speed was varied in the range of 100-500 m/min, namely 100, 200, 300, 400 and 500 m/min. All experiments were conducted under dry machining conditions. During the experiments, the three components of cutting force were recorded using a Kistler 9257A dynamometer and the measured signals were amplified by using three

Kistler 5011A charge amplifiers for signals corresponding to each component of the cutting force. Finally, the amplified signals were processed through a CompactDAQ-9171 data collector with 4 channels and recorded in a laptop using specialized measurement software, prepared by Labview programming language. It is to be noted that cutting forces are measured in a coordinate system (xyz) defined on the workpiece rather than the cutting tool.



Figure 1 – The applied milling head with one round insert

3. RESULTS AND DISCUSSION

After the completion of experiments, the evolution of cutting forces during the experiments is analyzed in order to determine the influence and relative importance of feed rate and cutting speed regarding cutting forces and special cutting forces. In every case, the maximum cutting forces are used in the figures and the calculations.

Regarding the results from the first set of experiments, it can be seen at first from Figure 2, that, increasing feed rate results clearly to an increase of every component of cutting force, as anticipated due to the increase of the engagement between cutting tool and workpiece.

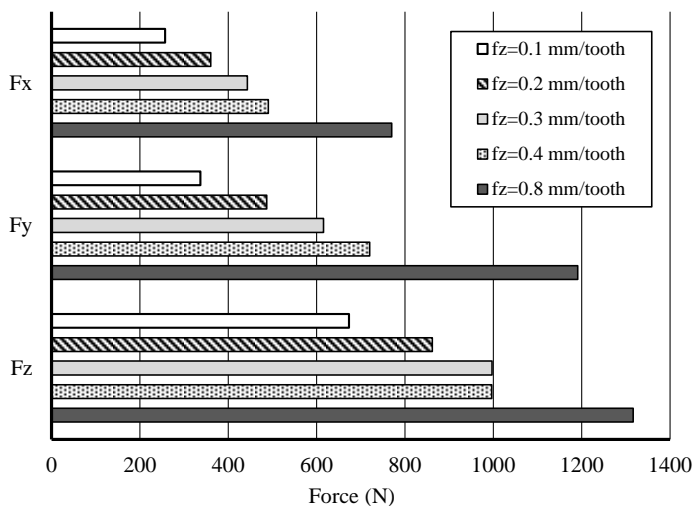


Figure 2 – Variation of cutting force components at different feed rate values ($a_p=0.8$ mm, $v_c=200$ m/min)

It is noteworthy that cutting forces values are considerably higher in all cases in the z-axis, especially at low feed rate values, followed by the F_y and F_x values. However, the influence of feed rate is not the same for each cutting force component; as can be seen from Figure 2, the highest increase between cases with the lowest and highest feed rate values is observed for the y-axis component of cutting forces and the lowest one for the z-axis component of cutting forces. More specifically, the maximum cutting force between cases with the highest and lowest value of feed rate, for an 8-fold increase of its value, in the x-axis was increased by almost 3 times, in the y-axis it was increased by almost 3.5 times and in the z-axis almost 2 times. Regarding the results from the second set of experiments, it can be clearly seen that an increase of cutting speed results in a decrease of F_x and F_y components of cutting force whereas it results in an increase of F_z component of cutting force. The observed trend for F_x and F_y cutting forces in Figure 3 can be attributed to increased cutting temperature, which causes softening of the workpiece material.

As in the case of varying feed rate, F_z values are larger in each case, followed by F_y and F_x values. However, with varying cutting speed values, it was found that F_x values are influenced to greater extend whereas F_y values are considerably less affected and F_z values are inversely affected, as it was

aforementioned. More specifically, a 5-fold increase of cutting speed values results in a decrease of F_x of 1.4 times and a decrease of F_y of 1.12 times, whereas F_z is increased by 1.16 times. Consequently, it can be deduced that feed rate has a more important effect on cutting force results, as for an 8-fold increase compared to a 5-fold for cutting speed, it resulted in a relatively higher change of cutting force component values.

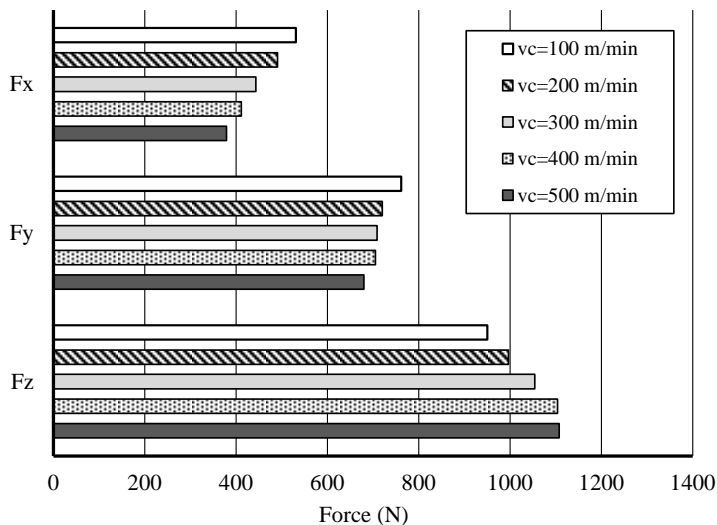


Figure 3 – Variation of cutting force components at different cutting speed values ($a_p=0.8$ mm, $f_z=0.4$ mm/tooth)

Furthermore, the specific cutting force components were also calculated in each case and subsequently analyzed. It is to note that specific cutting forces are calculated as the ratio of cutting force components to the chip cross-section value. In the case of cutting speed values, the chip cross-section value does not change so the trends of specific cutting force components are exactly the same with the respective cutting force components, as can be seen in Figure 4.

However, in the case of feed rate variation, the chip cross-section value changes as well. Thus, in this case a decreasing trend of all specific cutting force components with an increase of feed rate is attested, as it is also depicted in Figure 5.

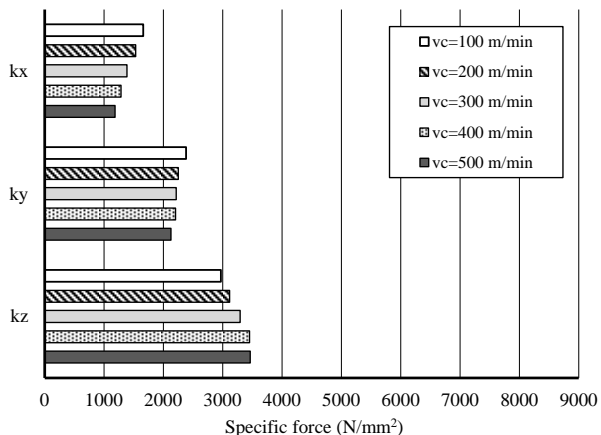


Figure 4 – Variation of specific cutting forces at different cutting speed values ($a_p=0.8$ mm, $f_z=0.4$ mm/tooth)

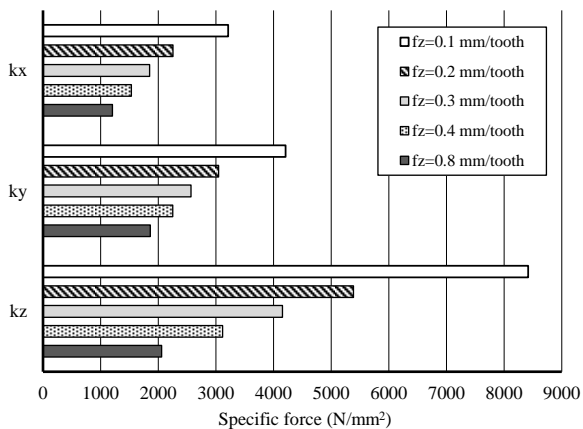


Figure 5 – Variation of specific cutting forces at different feed rate values ($a_p=0.8$ mm, $v_c=200$ m/min)

4. CONCLUSIONS

In the present study, experimental work on face milling under various cutting speed and feed rate values was carried out, using a milling head with a single round milling insert. After the analysis of the experimental results

regarding cutting forces and specific cutting forces, various conclusions can be drawn:

In the first set of experiments, with a variable cutting speed, an increase of cutting speed caused a decrease of cutting force components due to higher cutting temperature and softening of the material workpiece, whereas in the second set of experiments, with variable feed rate, an increase in feed rate caused a clear increase of cutting force values as a more intense engagement of the cutting tool and the workpiece occurs. These results are in accordance with the relevant literature, ensuring the validity of the experiments. Moreover, it was shown that the larger forces are obtained in z-axis in both sets of experiments but increase of feed rate affects mostly the F_y component whereas increase of cutting speed affects most the F_z component. Analysis of specific cutting forces revealed trends in accordance with the cutting forces results in the case of variable cutting speed, whereas the increase of feed rate had an adverse effect on specific cutting forces due to the increase of chip cross-section.

The increase of feed rate was shown to lead to larger variation of the cutting forces than the increase of cutting speed; thus, it can be concluded that regulation of cutting forces can be more effectively conducted in terms of feed rate change rather than cutting speed in order to achieve lower power consumption as well as lower workpiece damage and longer tool life.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors greatly appreciate the support of the National Research, Development and Innovation Office – NKFIH (No. of Agreement: K 116876). The described study was carried out as part of the EFOP-3.6.1-16-00011 “Younger and Renewing University – Innovative Knowledge City – institutional development of the University of Miskolc aiming at intelligent specialization” project implemented in the framework of the Szechenyi 2020 program. Both supports are gratefully acknowledged.

References: 1. *Borysenko, D., Karpuschewski, B., Wenzel, F., Kundrák, J., Felhő, C.*: Influence of cutting ratio and tool macro geometry on process characteristics and workpiece conditions in face milling, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 24, pp. 1-5. (2019). 2. *Karpuschewski, B., Kundrák, J., Felhő, C., Varga, G., Sztankovics, I., Makkai, T.*: Preliminary investigations for the effect of cutting tool edge geometry in high-feed face milling, *Vehicle and Automotive Engineering* 2, pp. 241-254. (2018). 3. *Kundrák, J., Markopoulos, A. P., Makkai, T., Deszpoth, I., Nagy, A.*: Analysis of the effect of feed on chip size ratio and cutting forces in face milling for various cutting speeds, *Manufacturing Technology* 18(3), pp. 431-438. (2018). 4. *Kundrák, J., Gyáni, K., Felhő, C., Deszpoth, I.*: The effect of the shape of chip cross section on cutting force and roughness when increasing feed in face milling, *Manufacturing Technology* 17(3), pp. 335-342. (2017). 5. *Antoniali, A. I. S., Diniz, A. E., Pederiva, R.*: Vibration analysis of cutting force in titanium alloy milling, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 50(1), pp. 65-74. (2010). 6. *Ghorbani, H., Moetakef-Imani, B.*: Specific cutting force and cutting condition interaction modeling for round insert face milling operation, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 84(5-8), pp. 1705-1715. (2016). 7. *Gilles, P., Monies, F., Rubio, W.*: Optimum orientation of a torus milling cutter: method to balance the transversal cutting force,

International Journal of Machine Tools and Manufacture 47(15), pp. 2263-2272. (2007). **8.** Gurdal, O., Wright, A., Carpenter, C., Blackmore, M.: Investigation of the performance of different face milling inserts to improve rough milling of SA508 grade 3 forgings, ASME 2018 Pressure Vessels and Piping Conference, Prague (2018). **9.** Euan, I. G., Ozturk, E., Sims, N. D.: Modeling static and dynamic cutting forces and vibrations for inserted ceramic milling tools, Procedia CIRP 8, pp. 564-569. (2013). **10.** Baro, P. K., Joshi, S. S., Kapoor, S. G.: Modeling of cutting forces in a face-milling operation with self-propelled round insert milling cutter, International Journal of Machine Tools and Manufacture 45(7-8), pp. 831-839. (2005). **11.** Tapoglou, N., Antoniadis, A.: 3-Dimensional kinematics simulation of face milling, Measurement 45(6), pp. 1396-1405. (2012). **12.** Denkena, B., Kohler, J., Bergmann, B.: Development of cutting edge geometries for hard milling operations, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology 8, pp. 43-52. (2015). **13.** Zhang, Q., Zhang, S., Li, J.: Three dimensional finite element simulation of cutting forces and cutting temperature in hard milling of AISI H13 steel, Procedia Manufacturing 10, pp. 37-47. (2017). **14.** Felhö, C., Kundrák, J.: Comparison of Theoretical and Real Surface Roughness in face milling with octagonal and circular inserts, Key Engineering Materials 581, pp. 360-365. (2014).

Тамаш Макай, Янош Кундрак, Мішкольц, Угорщина,
Ніколаос Е. Каркалос, Ангелос П. Маркопулос, Афіни, Греція

ТОРЦЕВЕ ФРЕЗЕРУВАННЯ КРУГЛОЮ ПЛАСТИНОЮ ПРИ РІЗНИХ ШВИДКОСТЯХ РІЗАННЯ І ПОДАЧІ

Анотація. Торцеве фрезерування часто використовується для отримання плоских поверхонь з високим ступенем точності. За допомогою цього процесу обробки можна досягти високої швидкості видалення матеріалу, але також бажано мати можливість управління значеннями сил різання, щоб уникнути надмірного споживання енергії, зносу інструменту або вібрацій. Це може бути досягнуто шляхом вибору параметрів процесу у відповідному діапазоні для кожного випадку. У цьому дослідженні експеримент проводиться з метою визначення впливу двох важливих параметрів процесу, а саме швидкості різання і подачі на сили різання і питомі сили різання під час торцевого фрезерування, у випадках, коли використовується одна кругла пластинка. Після аналізу експериментальних результатів, що стосуються сил різання і питомих сил різання, можна зробити різні висновки. У першій серії експериментів зі змінною швидкістю різання, збільшення швидкості різання викликало зменшення компонентів сили різання через більш високі температури різання і розм'якшення заготовки матеріалу, тоді як у другій серії експериментів зі змінною швидкістю подачі, збільшення швидкості подачі викликало явне збільшення значень сили різання при більш інтенсивному зачепленні ріжучого інструменту і заготовки. Ці результати узгоджуються з відповідною літературою, що забезпечує достовірність експериментів. Аналіз питомих сил різання виявив тенденції відповідно до результуючих сил різання в разі змінної швидкості різання, тоді як збільшення швидкості подачі зробило несприятливий вплив на питомі сили різання через збільшення поперечного перерізу стружки. Було показано, що збільшення швидкості подачі призводить до більшої зміни сил різання, ніж збільшення швидкості різання. Таким чином, можна зробити висновок, що регулювання сил різання може бути більш ефективно проведено з точки зору зміни швидкості подачі, а не швидкості різання, для досягнення більш низького енергоспоживання, а також меншого пошкодження заготовки і збільшення терміну служби інструменту.

Ключові слова: торцеве фрезерування; швидкість різання; швидкість подачі; кругла пластинка; сили різання; питомі сили різання.

Ildiko Maňkova, Marek Vrabel,
Ladislav Kandráč, Košice, Slovakia

EVALUATION OF CHIP MORPHOLOGY WHEN DRILLING TITANIUM ALLOY

Abstract: *Chip formation within a hole making processes plays an important role in selection of proper machining parameters. Understanding of this phenomenon is also important in relation to wear behaviour or machined surface integrity parameters like roughness, residual stresses and many others. Proposed study aims to compare different shapes and forms of chips produced when drilling titanium alloy Ti-6Al-4V with solid carbide tool by various cutting conditions. The effect of cutting edge radius and side clearance angle on chip formation process was also considered within this work. Experimental data has confirmed strong relationship between drilling parameters and evaluated variable.*

Keywords: *drilling experiments; tungsten carbide; titanium alloy; types of chips; chip morphology; machining parameters.*

1. INTRODUCTION

Chip evacuation from machined hole still represents one of the fundamental difficulties of the drilling process. A better understanding of chip formation while machining titanium and its alloys enables the identification of optimal machining conditions contributing to higher productivity, increased component quality and lower production costs from the perspective of extended tool life [1]. Constricted space in the drill flutes causes chip accumulation especially when machining ductile materials such as titanium. Such a material tends to generate continuous helical chips [2]. The major disadvantage of the helical chip formation is degradation of the finished surface by scratches generated when chips are transported away from the cutting zone. According to Sharif and Rahim [3] straight carbide (uncoated WC-Co) remains the best tool in turning, milling, drilling when compared to coated carbide tools. The tool material and its geometry as well as process parameters during high-throughput drilling of Ti-6Al-4V were extensively investigated by Li et al. [4]. They concluded that higher cutting speed resulting to higher productivity was achieved using commercially available WC-Co spiral point drill in comparison to conventional HSS twist drill. However, there is a lack of research articles in the field of hole making titanium alloy aimed to study effect of tool geometry (clearance angle) and micro geometry (cutting edge radius) on resulting chip morphology. Mikó et al. [7] in their research paper optimized finishing process within twist drill production to ensure desired cutting edge radius for given tool. Durakbasa and Bas [15] evaluated relationship between

nanometrological parameters of the high precision cutting tools and surface roughness after machining.

Slodki et al. [9] investigated chip form during orthogonal machining of titanium and steel alloys with respect to cutting parameters and cutting fluid conditions. Other difficulties related to machinability of titanium and its alloys were summarized by Neslušán and Czán [10].

Li et al. [4], Rahim et al. [5], Zhang et al. [8] and Kim et al. [6] investigated that the same chip morphology, a continuous chip with three regions of initial spiral cone followed by the steady-state spiral cone and folded long ribbon chip, could be seen in all Ti drilling tests, as shown Figure 1 and Figure 2. Zhang et al. [8] and Kim - Ramulu [6] concluded that the characteristic of the chip formation in twist drilling of titanium based alloy is different from other metals categorized the Ti chips into three types: continuous chip, continuous chip with built-up edge, and discontinuous chip. The distinctive features of Ti chip can be described as serrated, shear-localized, discontinuous, cyclic and segmented.

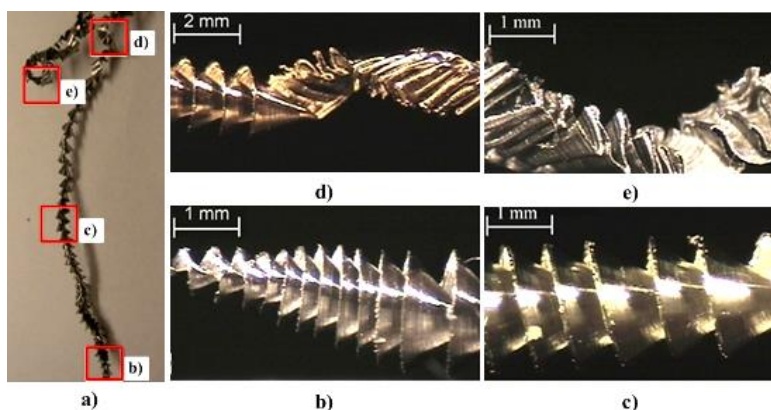


Figure 1 – Chip morphology of Ti-6Al-4V at $v_c = 18.3$ m/min and $f = 0.051$ mm: a) whole chip, b) initial spiral cone, c) steady-state spiral cone, d) transition between spiral cone and folded long ribbon, and e) steady-state folded long ribbon [4]

Li et al. [4] mentioned that after drilling, the Ti chip could be entangled around two flutes of the drill and bent by the tool holder. This is called chip entanglement, which is due to the difficulty for smooth chip ejection. An example of the chip generated by WC/Co Spiral drill at 18.3 m/min cutting speed and 0.051 mm/rev feed in dry drilling is shown in Figure 1 a). The close-up view of the initial spiral cone, generated at the start of drilling from the beginning of contact to whole diameter penetrate into the work piece, is illustrated in Figure 1 b). After this step, the steady-

state spiral cone chip morphology, as shown in Figure 1 c), was generated. Due to the increased resistance to eject the chip, the spiral cone was changed to folded ribbon chip morphology. Close-up view of the chip transition region and the folded ribbon chip are shown in Figures 1 d) and e), respectively. Under the same MRR ($156 \text{ mm}^3/\text{s}$), the best drill life and surface finish results were achieved at 91 m/min peripheral cutting speed and $0,102 \text{ mm/rev}$ feed using the WC–Co spiral point drill.

Rahim et al. [5] studied that the most of the chips were discontinuous based from the significant formed of saw tooth. In general, the formation of saw tooth in machining titanium alloys is due to the instability of thermoplastic at primary shear zone. In this experiment, periodic chips formation was obvious probably due to the selected cutting speeds which fall within the high speed range.

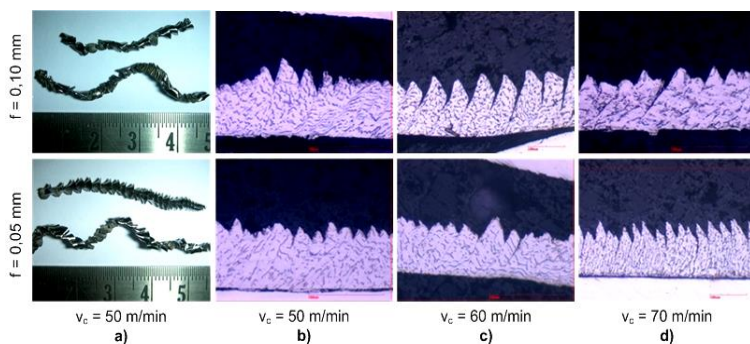


Figure 2 – Chip shape and saw tooth chip formation of Ti-6Al-4V:
 a) chip shape $v_c = 50 \text{ m/min}$, b) SEM sample $v_c = 50 \text{ m/min}$,
 c) SEM sample $v_c = 60 \text{ m/min}$, d) SEM sample $v_c = 70 \text{ m/min}$ [5]

Fig. 2 shows the long folded wavy type chips and long curly type chips were produced at feed $f = 0.05 \text{ mm}$ and they were slightly longer than at feed $f = 0.1 \text{ mm}$. In contrast, short folded wavy type chips were produced for feed $f = 0.1 \text{ mm}$. The average chip segmentation ratio tends to decrease with increase in cutting speed from 50 m/min to 70 m/min

Based on this literature review proposed study focuses on research related to the evaluation of chip morphology with regard to cutting conditions (feed, cutting speed) and tool geometry parameters in drilling titanium alloy Ti-6Al-4V with solid carbide twist drill. Furthermore, graphical matrix with various types of morphologies was created for easier identification of undesirable chip form with respect to studied variables.

2. EXPERIMENTAL CONDITIONS

The drilling experiments were conducted on a 3 axis Mazak Nexus 410 A-II vertical machining centre with maximum spindle revolution 12 000 rpm.. The machine tool has maximum spindle motor output 11 kW. It is equipped with Mazatrol Matrix Nexus controller. The machining experiments were carried out using Agip Aquamet 4 HS – BAF cutting fluid supplied with high pressure to enhance the capability of chip evacuation from cutting zone. The cutting data used for the experiments are contained in Table 1.

Uncoated straight tungsten carbide WC/Co twist drills with diameter of 8.2 mm with various geometries were employed to perform experimental testing. Due to superior wear resistance and thermal stability is tungsten carbide still preferable choice in machining titanium or nickel based alloys. Cutting tools were supplied by ProTech Service Company. To ensure cutting edge sharpness, a new twist drill has been used for each test within experimental work. The workpiece material used in the all experiments was a forged bar of an alpha – beta titanium alloy Ti-6Al-4V with diameter of 300 mm and thickness of 31.5 mm.

Table 1 – Taguchi orthogonal array L16 for drilling experiments

Exp No	v_c [m/min]	f [mm/rev]	α [°]	Exp No	v_c [m/min]	f [mm/rev]	α [°]
1	25	0.05	7	9	60	0.05	15
2	25	0.1	7	10	60	0.1	15
3	25	0.15	15	11	60	0.15	7
4	25	0.2	15	12	60	0.2	7
5	40	0.05	7	13	90	0.05	15
6	40	0.1	7	14	90	0.1	15
7	40	0.15	15	15	90	0.15	7
8	40	0.2	15	16	90	0.2	7

Chemical compositions and mechanical properties of the work piece material are summarized in Tab. 2 and 3.

Table 2 – Nominal chemical composition of the Ti-6Al-4V alloy

Elements	Ti	Al	V	Fe	O	N
Ti6Al4V (%)	Bal.	6.01	3.87	0.18	0.14	0.006

Table 3 – Mechanical properties of the test sample

Tensile strength Rm (MPa)	Yield strength Re (MPa)	Modulus elasticity (GPa)	Hardness (HRc)	Elongation at fracture A5 (%)
900	830	114	36	14

A series of cuts at various combinations of cutting speeds of 25, 40, 60 and 90 m/min, feed rates of 0.05, 0.1, 0.15 and 0.2 mm/rev, clearance angles of 7° and 15° as well as cutting edge radii of 20 and 30 μm (Figure 3) to show their effect on chip formation process.

It is well known that the cutting tool edge geometry significantly influences many fundamental aspects such as cutting forces, chip formation, cutting temperature, tool wear, tool life and other characteristics like surface roughness and surface damage [11].

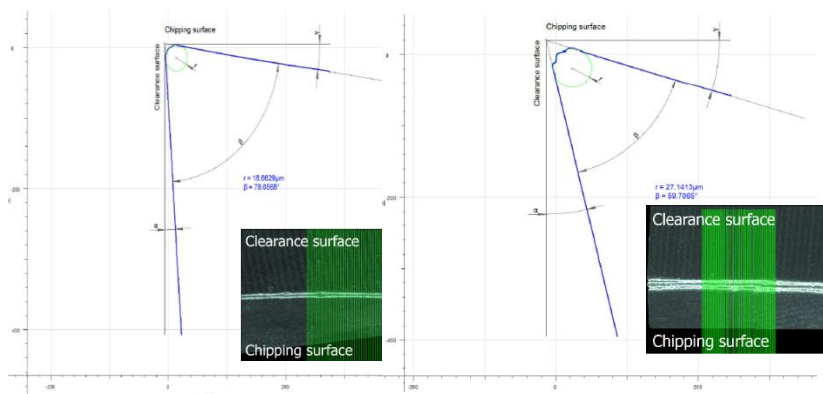


Figure 3 – Representative cutting tool geometries used in experiments
 a) 20 μm b) 30 μm cutting edge radius, respectively

Wyen and Wegener [12] evaluated the effect of cutting edge radius on selected variables in orthogonal machining of titanium alloy. They stated that a large cutting edge radius causes a large deformation of material in front of cutting edge radius as well as more energy is needed for the plus of deformation. Taguchi orthogonal array (OA) L16 was used to conduct experiments. According to Kivak et al. [13], Taguchi method compared to traditional experimental designs makes use of a special design of OA to examine the quality characteristics through a minimal number of experiments.

3. RESULTS AND DISCUSSION

Different types of chips obtained from drilling tests were collected and are shown in Figure 4 after each cut with a new tool. Green line in Figure show acceptable chip form red line show undesired chip morphology in drilling. According to form and morphology of resulting chips can be stated that chip formation in process of hole making plays an important role in evaluating and proper selection of cutting conditions (v_c , f) that have significant impact on their formation as well as for chip evacuation from cutting zone. The adhesion of the titanium during machining generates an increase in friction between the chip and the tool rake face, resulting in a thicker chip. This could also explain the increase in tool wear and also possibly the increase in cutting force. Hence, chip formation processes are significantly affected by the conditions of the tool. According to Li et al. [4] the balance of cutting speed and feed is essential to achieve long drill life and good hole surface roughness in high throughput drilling Ti-6Al-4V titanium alloy with fine-grained WC-Co tool material

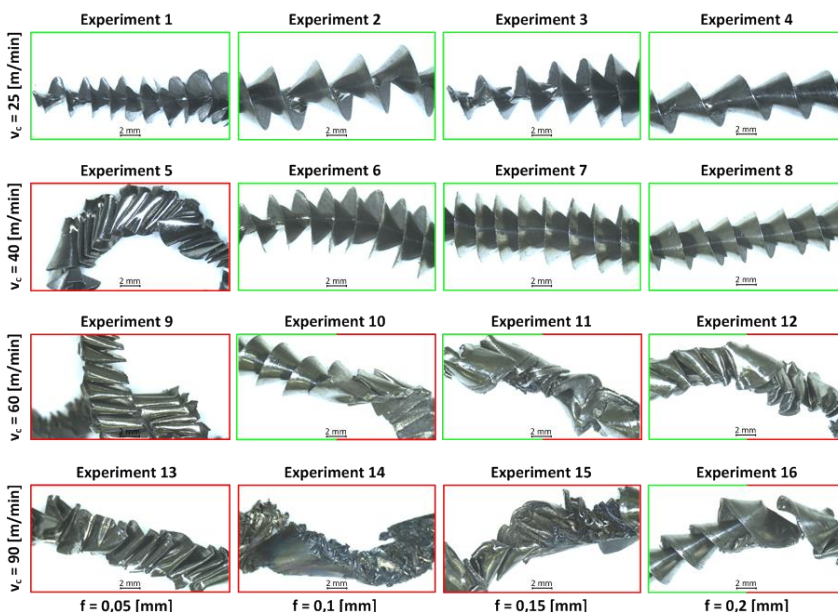


Figure 4 – Various types of chip morphology from drilling tests

Spiral cone shape represents favourable chip morphology in drilling titanium. Such a morphology was observed when drilling with lower cutting speed ($v_c = 25$ m/min) and all feed rates used ($f = 0.05, 0.1, 0.15, 0.2$ mm) as

well as with $v_c = 40$ m/min and $f = 0.15, 0.2$ mm, stage 1 and 2, respectively as shown in Figure 5.

On the other side, when machining with higher cutting speeds ($v_c = 60$ and 90 m/min) become chip ejection from the drilled hole more difficult and chip morphology has changed from spiral cone to folded ribbon shape. When machining with higher cutting speeds $v_c = 60$ and 90 m/min and all feed rates employed becomes chip transfer from cutting zone more complicated and difficult.

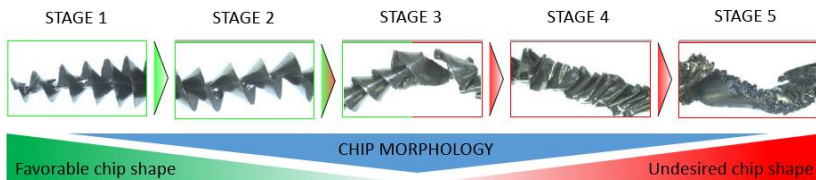


Figure 5 – Different stages of chip evaluation

In stage number 3 and 4, the steady spiral cone has changed to the so called folded ribbon chip morphology, which is undesired chip shape in drilling operation and causes problems with its evacuation. On the other hand, in machining with inappropriately selected cutting parameters (higher than tool manufacturer's recommendation) and insufficient cooling, phenomenon of adhered chip in the area of tool-chip interface can occurs.

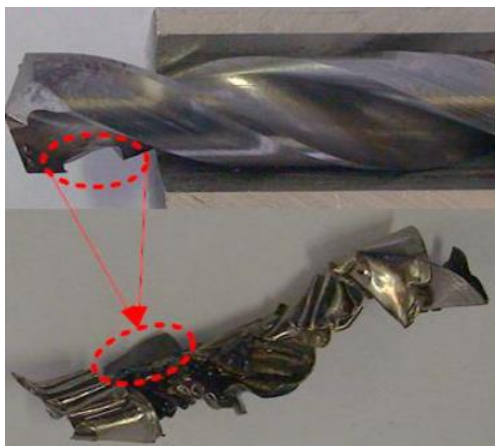


Figure 6 – Welded chip on cutting tool - experiment No 15

Armendia et al. [14] in their work concluded based on previous research that adhesion is a typical feature in titanium machining because of both the high temperatures generated and its chemical reactivity with most of the tool materials. Adhered work piece material results to severe deformation and increases resistance to eject the chip from hole machined, see Figure 6. Chip morphology in Stage 5 (welded chip) is absolutely unacceptable for drilling due to unpredictable process behaviour.

4. CONCLUSIONS

Chip morphologies examined from drilling titanium alloy Ti-6Al-4V with WC/Co uncoated carbide tool have proven strong relationship with cutting condition employed as expected. Furthermore, phenomenon of adhered chip and severe tool wear occurs when machining with higher cutting parameters mainly cutting speed ($v_c = 60$ and 90 m/min). Cone spiral chip has change to folded ribbon shape in cutting speed higher than 40 m/min. Influence of feed rate is less significant when compared to influence of the cutting speed. This can be explained by increasing temperature which tends to adhere work piece material to cutting tool a thus worsens chip evacuation from cutting zone. Effect of cutting edge radius and clearance angle on deformation process is also considered within this article, but within macro scale observation no significant effect of tool geometry on chip formation was found. Micro scale research including SEM represents excellent topic for the future work.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors greatly appreciate the support of project VEGA 1/0219/18 "Development of intelligent monitoring system for zero-defect production of irreplaceable parts."

References: **1.** Palanisamy S., McDonald S. D., Dargush M. S. (2009) Effect of coolant pressure on chip formation while turning Ti6Al4V alloy. *Int. J. of Mach. Tools and Manufacture* (49):73-743. **2.** Brinksmeier E., Pecat O., Rentsch R. (2015) Quantitative analysis of chip extraction in drilling of Ti6Al4V. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* (49): 93-96. **3.** Sharif S., Rahim E. A. (2007) Performance of coated and uncoated carbide tools when drilling titanium alloy – Ti6Al4V. *Journal of Material Processing Technology* (185): 72 – 76. **4.** Li R., Hegde P., SHih A. J. (2007) High-throughput drilling of titanium alloys. *Int. J. of Mach. Tools and Manufacture* (47): 63 – 74. **5.** Rahim E.A., Kamdani K., Sharif S.: Performance evaluation of uncoated carbide tool in high speed drilling of Ti6Al4V. (2008), *J Adv Mech Des Sys Manuf* vol. 2, pp. 522–531. **6.** Kim D. - Ramulu, M. - Pedersen, W.: Machinability of titanium/graphite hybrid composites in drilling. In: *Transactions of NAMRI/SME*. Vol. 33, 2005, pp. 445-452. ISSN 1047-3025. **7.** Mikó B., Palásti – Kovács, B., Sipos S., Drégehyi – Kiss Á. (2015) Investigation of cutting edge preparation process in drilling. *Inter. Journal of Machining and Machinability of Materials* (6): 529 – 542. **8.** Zhang P.F., Churi N.J., Pei Z.J., Treadwell C.: Mechanical drilling processes for titanium alloys: A literature review. (2008), *Machining Science and Technology* vol. 12, No. 4, pp. 417-444. ISSN 1532-2483. **9.** Słodki B., Struzikiewicz G., Slusarczyk L. (2016) Influence of cutting fluid conditions and cutting parameters on the chip form in turning of titanium and steel alloys. *Key Engineering Materials* (686): 74 – 79. **10.** Neslušán M., Czán A. (2001) Obrábanie titánových a niklových zliatin. 195 pp., EDIS Žilina, ISBN 80-7100-933-4. **11.** Dogra M., Sharma V.

S., Dureja J. (2011) Effect of tool geometry variation on finish turning – A Review. Journal of Engineering Science and Technology Review (4): 1- 13. **12.** Wyen C. F., Wegener K. (2010) Influence of cutting edge radius on cutting forces in machining titanium. CIRP Annals – Manufacturing Technology (59): 93-96. **13.** Kivak T., Samtas G., Cicek A. (2012) Taguchi method based optimisation of drilling parameters in drilling of AISI 316 steel with PVD monolayer and multilayer coated HSS drills. Measurement (45): ISSN 1547-1557. **14.** Armendia M., Garay A., Iriarte L. M., Arrazola P. J. (2010) Comparison of the machinabilities of Ti6Al4V and TiMETAL 54M using uncoated WC – Co tools. Journal of Materials Processing Technology (210): 197 – 203. **15.** Durakbasa N. M., Bas G. (2013) Surface Roughness Investigation of the Cutting Edge of the High Precision Cutting Tools Enabled by Micro and Nanometrological Measurements. Proceedings of the XXVII. microCAD International Scientific Conference. ISBN 978-963-358-018-9; 5 pages.

Ільдико Манкова, Марек Врабел,
Ладіслав Кандрач, Кошіце, Словачія

ОЦІНКА МОРФОЛОГІЇ СТРУЖКИ ПРИ СВЕРДЛІННІ ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ

Анотація. *Формування стружки в процесах виготовлення отворів грає важливу роль у виборі правильних параметрів обробки. Розуміння цього феномена також важливо по відношенню до поведінки зносу або параметрів цілісності оброблюваної поверхні, як шорсткість, залишків напруги і багато інших. Пропоноване дослідження націлене на порівняння різних форм і розмірів стружки під час свердління титанового сплаву Ti-6Al-4V твердосплавними свердлами в різних умовах різання. Вплив радіусу заокруглення різальної крайки і заднього кута на процес стружкоутворення також було розглянуто в рамках даної роботи. Експериментальні дані підтверджують тісний взаємозв'язок між режимами свердління і параметрами, що оцінюються. Експерименти проводилися з використанням спіральних свердел з вольфрам-кобальтового твердого сплаву, без покриття, діаметром 8,2 мм і з різною геометрією. Для виключення впливу зносу, використовувалися кожного разу нові свердла. Морфологія стружки, досліджена під час свердління титанового сплаву Ti-6Al-4V твердосплавним інструментом без покриття WC / Co, довела, як і очікувалося, тісний зв'язок із існуючими умовами різання. Крім того, явище прилипання стружки і сильного зносу інструменту виникає при обробці з більш високими параметрами різання, в основному зі швидкістю різання ($V_c = 60$ і 90 м / хв). Конічна спіральна стружка має форму складчастої стрічки при швидкості різання більше 40 м / хв. Вплив швидкості подачі менш істотний в порівнянні з впливом швидкості різання. Це можна пояснити підвищенням температури, при якій матеріал заготовки прилипає до ріжучого інструменту, що погіршує видалення стружки із зони різання. Вплив радіусу ріжучої крайки і заднього кута на процес деформації також розглядається в цій статті, але при спостереженні в макромасштабі не було виявлено суттєвого впливу геометрії інструменту на формування стружки. Мікромасштабні дослідження, включаючи SEM, представляють відмінну тему для майбутньої роботи.*

Ключові слова: експерименти з свердління; карбід вольфраму; титановий сплав; тити стружки; морфологія стружки; параметри обробки.

Balázs Mikó, Gabriella Farkas, István Bodonyi, Budapest, Hungary

INVESTIGATION OF POINTS SAMPLING STRATEGIES IN CASE OF FLATNESS

Abstract:*The use of geometric tolerances has increasing importance in the industry, but the correct application of it needs deeper understanding. Several aspects should be considered like the work of the product, material properties, manufacturing and measuring circumstances, and the regulations of concerning standards. The article presents the measuring and evaluation problems through the example of flatness. The effect of different point sampling strategies is investigated: twelve methods are compared in case of eight test surfaces, and a modification method is suggested.*

Keywords: *Geometric tolerances, Flatness; Point sampling strategy; Coordinate measuring; Minimum zone method;*

INTRODUCTION

In case of machine design one of the most important aspects is the accuracy of the parts and the assembly. The accuracy has different aspects, from micro level to macro level. The required accuracy comes from the working requirements of the product, but the manufacturing and measuring circumstances have to be considered too.

The different types of tolerances show the allowed errors. Considering the errors, the most often used tolerances are the dimensional tolerance, the surface roughness, the shape, position and orientation tolerances (geometric tolerances). The standards define the marking of tolerances on the drawings, the general tolerance values and other definitions (1, 2). The determination of specific values is a serious and important phase of the design process.

The geometric tolerances have increasing importance in machine design, manufacturing and measuring. As Płowucha (3) says, the designer and metrology engineers need deep knowledge on geometric product specification (GPS). The GPS system of a design documentation should consider the functional and manufacturing requirements (4). The manufacturing specifications must be derived from functional specifications for each machining phase (5). The vectorial analyses of degree of freedom of the geometric tolerance zone supports the interpretation of the requirements. The geometric error of a geometric feature can describe the real state of it with higher accuracy, so Moroni and Petro (6) think as a key element of Industry 4.0 concept. The origin of an error, based 5M model (7), can be the man, the machine, the material, the method and the measurement. In the current article, the focus is on the measurement.

In case of geometric tolerances, the error can generally be measured by coordinate measuring machines (CMM). During the coordinate measurement, coordinate values of points on the surfaces are recorded and based on them mathematical algorithms calculate the errors. Therefore the accuracy of the CMM, the mathematical algorithms, and the point sampling method has effect on the accuracy of the result.

Based on measured points the form and position tolerances can be evaluated, but several mathematical methods and their implementations can be used. Beside the white-box methods, black-box methods can be used too, like genetic algorithm or different search algorithms (8, 9). The most often used white-box methods are the following:

- Least square (LS) method, when the regression geometry is defined based on points by minimizing the distance of the points from the regression geometry.
- Minimum zone (MZ) method, when the position and orientation of the two parallel investigation elements is optimized by minimizing the distance between the two objects.
- Envelope method (EM), when a cover geometric feature is located to 3 points, and every other points there are under (or inside) the feature. The distance of the farthest point is the geometric error. During the evaluation, a cover geometric element has to be found where this distance is the smallest.

In the current article the effect of the measurement is analysed through the example of flatness deviation. The flatness is defined as the distance between two parallel planes (Figure 1), which cover the real surface (1). Beside the mathematical evaluation methods, there are several parameters, which have effect on the calculated flatness error. Jalid et al (10) investigates the size of the sample surface and the number of measured points. The number of measured points increases the calculated flatness error. Lakota and Görög (11) presents the effect of number of points in case of multi-point methods, which match with the results of Jalid et al. Furthermore, in case of continuous scanning method, the scanning path has effect on the calculated flatness error.

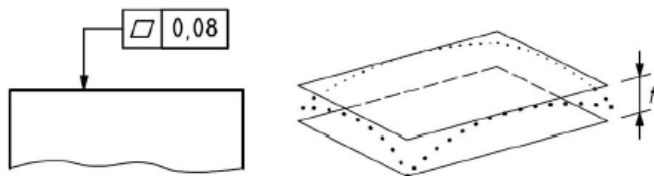


Figure 1 – Marking end definition of the flatness

The effect of the point sampling strategies was investigated through machined surfaces. The aim of the research is (a) investigating the effect of the point sampling methods on the calculated value of the flatness error, (b) identifying a correction coefficient, which can compensate this effect, and (c) selecting the most effective point sampling strategy.

Method and equipment

The flatness error, based on the standard (1) can be calculated several ways. In this research the minimum zone method was used. During the minimum zone (MZ) method, the orientation of two parallel planes has to be defined, which cover the measured point cloud with the minimum distance. This distance must be compared with the tolerance.

If one point of the investigation plane is $\underline{P}_o = [0; 0; 0]$ and the normal vector is $\underline{N} = [N_x; N_y; N_z]$ the distance of any point, which is described by $\underline{P}_i = [P_{ix}; P_{iy}; P_{iz}]$, is

$$D_i = \frac{N_x \cdot (P_{0x} - P_{ix}) + N_y \cdot (P_{0y} - P_{iy}) + N_z \cdot (P_{0z} - P_{iz})}{\sqrt{N_x^2 + N_y^2 + N_z^2}} \quad (1)$$

The flatness error of a point cloud is:

$$FL = D_{i \max} - D_{i \min} \quad (2)$$

The orientation of the investigation plane can be determined by iteration algorithm by changing of the normal vector and minimizing the calculated flatness error. In the current research the MS Excel Solver was used.

The investigated test parts were made of 42CrMo4 (1.7225) pre-hardened steel; the size is 175x155 mm. 8 test surfaces were analysed (*Sf#1 - Sf#8*), which were machined by different machining methods and cutting parameters. The Table 1 shows some details of the machining processes. Milling, turning and grinding technology were applied.

Four surfaces were machined by face milling. *Sf#1* was machined by face milling on a conventional milling machine, but *Sf#2*, *Sf#5* and *Sf#6* were machined on CNC machining centre. Two planes (*Sf#3*, *Sf#4*) were machined by face turning with a conventional turning machine, so the cutting speed was changed continuously. The *Sf#7* and *Sf#8* were grinded by a conventional surface grinding machine without spark-out and with spark-out.

The surface roughness was measured by Mahr-Perten GD120 contact measuring instrument. The *Ra* and *Rz* parameters were measured in 16 (4x4) region, 3 times, in two perpendicular directions in order to investigate the

importance of the machining and measuring directions. The surface roughness is characterized by the average value and the standard deviation.

Table 1 – Manufacturing data of test surfaces

	Sf#1	Sf#2	Sf#3	Sf#4	Sf#5	Sf#6	Sf#7	Sf#8
Method	Face milling		Face turning		Face milling		Grinding	
Strategy	Zig-Zag		Radial feed outside-in		Zig-Zag	Spiral	Surface grinding without spark out	with spark out
Machine	UF-231	MAZAK A410-II	E400-1000		MAZAK A410-II		Jotes SPD-30B	
Type	Conv.	CNC	Conv.		CNC		Conv.	
D _c [mm]	80	50	-		63		350	
z	7	4	1		6		-	
v _c [m/min]	60		(100)		180		26 m/s	
n [1/min]	240	382	190		910		1440	
f, f _z [mm]	0.046		0.6	0.2	0.09		-	
v _f [mm/min]	78	70	115	40	490		-	
a _p [mm]	1		0.5		1		0.02	
a _e [mm]	40	25	-		31.5		40	

The measured point cloud was measured by Mitutoyo Crysta-Plus 544 coordinate measuring machine. 1020 points were recorded with 5x5 mm grid. The reference values of the flatness error were determined by same, previous mentioned iteration process based on 1020 points.

During the investigation, a limited set of points were selected based on 12 different point sampling strategies (PSS) (Figure 2). The red dots show the positions of the selected points. During the creation of point sampling strategies, one of the constrain was the maximum number of points, because of the limited time of CMM work. The first 10 strategies show regularity, the last two are random selection of points.

1. 13 points in the corners, mid points and diagonals,
2. 17 points in the corners, mid points and diagonals,
3. 17 points on the diagonals,
4. 15 points in the corner of defined regions,
5. 15 points in the corner of defined regions,
6. 20 points in the centre of regions,
7. 20 points in the centre of regions,
8. 16 points around a circle,

9. 20 points around 4 circles and centre points,
10. 16 points around 2 circles,
11. 16 random points,
12. 20 random points.

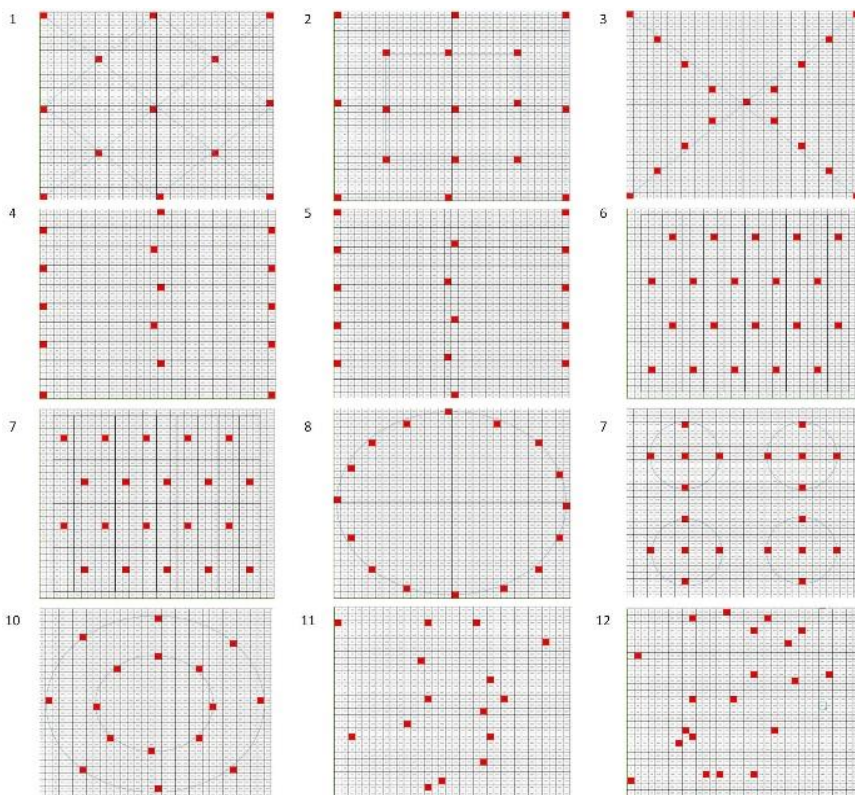


Figure 2 – Investigated point sampling strategies

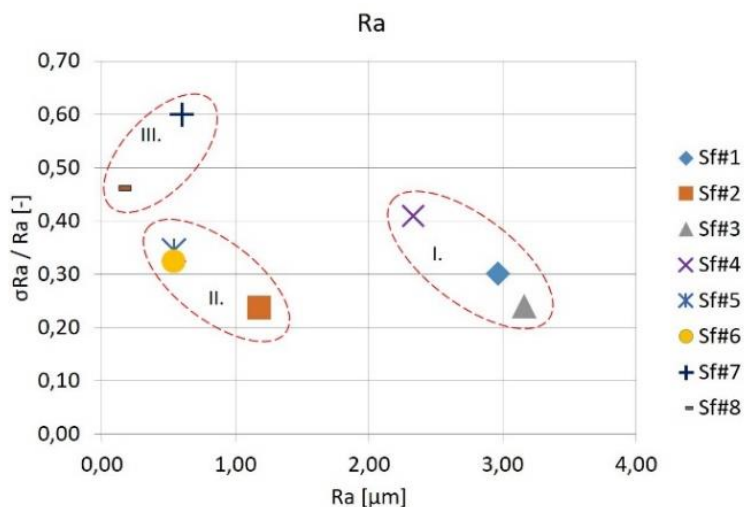
Results

The look of the surfaces is very different because of the cutting technologies. This inhomogeneity appears in the values of surface roughness parameters, the standard deviation can be very large (Table 2), because the measured value of the surface roughness can be very different in perpendicular directions.

Table 2 – Surface roughness and reference flatness values

Surface	Ra [μm]	σ_{Ra}	Rz [μm]	σ_{Rz}	ΔZ_{max} [mm]	FL _{ref} [mm]
#1	2,97	0,89	14,75	4,50	0,043	0,034
#2	1,18	0,28	6,58	1,36	0,018	0,013
#3	3,16	0,76	14,42	3,12	0,045	0,045
#4	2,33	0,95	12,33	5,21	0,057	0,057
#5	0,54	0,19	2,68	0,91	0,016	0,013
#6	0,54	0,17	2,52	0,76	0,021	0,021
#7	0,60	0,36	4,19	2,57	0,011	0,010
#8	0,13	0,06	1,00	0,48	0,006	0,005

The Figure 3 shows the average values of Ra and the relative values of the standard deviation. Based on the chart, three groups can be identified. In the first group the surface roughness is high, but the relative deviation is moderated. They are the conventional milling and turning methods. In the second group there are CNC milled parts, where the surface roughness is better, but the relative deviation there is in a similar range as in first group. The third group (grinding) shows smaller Ra , but the relative standard deviation is the highest.

Figure 3 – Ra surface roughness and the relative standard deviation

The surface roughness and the flatness error have just a general relationship (Figure 4), the three previous group can't be recognised, only the first, the second and the third are mixed. The surface roughness and the flatness move parallel: the better surface roughness means smaller flatness error.

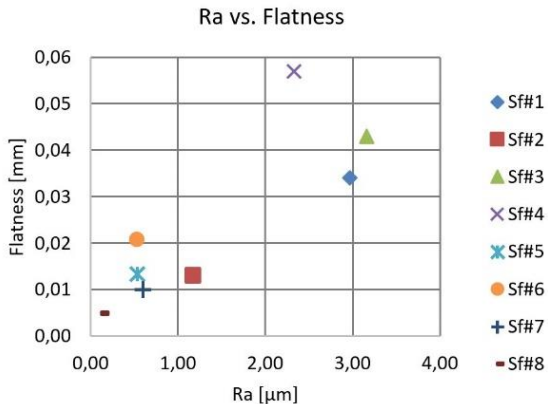


Figure 4 – Surface roughness and the flatness

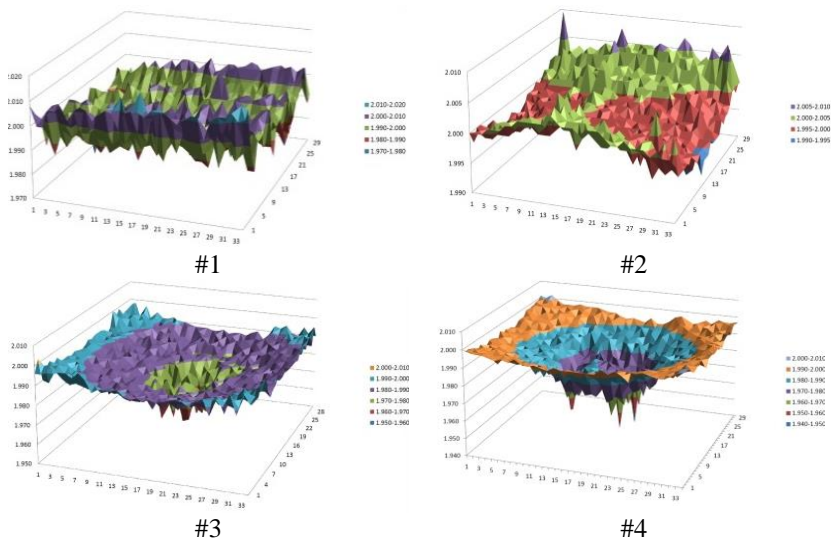


Figure 5 – Macro topography of the test surfaces #1-#4

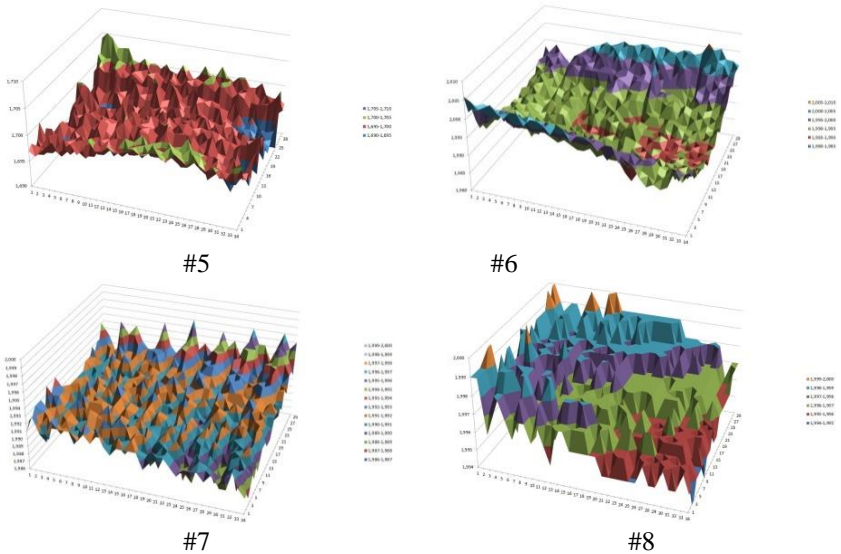


Figure 6 – Macro topography of the test surfaces #5-#8

The reference values of the flatness error based on 1020 points are shown in Table 2. The point clouds over the measuring grid show special macro topography, which characterise the machining method (Figure 5, Figure 6). In case of milling (*Sf#1; Sf#2; Sf#5; Sf#6*) the stripes of tool path can be recognised, and the side regions are higher. The face turning shows concentric pattern (*Sf#3; Sf#4*) with deeper centre. At grinding (*Sf#7; Sf#8*) a clear pattern is not visible.

The ΔZ_{max} means the maximum difference in *Z* coordinates value, so the distance between the deepest valley and the highest peak in *Z* direction. Generally, it is larger, than the flatness error, because of the degree of freedom of the investigation plane. It can be equal with the flatness error, if the best orientation of the investigation plan is equal with the theoretical surface. The ΔZ_{max} can never be larger than flatness. At face turning (*Sf#3; Sf#4*) the two values are equal, because of the concentric pattern. The difference is larger if the orientation error increases and the topography is not symmetric, like in case of milling.

The differences in macro topography can be characterised by flatness error. In case of different point sampling strategies, a limited set of points substitute the whole surface. The limited set of points decrease information about the surface, but ensures shorter measuring time. The measuring time of 1020 points was 45 minutes.

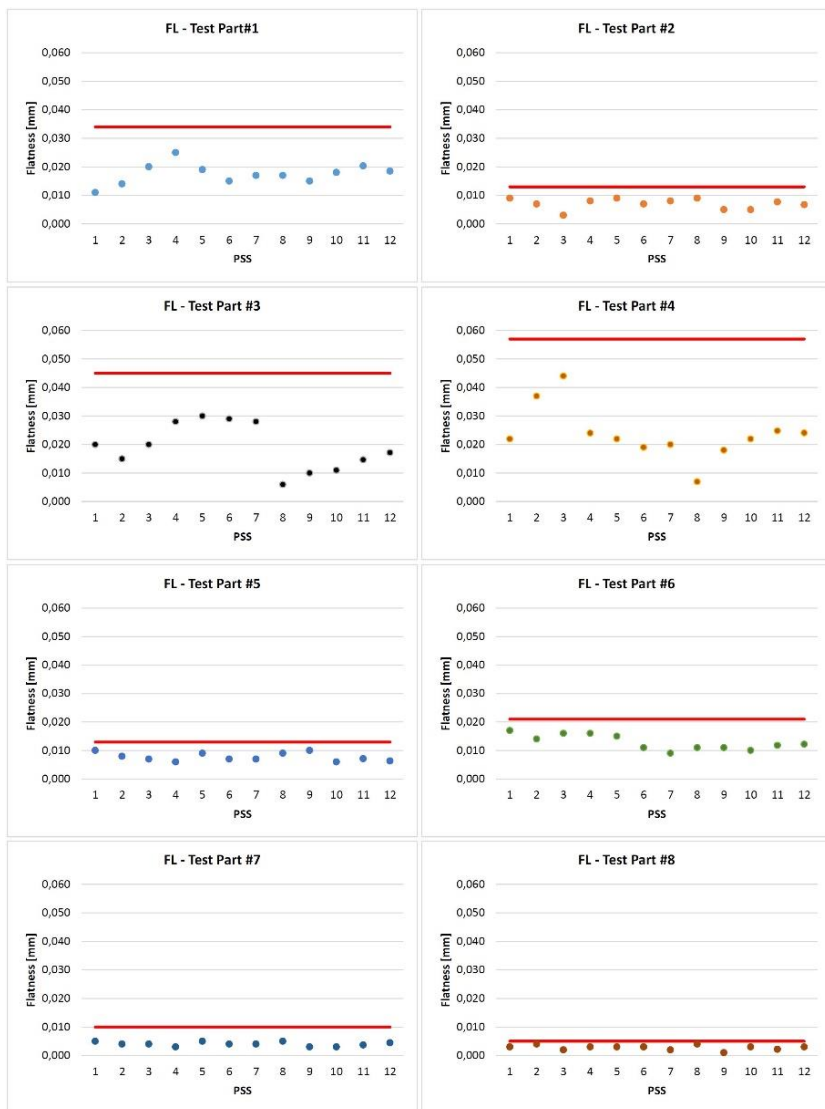


Figure 7 – Flatness errors in case of 8 surfaces and 12 points sampling strategies

The Figure 7 shows the flatness error in case of 8 surfaces and 12 points sampling strategies. The horizontal lines indicate the reference values of the

flatness. In case of different PSS, the flatness can be very different, but the difference depends on the machining strategy and the surface nature. For example, in case of turning, the PSS#8 shows very low values, because there are no points at the deepest central region. But when the topography looks more equable, the results show smaller deviations. The calculated flatness error is always smaller than the reference values.

Discussion

In order to adjust the measured flatness value (FL_c) to the reference value (FL_{ref}), a modification coefficient (C_{FL}) can be introduced:

$$FL = C_{FL} \cdot FL_c \quad (3)$$

The correction coefficients (C_{FL}) were defined as the quotient of reference value (FL_{ref}) and the calculated value (FL_c) of the flatness error.

$$C_{FL} = \frac{FL_{ref}}{FL_c} \quad (4)$$

If the coefficients are calculated, 12 different PSS related values are given (Figure 8), and considering the 8 test surfaces, standard deviation can be calculated. The coefficient shows the scale of the modification, and the standard deviation shows, how general this modification is in case of PSS. The result is better, if the standard deviation is smaller. The smallest standard deviation (Table 3) there are at PSS#12 (20 random points) and PSS#5 (15 points in the corner of defined regions).

Table 3 – Values of modification coefficients and standard deviations

PSS	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
C_{FL}	1,95	1,96	2,22	1,93	1,73	2,08	2,16	3,21	3,01	2,55	2,16	2,05
σ_{CFL}	0,66	0,61	0,98	0,68	0,40	0,48	0,45	2,86	1,26	0,81	0,51	0,33

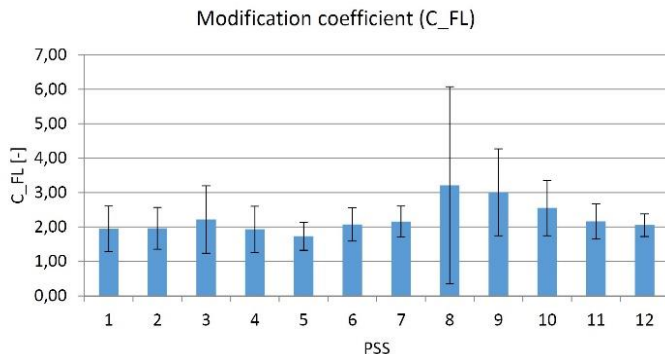


Figure 8 – Values and standard deviation of modification coefficients

The Figure 9 shows the result of the estimations at 8 test parts, the dashed line shows the ideal state. The *PSS#5* and the *PSS#12* show a good result; the estimated values are close to the reference values. But the points of *PSS#8*, which has the largest standard deviation, are far from the dashed line, they have large error.

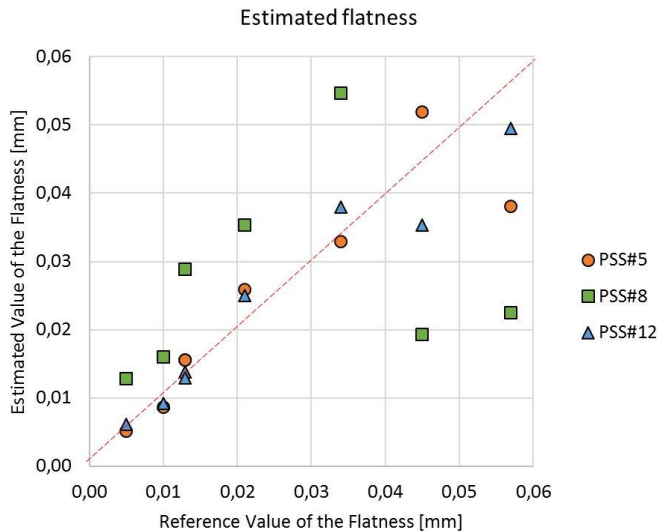


Figure 9 – Estimated values of flatness

Let's compare the accuracy of the estimation by modification coefficients. The accuracy can be described by standard deviation of differences between the reference value and the estimated value of flatness. Based on these values (Figure 10), the result is same like at the preliminary conjecture: the *PSS#5* and the *PSS#12* is the best strategy.

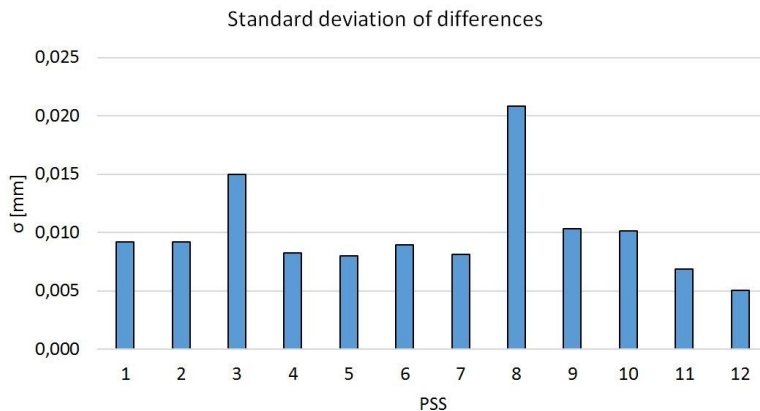


Figure 10 – Standard deviation of differences of estimated data

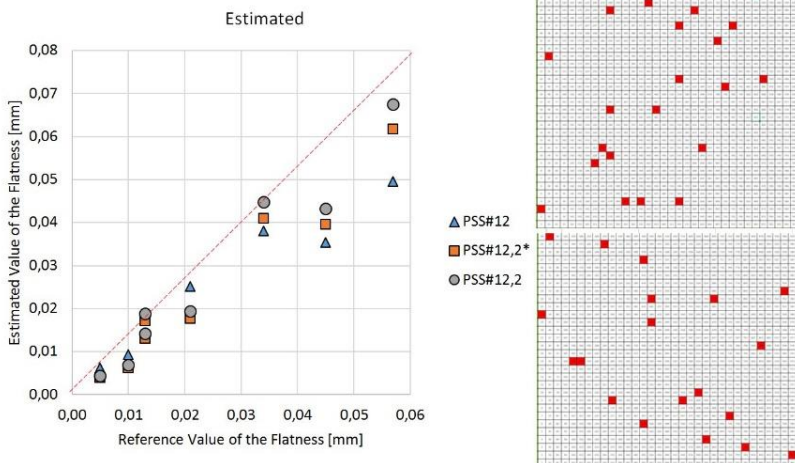


Figure 11 – Results of *PSS#12* random points method

The investigated point sampling strategies are regular; expect of *PSS#11* and *PSS#12*, which works with randomly selected points. Therefore, no matter how good results the *PSS#12* shows, if another 20 points are selected randomly, the values are changed, so the randomly selected points methods are not reliable. As the Figure 11 shows, the original coefficient based estimation is not so good (*PSS#12.2**), like estimation with recalculated value (*PSS#12.2*). A new set of points gives new coefficient (2,25) and standard deviation (0,57). Both values are higher, than the original, and the accuracy of the estimation looks better. So if the selected points are changed the previous coefficient is not appropriate. Therefore in case of random point methods, more parameters should be considered in order to define the modification coefficient.

Summary

The tolerance design is an important and complex problem, because of the diverse set of requirements and circumstances. Lot of factors have effect on the type and value of the tolerances. In the current article the effect of point sampling was investigated in case of coordinate measuring of flatness error. 12 different point sampling strategies were study on 8 different machined surfaces.

On the basis of the results above, it was found that the surface roughness and the flatness move parallel. The surface roughness in different measuring directions can be very different; the relative standard deviation is specified by machining technology. The point sampling strategy influences the result of evaluation of flatness. The standard deviation of the ratio of calculated and the reference values shows the most appropriate strategy. This ratio can be used to modify the measured flatness in order to estimate the real flatness error. 20 random points and the 15 points in the corners of regions ensured the best result, but the random method has poor repeatability.

The presented method can be extended to more machining technologies, and the modification coefficient can be specified. The size of the plane surface can be another important factor for the evaluation of flatness, so it should be considered during the further research.

References: 1. ISO 1101-2017 Geometrical product specifications (GPS) - Geometrical tolerancing - Tolerances of form, orientation, location and run-out. 2017 2. *Henzold G.*: Geometrical Dimensioning and Tolerancing for Design, Manufacturing and Inspection. Elsevier 2006 3. *Plowucha W et al.*: Geometrical product specification and verification as toolbox to meet up-to-date technical requirements. Proc. of 11th Int Sc Conf "Coordinate Measuring Technique" CMT2014. 2014 pp.131-139. 4. *Tsai J-C; Cutkosky M.R.*: Representation and reasoning of geometric tolerances in design. Artificial Intelligence for Engineering Design, Analysis and Manufacturing 1997 11:325-341 5. *Anselmetti B.; Louati H.*: Generation of manufacturing tolerancing with ISO standards. Int. J. of Machine Tools and Manufacture 2005 45:1124-1131 6. *Moroni G., Petrò S.*: Geometric Inspection Planning as a Key Element in Industry 4.0. Proceedings of 3rd International Conference on the Industry 4.0 Model for Advanced Manufacturing. AMP 2018.

Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham 2018
7. Juran J.M.; De Feo J.A.: Juran's Quality Handbook. McGrawHill; New York 2010
8. Gosavi A.; Cudney E.: Form Errors in Precision Metrology: A Survey of Measurement Techniques. Quality Engineering 2012 24(3):369-380 doi.org/10.1080/08982112.2011.652583
9. Meo A., Profumo L.; Rossi A.; Lanzetta M.: Optimum Dataset Size and Search Space for Minimum Zone Roundness Evaluation by Genetic Algorithm. Measurement Science Review 2013 13(3):100-107 doi.org/10.2478/msr-2013-0018
10. Jalid A. et al.: Influence of sample size on flatness estimation and uncertainty in three-dimensional measurement. Int J Metrol. Qual. Eng. 102(6) 2015 doi: 10.1051/ijmqe/2015002
11. Lakota S; Görög A.: Flatness measurement by multy-point methods and by scanning methods. J Interdisciplinary Research. 1(1):124-127 2011.

Балаш Міко, Габрієлла Фаркаш, Іштван Бодонї, Будапешт, Угорщина

ДОСЛІДЖЕННЯ СТРАТЕГІЙ ТОЧКОВОЇ ВИБІРКИ ПРИ ОЦІНЦІ ПЛОЩИННОСТІ

Анотація. Використання геометричних допусків в промисловості набуває все більшого значення, але для правильного їх застосування потрібно більш глибоке розуміння. Слід враховувати кілька аспектів, таких як робота продукту, властивості матеріалу, умови виробництва і вимірювання, а також правила, що стосуються стандартів. У статті представлені проблеми вимірювання та оцінки на прикладі площинності. Досліджується вплив різних стратегій точкової вибірки: порівнюються дванадцять методів в разі восьми випробувальних поверхонь, і пропонується метод модифікації. Помилка площинності, заснована на стандарті, може бути розрахована декількома способами. У цьому дослідженні був використаний метод мінімальної зони. При використанні методу мінімальної зони (MZ) необхідно визначити орієнтацію двох паралельних площин, які охоплюють хмару виміряних точок з мінімальною відстанню. Ця відстань повинна бути зіставлена з допуском. Досліджувані випробувальні деталі були виготовлені з попередньо загартованої сталі. Були проаналізовані 8 випробувальних поверхонь, які були оброблені різними методами обробки і параметрами різання. Були застосовані технології фрезерування, точіння і шліфування. Виміряна хмара точок була здобута за допомогою координатно-вимірювальної машини Mitutoyo Crysta-Plus 544. 1020 точок були записані з сіткою 5x5 мм. Контрольні значення помилки площинності були визначені ітераційним методом. На підставі результатів, наведених у статті, було виявлено, що шорсткість поверхні і площинність рухаються паралельно. Шорсткість поверхні в різних напрямках вимірювання може бути дуже різною. Відносно стандартне відхилення визначається технологією обробки. Стратегія точкової вибірки впливає на результат оцінки площинності. Представлений метод може бути поширений на більшу кількість технологій обробки, а також може бути вказаний коефіцієнт модифікації. Розмір плоскої поверхні може бути ще одним важливим фактором для оцінки площинності, тому його слід враховувати при подальших дослідженнях.

Ключові слова: геометричні допуски; площинність; стратегія точкової вибірки; координатне вимірювання; метод мінімальної зони.

Viktor Molnár, István Deszpoth, János Kundrák,
Miskolc, Hungary

LEAD TIME REDUCTION IN MANUFACTURING PROCESS OF TOOTHED PARTS

Abstract: *In manufacturing automotive industrial components, the reduction of machining time and operation spare time detected in the cutting operations can be realized by the modification of technological parameters. However, reduction in the total component manufacturing lead time can be realized to a great extent by re-organization of the production process to eliminate unnecessary waiting periods (e.g. storage, in-process storage, etc.). In our study the total lead times of two different types of components were analyzed by mapping the process in a detailed way. The rate of waiting time within the lead time was analyzed; the theoretical and the measured lead times were compared and the effect of operation sequence on lead time was analyzed. Using these calculations and also measurements the problematic operations were identified and suggestions for process improvement were made.*

Keywords: *operation time; manufacturing process; total lead time; analysis of the production process; standardization process.*

1. INTRODUCTION

One constant and cardinal issue of manufacturing is the continuous increase of productivity. The reasons behind this tendency are the continuous increase in consumption, the decrease in costs and competition among companies [1].

In all cases one significant issue is how much time is required to carry out order-based production, or the time needed for a single specified component manufacturing task. However, the question can be reversed: how much time consumed unnecessarily can be eliminated from a manufacturing process, i.e. is there unnecessary storage, material handling or waiting before starting the subsequent operation? These are called waste times [2, 3]. In Lean-focused manufacturing, which is currently typical in the automotive industry, each activity that creates no added value for the customers is called waste [4, 5]. In one of our former studies, analyses for the lead time of hard machining gears were carried out [6] in which the aim was the optimization of operation times.

Here, the analysis of the machining process of two components was performed. The process is a matured one and its operations are carried out with the latest manufacturing equipment and machine tools by perfectly-equipped workers. A lot size is between 60 and 300 components. In such cases 1 or 2 minutes per piece or even a one-second decrease in time consumption can make a difference [7].

Time consumption is one of the most important parameters of the manufacturing process. In this paper the component manufacturing lead time is analyzed. This parameter is influenced by many factors. However, it is essential because there is a strong relationship between it and the expenses, and hence the first cost of the product. When improving the manufacturing process one goal is the reduction of lead time [8].

One of the most significant components of production lead time is the operation time. Its value tends to gradually decrease. If merely the machining of case hardened components of a transmission system is analyzed, a remarkable change can be observed. Over the years the number of hardened surfaces and the tools and procedures (grinding, hard turning, joint procedure) applied for machining them have been modified. As a result of these changes the lead times have decreased remarkably. The aim of our study is to analyze if there are possibilities for further reduction of lead time from a process organization point of view after these significant developments.

Both the theoretical and actual (measured) values of lead time were determined and compared. Based on the rates of these values the operations in which the greatest differences were found were selected and possibilities for decreasing this ratio were determined.

The general definition of lead time is the period between receipt of the raw materials and the sale of the finished goods [4, 9, 10]. In practice the following three lead time categories are the most frequent: component manufacturing, production and total lead time (Fig. 1). Hereinafter only the manufacturing lead time is analyzed.

Manufacturing lead time is the period between the first manufacturing activity connected to a given order and the beginning of the sales process (finished goods storage is not included in this period). The start point of production lead time is the start of technical preparation. The start point of total lead time is the same and the end point is the end of sales operations.

There is a fourth category: series lead time. Within the manufacturing lead time it refers to one series (a given lot size, identical components). The series lead time is the period in which a production item (lot, series) is finished in a technological phase [12]. Manufacturing a product starts with the machining of the elementary items (components) and then these are connected to each other (assembly). A transmission system is built up from components and/or subassembly units. Joining these elements to get a functional, saleable product takes place in the assembly process. In this paper the lead time of manufacturing process is analyzed by mapping it for two different components.

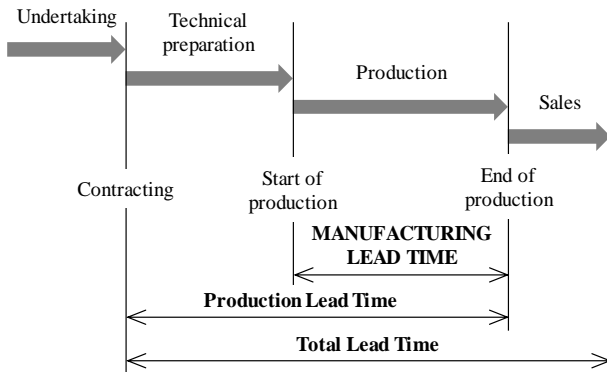


Figure 1 – Structure of the types of lead time [12]

Manufacturing of the analyzed components is characterized by mixed operation sequence (Fig. 2). In this case calculation of lead time ($T_{L,t}$) is the following [13]:

$$T_{L,t} = t_{op} + (n - 1) \left(\sum t_h - \sum t_l \right), \quad (1)$$

where t_{op} is the sum of operation times necessary to finish a component; n is the lot size; t_h is a high operation time between two lower; t_l is a low operation time between two higher.

This formula can be used for calculating the theoretical lead time of the production of the analyzed components.

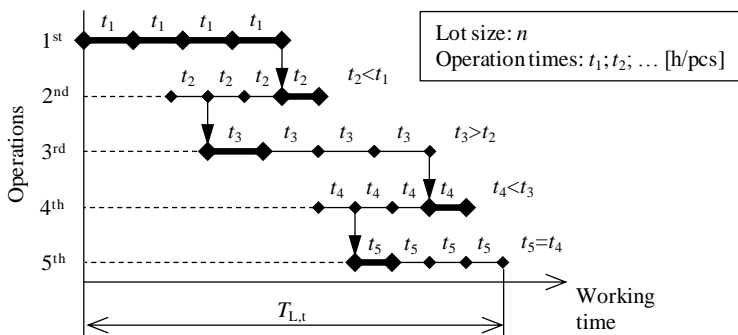


Figure 2 – Calculation of lead time in case of mixed operation sequences [13]

2. METHODS

The analyzed components are parts of two transmission systems (a countershaft and a gear wheel). In the analyzed series the number of countershafts is 60 and the number of gears is 216. The current values of the operation times were available in the SAP ERP system used in the plant where the components are produced. They were used for determining the lead time. Conditions and limitations of the study:

- No possibilities were looked for to decrease operation times of machining by technology improvement.
- The reasons for waiting were not analyzed (e.g. machining another component or series on the subsequent workstation).
- In the hardening operation other components are being hardened at the same time. When determining the operation time, the specific time of the analyzed component was not calculated (hardening time divided by the number of components); rather, the current operation time was considered.
- Operation times were not defined by the theoretical (calculated) values, hence no comparison of calculated and measured values was carried out.

3. RESULTS AND DISCUSSION

In Table 1 and 2 the operations of the components are summarized in order of occurrence. In Figs. 3 and 4 the sums of operation times of the components machined in one series are demonstrated (series operation time).

Table 1 – Operations and main activities in manufacturing the countershaft

Sign	Description	Sign	Description
1	Preparation	9	Media removal
2	Gear cutting	10	Washing
3	Deburring	11	Straightening
4	Tooth cutting	12	Cylindrical grinding
5	Tooth chamfering, deburring	13	Tooth grinding
6	Washing	14	Washing
7	Case hardening	15	Quality check
8	Shot peening	16	Final check

In case of the countershaft the operation time of cylindrical grinding can be considered as an outlier. In case of the gear a significant outlier is the operation time value of the 3rd operation (washing) and the 9th (case hardening). The reason for these was that not the operation times (of the whole lot) were recorded in the

system but rather another time that included extra waiting. This can be considered as incorrect data recording.

Table 2 – Operations and main activities in manufacturing the gear wheel

Sign	Description	Sign	Description
1	Preparation	9	Case hardening
2	Tooth milling, chamfering	10	Shot peening
3	Washing	11	Media removal
4	Final check	12	Hard turning
5	Preparation	13	Tooth grinding
6	Washing	14	Washing
7	Laser welding	15	In-process quality check
8	In-process quality check	16	Final check

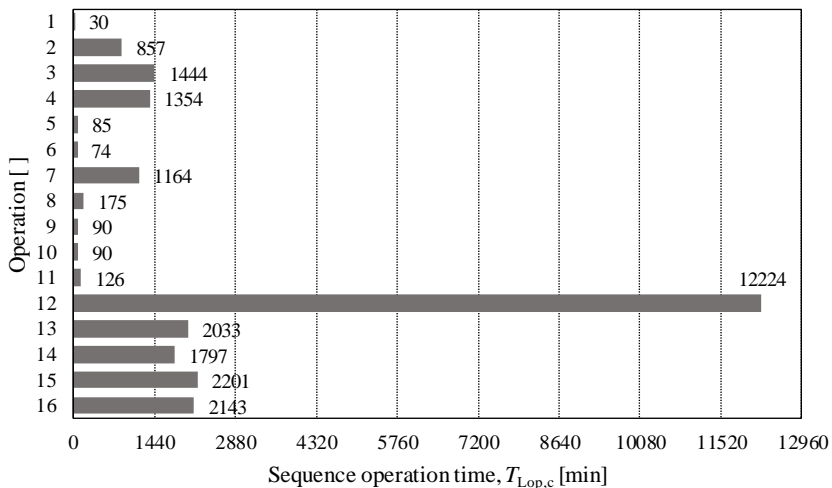


Figure 3 – Series operation times for the countershaft series

Using the technological documentation available at the plant, the theoretical operation times of the series ($T_{op,t}$) were analyzed and then were compared to the values ($T_{op,c}$) obtained from the SAP ERP system. The rates of these values are summarized in Tables 3 and 4 for each operation.

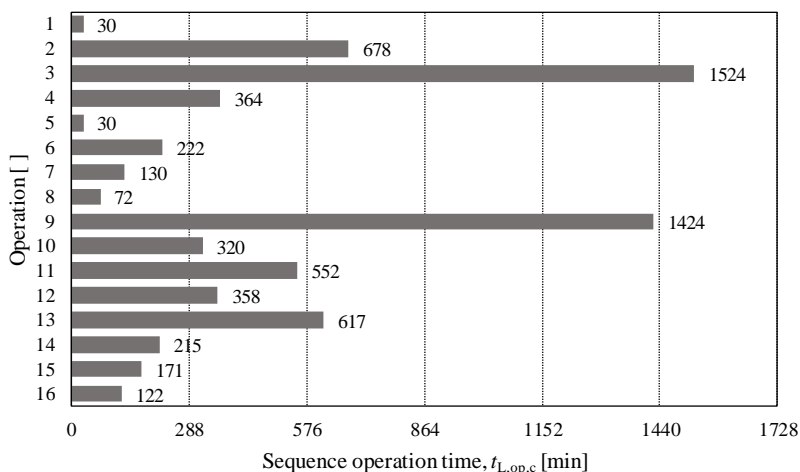


Figure 4 – Series operation times for the gear series

Table 3 – Rates of current and theoretical series operation times – countershaft

Operation	$T_{op,v}/T_{op,c}$	Evaluation	Operation	$T_{op,v}/T_{op,c}$	Evaluation	Operation	$T_{op,v}/T_{op,c}$	Evaluation	Operation	$T_{op,v}/T_{op,c}$	Evaluation
1	1.00	☆	5	0.89	☆	9	1.00	☆	13	3.53	✓
2	3.15	✓	6	2.96	✓	10	0.90	☆	14	52.76	✗
3	17.61	✗	7	10.39	✗	11	0.76	☆	15	64.74	✗
4	2.57	✓	8	3.43	✓	12	31.54	✗	16	119.06	✗

Legend: ☆ - favorable (0-1.2); ✓ - realistic (1.21-4); ✗ - unfavorable (>4.1)

The times for deburring, case hardening, grinding, washing after tooth grinding and the two last quality check operations are considered unfavorable compared to the theoretical values (10-120-fold values) for the shaft.

In the case of the gear wheel the washing, the final check, the case hardening and the shot peening operations are unfavorable based on the

calculated indicator. Process activities besides machining operations were also analyzed.

Table 4 – Rates of current and theoretical series operation times – gear wheel

Operation	$T_{op,i}/T_{op,c}$	Evaluation	Operation	$T_{op,i}/T_{op,c}$	Evaluation	Operation	$T_{op,i}/T_{op,c}$	Evaluation	Operation	$T_{op,i}/T_{op,c}$	Evaluation
1	1.00	☆	5	1.00	☆	9	30.96	✘	13	2.07	✓
2	1.31	✓	6	3.00	✓	10	5.71	✘	14	8.60	✘
3	84.67	✘	7	1.00	☆	11	2.56	✓	15	1.58	✓
4	5.60	✘	8	2.88	✓	12	1.02	☆	16	1.88	✓

Legend: ☆ - favorable (0-1.2); ✓ - realistic (1.21-4); ✘ - unfavorable (>4.1)

The thread diagrams of the activities of the production are demonstrated in Figs. 5 and 6 for the two components. A thread diagram highlights which activities of the process can be considered as value-creating and which not. The points of the intermittent line in the first column (machining and other main operations) indicate the value-creating operations and the remaining points are for the non-value-creating activities such as logistics, quality checks or waiting. The quality check and the logistics operations cannot be eliminated; however, their durations or their frequency can be reduced by process reorganization. Waiting is a phase that should be eliminated.

The rate of value-creating activities (16) is 0.36 within the number of all activities for both the shaft and the gear. Rates of waiting times were also analyzed within the lead time and are summarized in Table 5. It can be seen that the rate of waiting in the case of the countershaft is 17% and in the case of the gear it is almost 80%. Both values can be considered as high. Beyond this, the total value of waiting (T_w) itself is quite high: 61 hours of waiting in the production process of 60 shafts.

The production process was also analyzed based on the operation sequence. The production of the shaft and the gear is characterized by the mixed operation sequence. This includes parallel operations too, which means that the lead time is shortened.



Legend: A – Machining and other main operations; B – Quality check;
 C – Material handling; D – Conveyance; E – Storage; F – Waiting

Figure 5 – Thread diagram - countershaft

Table 5 – Rate of waiting time within lead time

	Shaft	Gear
Waiting time, T_w [h]	61	165
Lead time, $T_{L,c}$ [h]	367	209
$T_w/T_{L,c}$ [%]	16.75	78.81

#	Sign						Description	#	Sign						Description	
	A	B	C	D	E	F			A	B	C	D	E	F		
1	●						Preparation (1)	23							●	Waiting
2					●		Storage	24						●		Conveyance
3						●	Waiting	25	●							Hardening (9)
4						●	Material handling	26						●		Conveyance
5					●		T. mill., chamf. (2)	27						●		Shot peening (10)
6						●	Conveyance	28						●		Material handling
7						●	Waiting (3)	29						●		Media removal (11)
8						●	Conveyance	30						●		Conveyance
9						●	Final check (4)	31						●		Waiting
10						●	Conveyance	32						●		Hard turn, grind. (12)
11						●	Waiting	33						●		Conveyance
12						●	Preparation (5)	34						●		Waiting
13						●	Storage	35						●		Tooth grinding (13)
14						●	Conveyance	36						●		Conveyance
15						●	Waiting	37						●		Waiting
16						●	Washing (6)	38						●		Washing (14)
17						●	Conveyance	39						●		Conveyance
18						●	Laser welding (7)	40						●		Quality check (15)
19						●	Conveyance	41						●		Material handling
20						●	Quality check (8)	42						●		Final check (16)
21						●	Conveyance	43						●		Conveyance
22						●	Storage	44						●		Storage

Legend: A – Machining and other main operations; B – Quality check;
 C – Material handling; D – Conveyance; E – Storage; F - Waiting

Figure 6 – Thread diagram – gear wheel

The criteria of good operation sequence is [13]: $T_{L,c} \ll \Sigma T_w$

If the criterion is met, the time efficiency is considered to be good.

The comparison for the two components is included in Table 6. For the countershaft the time efficiency is good but in case of the gear wheel it is not.

Table 6 – Comparison of summarized operation times (total machining process) and lead times of the components

Part	$T_{L,c}$ [h]	t_{op} [h]	Time efficiency
Shaft (60)	367<	431	favorable
Gear (216)	209>	114	unfavorable

Both the comparison of lead and operation times and comparison of lead and waiting times indicates that the production process of the gear is less efficient than that of the countershaft. At the same time the rate of waiting time within the lead time is relatively high in the case of the countershaft.

4. RECOMMENDATIONS FOR PROCESS IMPROVEMENT

There is a need for a more thorough analysis of the revealed problems of the processes in order to reduce or eliminate them. Based on the current analysis the following tasks can be designated:

- Rates of waiting times within the lead times are relatively high (countershaft production: 16.75%, gear production: 78.81%). The reasons for these waiting times have to be identified and analyzed. Then process improvement steps have to be designated.

- Based on the differences between the current manufacturing lead time and the summarized operation time, the production of the countershaft can be considered favorable, while the production of the gear wheel can be considered unfavorable in the plant practice. In the latter case the reasons are the long waiting times and the relatively long operation times (compared to the planned ones). This (for the gear) partly confirms the statement made in the previous point.

- The rates of current and theoretical series operation times are different in some cases: the measured values of 6 operations (or main activities) in the countershaft production and 5 in the gear wheel production can be considered as unfavorable compared to the theoretical values. Based on these results, an in-depth analysis of the unfavorable operations is suggested. The reasons for the differences have to be discovered and organizational steps have to be taken to eliminate them.

- The rate of current and series operation times for the countershaft in operations is 65 times higher than calculated theoretical values, and at the final quality check is 65-120 times higher. The efficiency of these activities has to be studied and process improvement steps have to be introduced.

- Series operation time rates are unfavorable for the washing activity in several cases (5 activities). Analysis and process improvement are also needed in these activities.

In the analyzed process the following methods are suggested. These fit the practice of the plant: cause-effect analysis (e.g. failure tree, 5W1H), Pareto analysis, and value analysis. The improvement consists mainly of organization methods and rationalization steps.

Most of the washing operations are not efficient. The reason for that is the lack of capacity and the overload of resources. Increasing the capacities and reorganization would lead to improvement of washing activities.

On the basis of our estimations the waiting time can be reduced by 25% for the shaft and 40% for the gear.

4. SUMMARY

The production process of two typical components (a shaft and a gear wheel) were studied. Our aim was the analysis of the lead time components. Steps for improving the production process, are suggested to help in the reduction of lead time. In case of the analyzed components the rates of waiting time within the processes were relatively high, which resulted not from technological problems but from organizational shortcomings. The lean production organization system and toolset is applied in the analyzed plant, so we endeavored to build these into our analyses and consider them in recommendations. The next step in both the research and the process rationalization in the plant is the designation of process phases whose improvement is urgent (this can be established after ranking the problems). Next, improvement steps have to be determined and process standardization can be recommended. Analysis of the production process of other similar components may result in a clearer overview about process efficiency. At the same time, results revealed that there are periods in the production process which could be eliminated not by technological improvements but by process organization solutions.

This study introduced a method that can serve as a best practice for the plant to eliminate waste. In summary, it can be stated that the sensitivity of the method is acceptable because the method explores waste using a complex approach and is capable of making waste in the production process more visible.

ACKNOWLEDGEMENTS

Project No. NKFI-125117 has been implemented with the support provided from the National Research, Development and Innovation Fund of Hungary, financed under the K₁₇ funding scheme. The described study was carried out as part of the EFOP-3.6.1-16-00011 “Younger and Renewing University – Innovative Knowledge City – institutional development of the University of Miskolc aiming at intelligent specialisation” project implemented in the framework of the Szechenyi 2020 program. Both sources of funding are gratefully acknowledged.

References: 1. *Tamas, P., Illes, B., Dobos, P.:* Waste reduction possibilities for manufacturing systems in the industry 4.0, IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 161, 2016, pp.1–8. 2. *Simboli, A., Taddeo, R., Morgante, A.:* Value and wastes in manufacturing. An Overview and a New Perspective Based on Eco-Efficiency, Administrative Sciences, No.4, 2014, pp.173–191. 3. *Kucerova, M., Mlkva, M., Sablik, J., Gejgus, M.:* Eliminating waste in the production process using tools and methods of industrial engineering, Production Engineering Archives, Vol.9, No.4,

2015, pp.30–34. **4.** Womack, J.P., Jones, D.T.: Lean Thinking, Simon & Schuster Inc., 2008. **5.** Szentesi, Sz., Tamas, P., Illes, B.: Process improvement methods for manufacturing system, COMEC 2016 IX International Scientific Conference of Mechanical Engineering, Santa Clara (CA), USA, 2016, pp 1–6. **6.** Molnar, V., Szabo, G., Kundrak, J.: Waste reduction possibilities in a manufacturing process, Cutting & Tools in Technological Systems, No.89, 2018, pp.109–116. **7.** Kundrak, J.: Alternative machining procedures of hardened steels, Manufacturing Technology, 11, 2011, pp. 32–39. **8.** Andelkovic, A.: Implementation of Just-in-sequence concept in automotive industry – comparison of Austrian and Serbian model, Industrija, Vol.45, No.3, 2017, pp.83–99. **9.** Lunau, S.: Six Sigma+Lean Toolset, Springer, 2013. **10.** Wilson, L.: How to Implement Lean Manufacturing, McGraw Hill, 2010. **11.** Monks, J.G.: Operations Management, McGraw-Hill, 1982. **12.** Illes, B., Biro, Z., Banyai-Toth, A., Berenyi, L., Harangozo, Z.: Production Organization and Management (In Hungarian: Termelésstervezés és –menedzsment), Nemzeti Tankönyvkiado, 2011. **13.** Kovacs, Z.: Production Management (In Hungarian: Termelésmenedzsment), Veszpremi Egyetemi Kiado, Veszprem, 2001.

Віктор Мольнар, Іштван Дезпот, Янош Кундрак,
Мішкольц, Угорщина

ЗНИЖЕННЯ ЧАСУ ПРОЦЕСУ ВИГОТОВЛЕННЯ ЗУБЧАСТИХ ЧАСТИН

Анотація. При виготовленні автомобільних компонентів зменшення часу обробки і вільного часу, що виявляється в операціях різання, може бути реалізовано шляхом зміни технологічних параметрів. Проте, скорочення загального часу виробництва компонентів може бути досягнуто в значній мірі шляхом реорганізації виробничого процесу для усунення непотрібних періодів очікування (наприклад, зберігання, зберігання в процесі і т.д.). У цьому дослідженні загальний час виконання двох різних типів компонентів були проаналізовані шляхом докладного картування процесу. Система автомобільної трансмісії складається з компонентів або складальних одиниць. Об'єднання цих елементів для отримання функціонального товарного продукту відбувається в процесі складання. У цій статті час виконання виробничого процесу аналізується шляхом зіставлення його для двох різних компонентів. Аналізовані компоненти є частинами двох систем трансмісії (проміжний вал і шестерня). Поточні значення часу роботи були доступні в системі SAP ERP, використовуваної на заводі, де виробляються компоненти і були використані для визначення часу виконання замовлення. Теоретичний і вимірний час виконання замовлення порівнювався і аналізувався для виявлення впливу послідовності операцій на час виконання замовлення. За допомогою цих розрахунків, а також вимірювань були виявлені проблемні операції і внесені пропозиції щодо поліпшення процесу. У разі аналізованих компонентів показники часу очікування всередині процесів були відносно високими, що пояснювалося технологічними проблемами, а організаційними недоліками. Наступним кроком як у дослідженнях, так і в раціоналізації процесу на заводі є визначення фаз процесу, поліпшення яких є невідкладним (це можна встановити після ранжювання проблем). Потім необхідно визначити етапи поліпшення і рекомендувати стандартизацію процесу. Аналіз процесу виробництва інших аналогічних компонентів може дати більш чітке уявлення про ефективність процесу.

Ключові слова: зменшення часу обробки; виробничий процес; послідовність операцій; аналіз процесу виробництва; стандартизація процесу.

Є. Мироненко, В. Калініченко, В. Хорошайло,
Д. Гузенко, Краматорськ, Україна

СПЕЦИФІКА ВИКОРИСТАННЯ ТВЕРДОСПЛАВНИХ РІЗАЛЬНИХ ПЛАСТИН З ПОКРИТТЯМ ПРИ ЧОРНОВІЙ ТА НАПІВЧИСТОВІЙ ТОКАРНІЙ ОБРОБЦІ ДЕТАЛЕЙ ВАЖКОГО МАШИНОБУДУВАННЯ

Анотація. У статті на основі результатів досліджень узагальнені специфічні особливості чорнкової та напівчистої токарної обробки деталей важкого машинобудування різцями з твердосплавними різальними пластинами з покриттям. Обґрунтовано вибір марок твердих сплавів з покриттям, найбільш перспективних для використання при чорновій та напівчистої токарній обробці сталевих деталей на важких верстатах.

Ключові слова: деталі важкого машинобудування, чорнова токарна обробка, напівчистова токарна обробка, твердосплавна різальна пластина, покриття, зношування, поламка, викривування, працездатність, продуктивність обробки, енергоефективність.

Вступ. Постановка проблеми.

Важке машинобудування є основою машинобудівного комплексу України. Технічний рівень та ефективність технологічних процесів підприємств важкого машинобудування значною мірою визначають загальний рівень промислового розвитку держави. Тож підвищення ефективності технологічних процесів важкого машинобудування, зокрема процесів механічної обробки деталей, є і надалі залишатиметься актуальною науково-практичною задачею. Важливим чинником забезпечення високої ефективності механічної обробки деталей важкого машинобудування є широке впровадження та раціональне використання сучасного високопродуктивного та надійного різального інструменту, зокрема, зі зносостійким покриттям.

Значну частку деталей важкого машинобудування складають деталі-тіла обертання (валки прокатних станів з великим діаметром бочки, ротори енергетичних установок, корабельні гребні вали тощо). У структурі загальної трудомісткості обробки таких деталей переважає токарна обробка на важких верстатах, причому основні витрати часу припадають на високоенергомісткі процеси чорнового та напівчистового точіння, що характеризуються важкими умовами роботи інструменту і, відповідно, – невисокими показниками його працездатності. Тому всебічне вивчення проблеми ефективної чорнкової та напівчистої токарної обробки деталей важкого машинобудування сучасним

твердосплавним інструментом з покриттям має вагоме практичне значення.

Аналіз досліджень та публікацій з проблеми, що розглядається.

Загальні теоретичні відомості про вплив зносостійкого покриття на характеристики процесу різання та працездатність інструменту при різних процесах механічної обробки представлені у роботах [1–4]. Разом з тим, використання твердосплавного інструменту з покриттям при чорновій та напівчистовій токарній обробці деталей важкого машинобудування має свою власну специфіку, яку необхідно враховувати при призначенні раціональних умов обробки на важких токарних верстатах. Окремі результати досліджень працездатності різців з твердосплавними різальними пластинами з покриттям при чорновій та напівчистовій токарній обробці деталей важкого машинобудування наведені у попередніх роботах [5–9] співавторів даної статті. Зокрема, у роботах [5–7] наведені та проаналізовані результати експериментальних досліджень чорнової токарної обробки деталей важкого машинобудування різцями, оснащеними спеціальними багатограними різальними пластинами з твердого сплаву з покриттям GC 4025 виробництва фірми «Sandvik Coromant». У роботі [8] наведені результати виробничих стійкісних випробувань різців з твердосплавними різальними пластинами з покриттям провідних світових фірм-виробників при напівчистовій токарній обробці валків прокатних станів у діапазоні діаметрів бочки Ø 521...1300 мм. У роботі [9] представлено стислий аналіз основних результатів стійкісних випробувань різців з різальними пластинами форми SCMT 380932 з твердих сплавів з покриттям різних виробників при чорновій токарній обробці бочок прокатних валків у діапазоні діаметрів бочки Ø 1120...1590 мм. Результати випробувань дозволяють визначити перспективні для використання у досліджуваних областях обробки марки твердих сплавів з покриттям.

Огляд невирішених частин проблеми.

Наведений у роботах [5–9] фактичний матеріал підтверджує можливість використання різців з твердосплавними різальними пластинами з покриттям різних фірм-виробників в реальних виробничих умовах чорнової та напівчистої токарної обробки деталей важкого машинобудування. Разом з тим, обґрунтований вибір конкретної марки твердого сплаву з покриттям та призначення раціональних умов обробки має базуватись на вивченні та подальшому врахуванні специфіки токарної обробки на важких верстатах і факторів впливу покриття та його характеристик на працездатність різців, продуктивність та енергоефективність обробки.

Мета роботи – на основі аналізу результатів виробничих випробувань різців з твердосплавними різальними пластинами зі зносостійким покриттям провідних світових фірм-виробників при чорновій та напівчистовій токарній обробці деталей важкого машинобудування узагальнити специфічні особливості досліджуваних процесів обробки, що справляють вплив на працездатність різців, продуктивність та енергоефективність обробки, та обґрунтувати вибір марок твердих сплавів з покриттям, перспективних для використання у зазначених умовах обробки.

Основна частина

Для виконання поставленої мети були докладно проаналізовані результати проведених на базі ПрАТ «НКМЗ» (м. Краматорськ) виробничих випробувань збірних різців з твердосплавними різальними пластинами зі зносостійким покриттям провідних світових виробників в умовах чорнкової та напівчистової токарної обробки валків прокатних станів з великим діаметром бочки, в тому числі досліджень, раніше представлених у публікаціях [5–9] співавторів даної роботи.

Валки прокатних станів з великими діаметрами бочки належать до характерних деталей важкого машинобудування. Приклади характеристик деяких валків прокатних станів виробництва ПрАТ «НКМЗ» з великими діаметрами бочки (за даними роботи [10]) наведені у таблиці 1.

Таблиця 1 – Характеристики деяких валків прокатних станів виробництва ПрАТ «НКМЗ» (м. Краматорськ) (за даними роботи [10])

Габаритні розміри валків (діаметр бочки × довжина бочки × довжина деталі), мм	Маса валків, т	Матеріал валків	Твердість бочки та шийок	Точність валків	Шорсткість поверхні
1600×2700×6700 1500×2500×6300 1400×2000×5500 1200×1200×5000 1100×1500×4800	12–60	Сталь 50, 50ХН, 60ХН, 75Х2МФ, 75ХМФ, 90ХФ, 70Х3ГНМФ та ін.	Бочки та шийок до <i>HB</i> 320; бочки від <i>HSD</i> 60 до <i>HSD</i> 85; шийок від <i>HSD</i> 30 до <i>HSD</i> 55	Биття бочки та шийок від 0,02 мм до 0,005 мм	Від <i>R_a</i> 3,2 мкм до <i>R_a</i> 0,4 мкм

За результатами аналізу виробничої технології у роботі [8] були виділені наступні особливості токарної обробки бочок сталевих прокатних

валків з великими діаметрами бочки, що справляють негативний вплив на працездатність різців, продуктивність та енергоефективність обробки та значною мірою є характерними і для токарної обробки інших деталей важкого машинобудування:

- великі значення та нерівномірний характер припуску на обробку, що обумовлює високі силові навантаження у зоні різання;

- технологічні проблеми, обумовлені невисоким рівнем оброблюваності багатьох з використовуваних у якості матеріалу валка сталей;

- значна довжина бочки валка, при якій тривалість обточування циліндричної бочки на прохід може значно перевищувати період стійкості різальної пластини, що ускладнює або унеможливує обробку бочки за один прохід без заміни пластини;

- великі значення потужності електродвигуна привода головного руху верстата, що зумовлюють високий рівень абсолютних витрат (втрат) енергії при заданому значенні питомих витрат (втрат);

- великі втрати електроенергії при роботі електродвигуна привода головного руху верстата на холостому ході під час заміни різальної пластини (різцевого блоку) внаслідок відмови.

Комплексне підвищення ефективності чорнової та напівчистої токарної обробки деталей важкого машинобудування може бути забезпечене при раціональному використанні сучасного твердосплавного різального інструменту з покриттям, який знаходить все ширше використання у зазначених областях обробки [8, 9]. При цьому широке впровадження твердосплавного інструменту з покриттям при чорновій та напівчистої токарній обробці деталей важкого машинобудування має базуватись на узагальненні специфічних особливостей цієї обробки, що впливають на працездатність різців, продуктивність та енергоефективність обробки.

Чорнова та напівчистова токарна обробка деталей важкого машинобудування мають свої відмінні риси. Невисокі показники стійкості твердосплавних пластин при чорновій токарній обробці на важких верстатах зумовлені результатами складної дії механічних та теплових навантажень значних величин [5, 7]. Відмови різців спричиняються зношуванням різних видів (абразивним, адгезійним, дифузійним), крихким руйнуванням різальної пластини (поламки, сколювання, викришування), пластичним деформуванням різальної кромки [5], при цьому специфічною особливістю чорнового точіння на важких верстатах є дуже значна питома частка крихкого (викришування, сколювання, поламки) та пластичного руйнування у загальній структурі відмов інструменту, що викликана значним силовим навантаженням різальної пластини та зумовлює невисокі

показники надійності різців і відтак недостатню ефективність їхнього використання на сучасному верстатному обладнанні з ЧПК. Тому набір функціональних характеристик покриття для твердосплавної різальної пластини, працюючої у таких складних умовах, має не тільки забезпечувати ефективний опір процесам зношування робочих поверхонь різальної пластини, але й стримувати розвиток явищ, що спричиняють крихке та пластичне руйнування пластини.

За результатами аналізу вищеперерахованих літературних джерел, у якості факторів, що справляють негативний вплив на працездатність різців, продуктивність та енергоефективність обробки при чорновому точінні сталевих деталей на важких верстатах, можуть бути вказані:

- температурні коливання, що спричинені нерівномірним характером припуску та зумовлюють появу у різальній пластині мікротріщин, перпендикулярних до різальної кромки, наслідком чого є викришування частинок твердого сплаву на різальній кромці та інтенсифікація зношування пластини по задній поверхні;

- пластична деформація різальної кромки внаслідок спільної дії високих температур та контактних навантажень при значних величинах подач;

- втрата міцності різальної кромки внаслідок інтенсивного лункоутворення на передній поверхні різальної пластини під впливом високих температур при різанні;

- поява борозен зносу на головній та допоміжній задніх поверхнях різальної пластини, зумовлена утворенням оксидних плівок при температурах $\Theta = 1100 \dots 1300$ °C;

- підвищення імовірності крихкого руйнування (в першу чергу – поламок) різальних пластин внаслідок дії перерахованих процесів;

- зниження показників надійності різців внаслідок підвищення питомої частки крихких руйнувань різальних пластин як раптових та неусувних відмов у загальній структурі відмов різців, що ускладнює експлуатацію різців на сучасному верстатному обладнанні з ЧПК;

- необхідність призначення режимів токарної обробки з заниженим рівнем швидкості різання з метою запобігання значним температурам на контактних поверхнях різальних пластин, що не дозволяє забезпечити бажану продуктивність обробки та служить додатковим чинником збільшення питомої частки поламок різальних пластин у структурі відмов та зростання коефіцієнта варіації стійкості різців;

- висока енергомісткість обробки, зумовлена високим силовим навантаженням у зоні різання;

- значні втрати часу на заміну різальної пластини (різцевого блоку), що зумовлені невисокою стійкістю та відносно високим відсотком

раптових відмов різців і відтак спричиняють значні втрати електроенергії при роботі електродвигуна привода головного руху верстата на холостому ході.

При напівчистовій токарній обробці сталевих деталей на важких верстатах, на відміну від чорнової обробки, у структурі відмов різців однозначно домінує знос різальної пластини по задній поверхні, проте відзначена висока інтенсивність зношування пластин не дозволяє непереривну обробку циліндричних поверхонь значної протяжності без заміни різальної пластини чи різцевого блоку. Чинники негативного впливу на продуктивність та енергоефективність напівчистої токарної обробки на важких верстатах залишаються тотожними з відповідними чинниками для чорнової обробки. Окремо відзначимо, що реальні виробничі умови часто спонукають інженерів-технологів до використання у практиці токарної обробки деталей важкого машинобудування таких марок твердих сплавів, що відрізняються широкою універсальністю та можуть бути ефективно використані як для чорнової, так і для напівчистої обробки.

Авторами роботи були проаналізовані результати проведених на базі ПрАТ «НКМЗ» стійкісних випробувань різців, оснащених різальними пластинами форми SCMT 380932 (головний кут у плані $\phi = 75^\circ$) з твердих сплавів з покриттям виробництва фірм «Pramet», «Korloy», «Taegu Tec», «Canela», «Harditalia» та ін. при поздовжньому чорновому обточуванні бочок валків прокатних станів у діапазоні діаметрів бочки $\varnothing 1120 \dots 1590$ мм, стислу інформацію про які наведено у роботі [9]. Матеріали прокатних валків – леговані сталі 70X2МФ, 75ХМФ, 75Х2МФ, 50Х3ГНМФ, 70Х3ГНМФ, 75Х3ГНМФ, 100ХНМФ (твердість *НВ* 220...260). Режими різання (глибина різання $t = 10 \dots 25$ мм; подача $S = 1,5 \dots 1,8$ мм/об; швидкість різання $v = 40 \dots 50$ м/хв) в цілому відповідали прийнятим на виробництві технологічним режимам чорнової токарної обробки валків прокатних станів та узгоджувались з рекомендаціями фірм-виробників твердосплавних пластин. У якості найбільшої проблеми обробки слід відзначити домінуючу питому частку крихкого руйнування у загальній структурі відмов різальних пластин для переважної більшості випробуваних марок твердих сплавів. Найкращу працездатність (різновид відмови – знос; період стійкості різальної пластини – до 45 хвилин при точінні сталей 75ХМФ та 100ХНМФ, що значно перевищує показники стійкості різальних пластин інших випробуваних марок твердих сплавів) продемонстрував твердий сплав 6635 виробництва фірми «Pramet» з покриттям, нанесеним методом МТ-СVD на функціонально градієнтному субстраті з відносно високим вмістом кобальту [11].

Міцна структура покриття, отриманого методом MT-CVD (середньотемпературне хімічне покриття), відрізняється від структур, отриманих традиційними методами, кращою адгезією до поверхні основи твердого сплаву, відсутністю включень крихкої прикордонної фази на межі «основа твердого сплаву – зносостійке покриття» та характеризується кращим опором до явищ, що спричиняють початок розвитку крихкого руйнування різальної пластини у зоні, що прилягає до різальної кромки.

Також були проаналізовані результати стійкісних випробувань збірних різців з твердосплавними різальними пластинами фірм «Sandvik Coromant», «Pramet», «Stellram», «Iscar», «Toshiba Tungaloy», «Mitsubishi» при поздовжньому напівчистовому точінні прокатних валків у діапазоні діаметрів бочки \varnothing 521...1300 мм (матеріали валків – леговані сталі 90ХФ (HB 240), 65Х2С3М (HB 240), 70Х3ГНМФ (HB 260...300)). Випробування проводились на базі ПрАТ «НКМЗ». Різці оснащувались різальними пластинами форми CNMG 190616 різних виконань. Діапазон досліджуваних режимів різання ($t = 1,0\text{--}6,0$ мм; $S = 0,3\text{--}0,4$ мм/об; $v = 147\text{--}164$ м/хв) відповідав прийнятним на виробництві режимам напівчистої обробки прокатних валків заданого розмірного діапазону з легованих валкових сталей. В умовах домінування зносу у загальній структурі відмов різальних пластин випробування припинялись при досягненні часу роботи різця, що дорівнює 15 хвилинам (в такому випадку вимірювався знос пластини по задній поверхні, що відповідає регламентованому часу роботи випробуваного різця), або ж достроково – при досягненні критичного зносу різальної пластини, якщо він настає менш ніж за 15 хвилин роботи різця. У таблицях 2, 3 представлені деякі з систематизованих у роботі [8] даних з результатами випробувань. Марка твердого сплаву вказана наприкінці умовного позначення кожної пластини.

Напівчистова токарна обробка валків з досліджуваних сталей у діапазоні відносно високих швидкостей різання $v = 147\text{--}164$ м/хв з подачею $S = 0,3\text{--}0,4$ мм/об характеризується доволі високою інтенсивністю зношування різців, що пояснюється, зокрема, невисокими показниками оброблюваності сталей. У більшості досліджуваних марок твердих сплавів з покриттям критичний знос досягається менш ніж за 15 хвилин роботи різця (табл. 2, 3), що не можна вважати задовільним показником стійкості.

Таблиця 2 – Показники стійкості різців з твердосплавними різальними пластинами різних виробників при поздовжньому напівчистовому точінні прокатного валка \varnothing 1254 мм зі сталі 90ХФ (HB 240) (режими різання: $t = 2,0\text{--}4,0$ мм; $S = 0,4$ мм/об; $v = 150$ м/хв) (за даними [8])

Різальна пластина (фірма-виробник)	Час роботи, хв	Знос різальної пластини, мм
CNMG 190616-QM GC4005 («Sandvik Coromant»)	15	0,25
CNMG 190616-PR GC4225 («Sandvik Coromant»)	15	0,3
CNMG 190616E-M 6610 («Pramet»)	15	0,34
CNMG 190616-4T NL25 («Stellram»)	14,45	Критичний знос
CNMG 190616-TH T5020 («Toshiba Tungaloy»)	13,85	
CNMG 190616-PM GC4025 («Sandvik Coromant»)	13,63	
CNMG 190616-TH T9025 («Toshiba Tungaloy»)	7,87	
CNMG 190616E-M 6630 («Pramet»)	7,63	
CNMG 190616E-M 6630 («Pramet»)	7,63	

Таблиця 3 – Показники стійкості різців з твердосплавними різальними пластинами різних виробників при поздовжньому напівчистовому точінні прокатного валка $\varnothing 521$ мм зі сталі 65X2C3M ($HB 240$) (за даними [8])

Різальна пластина (фірма-виробник)	Час роботи, хв	Знос різальної пластини, мм
Режими різання: $t = 1,0-6,0$ мм; $S = 0,3$ мм/об; $v = 164$ м/хв		
CNMG 190616-PM GC4015 («Sandvik Coromant»)	15	0,22
CNMG 190616E-M 6610 («Pramet»)	11,5	Критичний знос
CNMG 190616-4T NL25 («Stellram»)	10	
CNMG 190616-2N NL25 («Stellram»)	6,73	
Режими різання: $t = 3,0$ мм; $S = 0,4$ мм/об; $v = 147$ м/хв		
CNMG 190616-PR GC4225 («Sandvik Coromant»)	15	0,7
CNMG 190616-4T NL25 («Stellram»)	14,83	Критичний знос
CNMG 190616E-M 6630 («Pramet»)	5,78	
CNMG 190616-4T NL40 («Stellram»)	3,5	

Як свідчать дані таблиці 2, при напівчистовому точінні валка $\varnothing 1254$ мм зі сталі 90XФ найкращі показники працездатності має різальна пластина CNMG 190616-QM GC4005 виробництва фірми «Sandvik Coromant», знос якої за підсумками 15 хвилин роботи різця склав 0,25 мм. Дещо інтенсивніше зношувались різальна пластина CNMG 190616-PR GC4225 того ж виробника (знос за підсумками 15 хвилин роботи різця – 0,3 мм) та пластина CNMG 190616E-M 6610 виробництва фірми «Pramet» (величина зносу за підсумками 15 хвилин роботи різця – 0,34 мм). Стійкісні характеристики цих різальних пластин порівняно з іншими випробуваними марками твердих сплавів можуть бути визнані найкращими для досліджуваних умов обробки.

Згідно з даними таблиці 3, при напівчистовому точінні валка $\varnothing 521$ мм зі сталі 65X2C3M найкращі показники працездатності порівняно з іншими різальними пластинами продемонстрували:

– при точінні з режимами різання: $t = 1,0\text{--}6,0$ мм; $S = 0,3$ мм/об; $v = 164$ м/хв – різальна пластина CNMG 190616-PM GC4015 (знос за підсумками 15 хвилин роботи різця – 0,22 мм);

– при точінні з режимами різання: $t = 3,0$ мм; $S = 0,4$ мм/об; $v = 147$ м/хв – різальна пластина CNMG 190616-PR GC4225 (знос за підсумками 15 хвилин роботи різця – 0,7 мм).

Інші досліджувані при точінні сталі 65X2C3M різальні пластини досягли критичного зносу менш ніж за 15 хвилин роботи різця; їхні стійкісні характеристики не можуть бути визнані задовільними.

Результати випробувань показали перевагу твердих сплавів GC різних марок фірми «Sandvik Coromant» та твердого сплаву марки 6610 фірми «Pramet» перед твердими сплавами інших виробників («Stellram», «Toshiba Tungaloy», «Iscar», «Mitsubishi» тощо) у досліджуваних умовах напівчистої токарної обробки легованих валкових сталей. Це пояснюється кращими характеристиками зносостійкого покриття та в цілому композиції «основа твердого сплаву – покриття», що визначають характеристики зносостійкості для відповідних твердих сплавів. Порівняння величини зносу h_z по задній поверхні різальних пластин з твердих сплавів марок 6610 фірми «Pramet», GC4225 та GC4005 фірми «Sandvik Coromant» за підсумками 15 хвилин роботи різця при напівчистовому точінні валка $\varnothing 1254$ зі сталі 90XФ ($HB\ 240$) на досліджуваних режимах різання представлено на рисунку 1. На рисунку 2 наведені показники часу роботи різальних пластин з твердих сплавів GC4225 («Sandvik Coromant») (до $h_z = 0,7$ мм), NL25 («Stellram»), 6610 («Pramet»), NL40 («Stellram») (до критичного зносу) при напівчистовому точінні валка $\varnothing 521$ мм зі сталі 65X2C3M (режими різання: $t = 3,0$ мм, $S = 0,3$ мм/об, $v = 164$ м/хв), що свідчать про кращу зносостійкість твердого сплаву GC4225.

Задачі стримування дії процесів, що справляють свій негативний вплив на працездатність твердосплавного інструменту, продуктивність та енергоефективність чорнової та напівчистої токарної обробки сталевих деталей на важких верстатах, найкраще відповідають багатшарові покриття загальною товщиною від 10 мкм, нанесені на міцну (бажано – градієнтну) основу твердого сплаву за допомогою CVD- (MT-CVD-) технологій.

h₃, мм

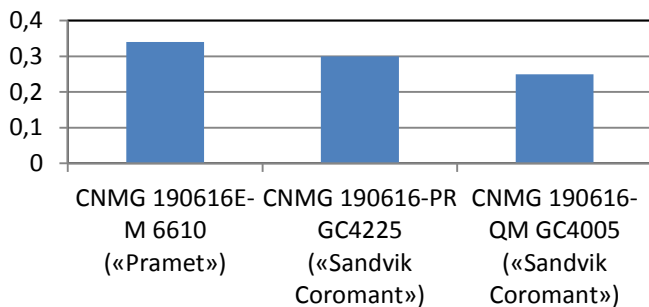


Рисунок 1 – Показники величини зносу h_3 по задній поверхні різальних пластин з твердих сплавів 6610 («Pramet»), GC4225 та GC4005 («Sandvik Coromant») при напівчистовому точінні валка \varnothing 1254 мм зі сталі 90XФ (HB 240) (режими різання: $t = 2,0-4,0$ мм; $S = 0,4$ мм/об; $v = 150$ м/хв; час роботи – 15 хв)

T, хв

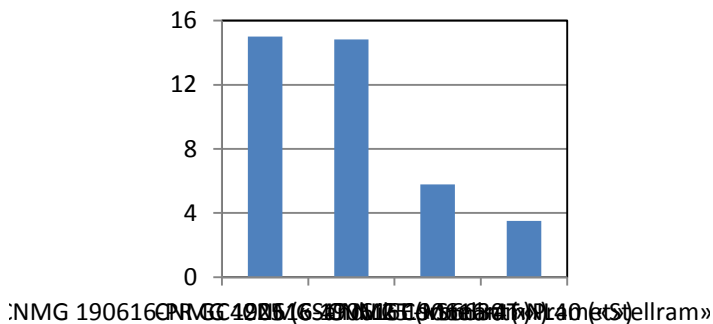


Рисунок 2 – Час роботи різальних пластин з твердих сплавів GC4225 («Sandvik Coromant») (до зносу по задній поверхні $h_3 = 0,7$ мм), NL25 («Stellram»), 6610 («Pramet»), NL40 («Stellram») (до критичного зносу), при напівчистовому точінні валка \varnothing 521 мм зі сталі 65X2C3M (режими різання: $t = 3,0$ мм; $S = 0,3$ мм/об; $v = 164$ м/хв)

Матеріали шарів покриття повинні мати сприятливе співвідношення характеристик твердості та пластичності і низьку дефектність. Такі

покриття, крім загальної високої зносостійкості твердосплавної пластини, забезпечують її підвищений опір мікро- та макроруйнуванню в умовах адгезійно-втомлюванісних процесів та термопластичного навантаження [7], що забезпечує максимально можливу універсальність пластин та їхнє ефективне використання на різних операціях чорнової та напівчистої токарної обробки. Таким вимогам, відповідає, зокрема, гама твердих сплавів GC груп використання P05–P25 за стандартом ISO 513 виробництва фірми «Sandvik Coromant» та тверді сплави марок 6610 та 6635 фірми «Pramet», що продемонстрували задовільні результати при чорновому та напівчистовому точінні валків прокатних станів на важких верстатах [5–9]. Характеристики цих твердих сплавів узагальнені у таблиці 4.

Міцна основа наведених у таблиці 4 твердих сплавів забезпечує здатність різальної пластини до опору крихкому руйнуванню під дією значних силових навантажень на пластину. Значна товщина покриття слугує фактором зниження термомеханічної напруженості у контактних зонах твердого сплаву, дозволяючи знизити інтенсивність процесів зношування робочих поверхонь, пластичної деформації різальної пластини, а за рахунок затухання температурних коливань – ще й зменшити імовірність викришувань на різальній кромці [7]. Перераховані фактори знижують імовірність поламак різальної пластини, змінюючи структуру відмов різців при чорновій та напівчистовій обробці сталевих деталей важкого машинобудування у бік зменшення питомої частки руйнування та збільшення питомої частки зносу, що позитивно впливає на показники надійності інструменту при роботі на автоматизованому верстатному обладнанні з ЧПК.

Висновки.

У статті на основі результатів виробничих досліджень були узагальнені специфічні особливості чорнової та напівчистої токарної обробки сталевих деталей важкого машинобудування різцями з твердосплавними різальними пластинами з покриттям, що впливають на працездатність різців, продуктивність та енергоефективність обробки. Обґрунтовано вибір марок твердих сплавів з покриттям, найбільш перспективних для використання при чорновій та напівчистовій токарній обробці валків прокатних станів з великим діаметром бочки на важких верстатах.

Таблиця 4 – Марки твердих сплавів з покриттям, рекомендовані для чорнової та напівчистої токарної обробки сталевих деталей на важких верстатах (за даними [5, 11, 12])

Марка твердого сплаву, (рекомендована група використання)	Загальна характеристика твердого сплаву з покриттям
Тверді сплави виробництва фірми «Sandvik Coromant»	
GC4005 (P05)	Покриття TiCN–Al ₂ O ₃ –TiN загальною товщиною 18 мкм на твердій основі з тонким градієнтним шаром на периферії; підвищені міцність, здатність до опору дункуотворенню на передній поверхні та пластичній деформації різальної пластини
GC4015 (P15)	Покриття TiCN–Al ₂ O ₃ –TiN загальною товщиною 14 мкм на твердій основі з градієнтною зоною; підвищений опір дії високих температур без ушкодження різальних кромок
GC4025 (P25)	Покриття TiCN–Al ₂ O ₃ –TiN загальною товщиною 12 мкм на твердій основі з підвищеним вмістом зв'язки: товстий шар Al ₂ O ₃ нанесений на шар TiCN середньої товщини; тонкий верхній шар TiN; підвищена міцність різальної кромки; можливість використання як для безперервного точіння, так і для обробки з ударом при зйомі великих об'ємів металу
GC4035 (P35)	Покриття TiCN–Al ₂ O ₃ –TiN на високоміцній основі з градієнтною зоною; висока міцність та стійкість до пластичної деформації; висока працездатність при високопродуктивній обробці сталей у важких умовах (переривчасте різання, великі питомі зйоми)
GC4225 (P25)	Покриття значної товщини на міцній градієнтній основі; висока працездатність покриття в умовах як переривчастого, так і неперервного точіння сталі
Тверді сплави виробництва фірми «Pramet»	
6610 (P10–P25)	Товсте покриття з несівним шаром Al ₂ O ₃ , нанесеним MT-CVD-методом; функціонально градієнтний субстрат з відносно низьким вмістом кобальту; можливість ефективного використання при відносно високих швидкостях різання
6635 (P20–P40)	Тонке покриття, нанесене MT-CVD-методом на функціонально градієнтному субстраті з відносно високим вмістом кобальту; можливість використання при обробці з середніми та великими перетинами стружки, на низьких та середніх швидкостях різання, в тому числі у несприятливих умовах врізання та при переривчастому різанні

Перелік використаних джерел: 1. *Верецака, А. С.* Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями / *А. С. Верецака.* – М.: Машиностроение, 1993. – 336 с. – ISBN 5-217-01482-2. 2. *Мацевитый, В. М.* Покрытия для режущих инструментов / *В. М. Мацевитый.* – Х.: Вища шк. Изд-во при Харьк. ун-те, 1987. – 128 с. 3. *Костюк, Г. И.* Эффективный режущий инструмент с покрытием и упрочненным слоем: справочник / *Г. И. Костюк.* – К.: Антика, 2003. – 412 с. – ISBN 966-8105-21-4. 4. *Табаков, В. П.* Формирование износостойких ионно-плазменных покрытий режущего инструмента / *В. П. Табаков.* – М.: Машиностроение, 2008. – 311 с. 5. *Соловьев, В. В.* Применение пластин с покрытиями при черновом точении на тяжелых токарных станках / *В. В. Соловьев, Е. В. Мироненко, В. С. Гузенко* // Вестник Российского университета дружбы народов. Серия: Инженерные исследования. – № 3. – 2010. – С. 54–59. 6. *Мироненко, Е. В.* Оптимизация режимов резания при обработке на тяжелых токарных станках с учетом энергозатрат / *Е. В. Мироненко, В. С. Гузенко, Л. В. Васильева, О. Е. Мироненко* // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. Харків: НТУ «ХПІ». – 2010. – № 40. – С. 62–70. 7. *Мироненко, Є. В.* Зносостійкі покриття для чорнової та напівчистої токарної обробки

деталей / *Є. В. Мироненко, В. С. Гузенко, В. В. Калініченко* // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. № 39, 2016. – С. 141–146.

8. *Мироненко, Є. В.* Аналіз можливостей використання різців з твердосплавними різальними пластинами зі зносостійкими покриттями при напівчистовій обробці валків прокатних станів / *Є. В. Мироненко, В. В. Калініченко, Д. Є. Гузенко* // Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – Вип. 12 / редкол.: *В. О. Федорович* (голова) та ін. – Харків: НТУ «ХП», 2017. – С. 116–125.

9. *Мироненко, Є. В.* Перспективи використання різців з твердосплавними різальними пластинами зі зносостійкими покриттями при чорновій токарній обробці валків прокатних станів з великими діаметрами бочки валка / *Є. В. Мироненко, В. В. Калініченко, Д. Є. Гузенко* // Матеріали доповідей VIII Міжнародної науково-технічної конференції «Прогресивні технології у машинобудуванні РТМЕ-2019» 4–8 лютого 2019 р. – Івано-Франківськ – Яремче, 2019. – С. 171–173.

10. *Васильченко, Я. В.* Разработка технологических систем для обработки крупногабаритных деталей на базе адаптивных многоцелевых тяжелых станков / *Я. В. Васильченко, Т. А. Суква, М. В. Шаповалов* // Вісник СевНТУ. Зб. наук. пр. Серія: Машиноприладобудування та транспорт. Севастополь: СевНТУ. – 2013. – Вип. 139. – С. 28–32.

11. *Pramet.* Токарная обработка. Каталог – 2009. – 321 с.

12. *Руководство Sandvik Coromant по обработке металлов резанием.* – 2005. – 564 с.

E. Mironenko, V. Kalinichenko, V. Khoroshailo,
D. Guzenko, Kramatorsk, Ukraine

SPECIFICS OF USE OF COATED HARD-ALLOY CUTTING PLATES IN ROUGHING AND SEMIFINISH TURNING OF HEAVY MACHINERY PARTS

Abstract. *In this article on the basis of research results specific features of roughing and semifinish turning of heavy machinery parts by cutting tools with coated hard-alloy cutting plates are generalized. The factors that have a negative impact on the durability of cutting tools, processing performance and energy efficiency of processing at the roughing and semifinish turning of steel parts on heavy lathes are listed. The results of production tests of cutting tools with coated hard-alloy cutting plates of the world's leading manufacturers at the roughing and semifinish turning of steel mill rolls with large roll barrel diameters are analyzed. On the basis of production tests results of cutting tools with cutting plates SCMT 380932 in coated hard alloys manufactured by Pramet, Korlov, Taegu Tec, Canela, Harditalia and other manufacturers at the longitudinal roughing of mill roll barrels in diameter range from 1120 mm to 1590 mm the best performance characteristics were demonstrated by cutting tools with cutting plates of hard alloy 6635 with MT-CVD coating manufactured by Pramet. On the basis of production tests results of cutting tools with cutting plates CNMG 190616 in coated hard alloys of different grades manufactured by Sandvik Coromant, Pramet, Stellram, Iscar, Toshiba Tungalov, Mitsubishi at the longitudinal semifinish turning of mill rolls of alloy steels in diameter range of barrel from 521 mm to 1300 mm the best performance characteristics were demonstrated by cutting tools with cutting plates of hard alloys GC4005, GC4015, GC4225 manufactured by Sandvik Coromant and hard alloy 6610 manufactured by Pramet. The choice of grades of hard alloys with coating which are most prospected for use in roughing and semifinish turning of steel parts on heavy lathes is ground. As recommended grades of hard alloys from researched area of turning of heavy machinery parts are offered hard alloys GC4005, GC4015, GC4025, GC4035, GC4225 manufactured by Sandvik Coromant and hard alloys 6610, 6635 manufactured by Pramet; the characteristics of these hard alloys, which determine the effectiveness of their use in the researched area of turning are presented.*

Keywords: *heavy machinery parts, roughing, semifinish turning, hard alloy cutting plate, coating, wear, breakage, spalling, functional performance, processing performance, energy efficiency.*

V. Fedorovych, Y. Ostroverkh,
N. Kozakova, Kharkiv, Ukraine

THE METHODOLOGY OF SHARPENING OF BLADE TOOLS MADE OF SUPERHARD MATERIALS

Abstract. *High durability of the blade tool from superhard materials (SHM), which have unique physical and mechanical properties, creates the prerequisites for its effective use in automated production. However, the widespread use of such tools is constrained by its relatively low reliability during operation. This disadvantage is due to the imperfection of the processes of obtaining SHM: the presence in it residual stresses, internal defects, which appear even after sharpening and thermo-activated finishing. The processes of sharpening of tool blade from superhard materials and cutting with this tool are characterized by high levels of contact pressures and temperatures in the treatment area. Therefore, it seems inappropriate to choose sparing conditions for its sharpening and refinement to ensure the defect of these processes. In connection with this, a new methodological approach is proposed, which makes it possible to determine the cutting conditions and other conditions for sharpening and finishing the SHM blade tool, in which material defects are revealed even at the tool manufacturing stage. To this end, in the software packages COSMOS, ANSYS, NOSTRAN, Third Wave AdvantEdge, thermo-force stress in the cutting edge of the tool simulated under extreme conditions while its operation. This simulations are the initial data for solving the inverse problem – finding conditions (speed, cross feed, normal pressure in the contact) and other diamond grinding modes (physical and mechanical properties of the bond and diamond grains of the wheel, grain size and concentration) according to the well-known stress-strain state cutter from SHM in extreme conditions of its operation. The proposed methodology allows rejecting defective cutters at the stage of their manufacture, thereby increasing the reliability of operation of blade tool from superhard materials.*

Keywords: *blade tool from SHM; defects in the internal structure; sharpening and finishing; tool reliability; extreme operating conditions; stress-strain state; diamond grain; grinding conditions.*

Use of blade and abrasive tools from superhard materials (SHM) is hampered by a number of objective reasons. For a blade, it is a relatively low reliability of its operation and laboriousness of sharpening and regrinding, and for an abrasive it is a low utilization rate of expensive diamond grains and, as a result, a high cost of processing. Tools equipped with superhard materials, providing high performance and quality of processing difficult-to-cut materials, make it possible in some cases to replace the grinding operation with turning and milling. The wide-range SHM blade tools produced today have high hardness and wear resistance under conditions of elevated pressures and temperatures occurring during processing of various materials, however, they are distinguished by a wide range of strength characteristics [1]. Therefore, the productivity of machining with such tool is often limited by the fragile

destruction of its cutting part in the form of flaking and chipping [2]. Flaking of small particles of the cutting edge as an intra-contact type of destruction that does not extend beyond the contact of the chip with the front surface is caused by defects in the tool material and residual stresses in it. Chips, manifested in the separation of a relatively large volume of the cutting part of the tool, occur when the maximum loads and temperatures are exceeded. The cause of these failures is in most cases the operation of the tool under conditions of significant fluctuations of the loads due to changes in the thickness of cutting and allowance, the random nature of the processes affecting the formation of contact zones, the instability of the properties of the processed and tool materials. The last factor for SHM is primarily due to defects in the internal structure associated with the imperfection of the processes of their synthesis, surface defects and residual stresses resulting from their manufacture or subsequent processing of the tool and collectively manifested in reducing the strength of the cutting part. The presence of these factors determines the failures in the operation of the cutting tool of the SHM and reduces its reliability. Considering that, the advantages of tools equipped with an SHM in terms of productivity and processing quality are maximally realized in automated production conditions on numerically controlled machines, processing centers, flexible production modules and systems [3]. The requirements for their performance and reliability increase especially due to the need to ensure trouble-free operation of expensive and high-performance equipment.

Improving the technology of synthesis of superhard materials and solution of material science problems associated with the creation of more durable, thermal and wear-resistant SHM, partially solve this problem. However, its solution cannot be considered outside the context of cutting conditions (processing material, cutting conditions, tool geometry), which largely determine the possibility of tool destruction. According to the data of [4], the probability of destruction of cutting tools from SHM, even with finishing turning, can reach 47%. In some cases, these tools are used for roughing (at depths of up to 4 mm), the same tool can be used in both finishing and roughing operations, ensuring the necessary productivity and quality of processing. Authors [4] reasonably associate reliability with limiting stresses on the front and rear edges of the cutter during cutting. Using probabilistic calculation methods, they take into account the influence of only a force factor on the destruction of an SHM, but do not consider the effect of temperature in the cutting zone. However, temperature effects also have a significant effect on the cutting part of the tool during the entire time of contact of the cutter with the part, and the formation of microcracks on the surface of the SHM may be due to the action of one or several

mechanisms of destruction. And if force loading is due to the presence and nature of loads, conditions for cutting-in and exiting tool from the workpiece, the level and ratio of the static and dynamic components of the cutting force, tool wear dynamics over the durability period [5], then thermal is the anisotropy of the thermophysical properties of SHM crystallites, significant difference in coefficients of thermal expansion of diamond crystallites and catalyst metal inclusions remaining in the SHM after synthesis.

Thus, under the influence of thermo-force loading during blade processing, a non-uniform stress-strain state (SSS) of both processed and instrumental materials arises, which can activate certain mechanisms of destruction of the contacting surfaces. For example, for SHM, this can be the oxidation of inter- and intracrystalline inclusions, the migration of a metal catalyst to the surface [6], resulting in chipping of the cutting edges of the tool, the formation of a grid of microcracks on the surface and macro-cracking of SHM. Therefore, during sharpening, used sparing grinding conditions under which no similar micro- and macro-changes would occur in the structure of the SHM. Visual inspection after such sharpening and finishing does not guarantee the reliability of the tool, and its failure and failure may occur when the tool is working, and the manufacturer does not guarantee the operation of such a tool in more severe conditions of its operation.

To reduce the operational failures of the SHM blade tool, a new methodological approach is proposed, which makes it possible to ensure the reliability of such a tool already at the stage of its sharpening and thermo-activated finishing. For this purpose, it is advisable to carry out sharpening and fine-tuning of the blade tool at thermal power loads close to the conditions of its subsequent operation, i.e., characterized by the presence of high pressures and temperatures in the grinding zone (when sharpened), the same as in the cutting zone (at operation of the tool SHM). Thus, it is proposed to sharpen and bring the SHM blade tools in such thermal-force conditions so that the defects obtained during the synthesis of the SHM manifest themselves before the operation of the tool, and the rejection would be carried out at the manufacturing stage.

The following algorithm is proposed for the implementation of this approach, based on 3D modeling of the stress-strain state. At the first stage, for cutting with the help of a package of applied programs using the finite-element method, the limiting thermal stress in the cutting edge of the tool under extreme conditions of its operation are calculated (Fig. 1).

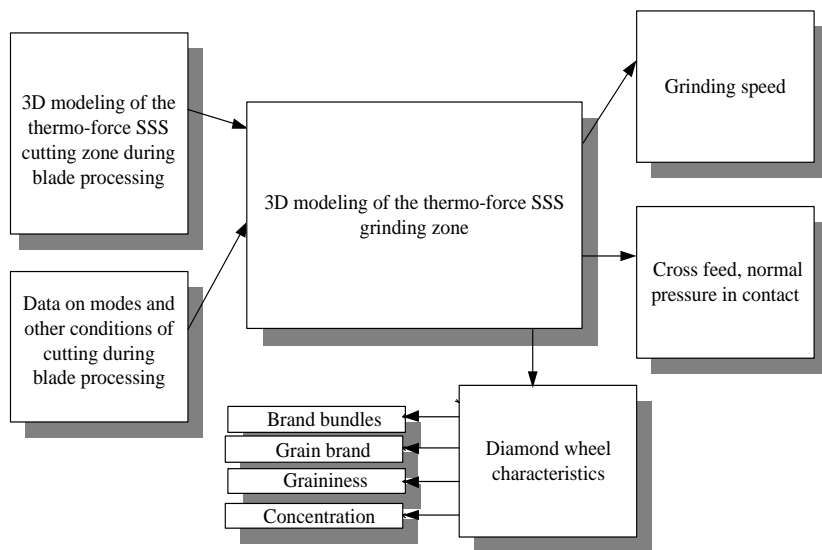


Figure 1 – Algorithm for determining the sharpening conditions of the SHM blade tool

The initial data for this can be the calculated values of the forces and temperatures characterizing the conditions of processing of specific materials by the SHM blade tool. The three-dimensional model of the blade tool can also be loaded with cutting conditions on which this tool works in extreme conditions of operation, with the physico-mechanical properties of the tool and processing materials. It is possible to determine three-dimensional operational stresses in superhard tool material using application packages COSMOS, ANSYS, NOSTRAN, designed for research calculations using the finite element method [7–10], which (in a universal configuration) allow us to determine displacements, strains and stresses at static and dynamic effects; determine stress-strain states: physically and geometrically non-linear models, when deformable solids contact, if there are cracks; stationary and non-stationary nonlinear thermal processes; determine the sensitivity of the results of all types of analysis to changes in the properties of system elements; implement multi-criteria optimization with simultaneous use of different types of constraints and adaptive stress analysis.

Thermal 3D SSS with blade processing of various materials is even more efficient to calculate by modeling the cutting process in the software package "Third Wave AdvantEdge", specialized for blade processing. The initial data for calculating stresses in this package are physico-mechanical properties of the

superhard tool and processing materials, as well as the corresponding specific turning operation modes and geometrical parameters of the blade tool. At the same time, "Third Wave AdvantEdge" in the automated mode determines and analyzes the dynamics of changes in the stress-strain state of the "cutter-part" system for various conditions of its operation. An example of the calculation of stresses and temperatures in the cutting zone of copper is shown in Figure 2.

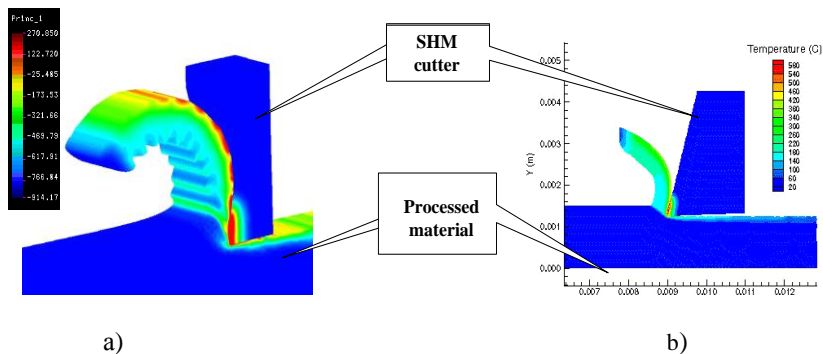


Figure 2 – 3D model of the process of blade processing and the results of the calculation of stresses (a) and temperature in the cutting zone (b)

Thus obtained values of thermal stress in the cutting edge of the cutter under extreme turning conditions are the source data for solving the inverse problem – modeling the stress-strain state of the blade tool when it is sharpened and found, based on it, modes and other conditions of grinding and heat activated finishing. Thus, recommended conditions for sharpening and finishing blade tools from different types of SHM can be obtained for specific conditions of turning with this tool.

The use of COSMOS, ANSYS, NOSTRAN packages for this allows us to simulate the energy and strain density in three dimensions, using which, using Griffiths theory, we can determine the possibility of formation and development of microcracks on the surface and inside the SHM (Fig. 3). In the course of solving the inverse problem, the grinding speed, lateral flow, normal pressure in contact for specific physico-mechanical properties of grinding SHM, as well as wheel characteristics (diamond grade, bond, grain size and concentration), which provide thermal stress, are determined by the known level of operating thermal stress. In the cutting edge, when it is sharpened, slightly higher than the thermal-stresses during blade processing (Fig. 1). This will ensure the opening of defects

of the superhard cutter material during its sharpening: if it is not able to withstand such thermal stress, the cutter will be rejected at the stage of its manufacture, and not during operation.

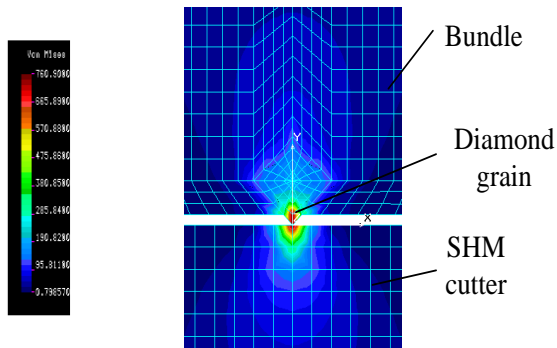


Figure 3 – The stress-strain state of the SHM during sharpening

Sharpening modes and other diamond grinding conditions obtained during the solution of the inverse problem will ensure that thermo-force stresses exceeding the operating stresses are present in the sharpened SHM and, thus, the conditions of the sharpening and thermo-activated finishing at which the SHM defects are detected are found at the tool manufacturing stage. This will make it possible to make recommendations on the expediency of using a tool from one or another superhard material on a particular turning operation.

The process of diamond grinding of superhard materials intended for blade processing can also be analyzed by simulating a single diamond grain by microcutting of various processed materials in the «Third Wave AdvantEdge» package. Its use allows one to conduct model experiments on the study of microcutting of various materials with diamond grains of various geometries in various loading conditions. According to the well-known stress-strain state of SHM, arising in it under extreme conditions of its operation in the blade tool, the software package «Third Wave AdvantEdge» analyzes in dynamics its influence on the stress and temperature fields in the diamond grain of the grinding wheel (Fig. 4).

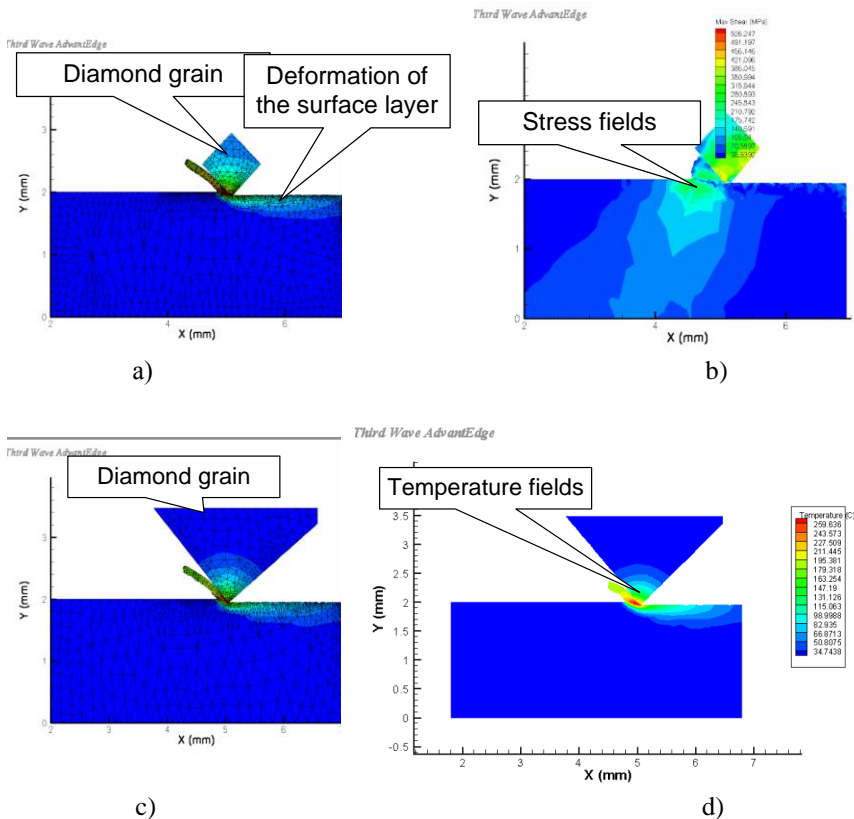


Figure 4 – Modeling the process of microcutting with a single diamond grain:
 a) a finite-element model of microcutting with grain with a wear area;
 b) the results of the calculation of stress fields; c) finite-element model of microcutting sharp diamond grains; d) the results of the calculation of temperature fields

The subsequent computer processing of the results of the micro-cutting process simulation allows us to determine the dynamics of changes in temperatures and cutting forces (Fig. 5).

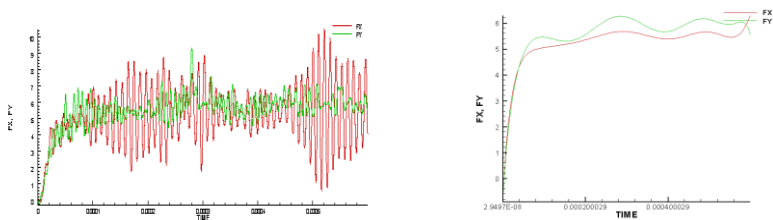


Figure 5 – Dynamics of change of normal (FY) and tangential (FX) microcutting forces

The obtained thermal characteristics are used to solve the inverse problem – the grinding conditions for micro- and macro-destruction (self-sharpening) of diamond grains are determined by the simulated stress-strain state, which ensure the self-sharpening of the diamond grains of the grinding wheel and the opening of polished SHM defects when grinding and finishing namely: physical and mechanical properties (grade) of bonds and diamond grains of a wheel, their sizes (granularity), concentration and grinding modes (speed, cross feed, normal pressure in the contact).

Thus, using modern application packages for the finite element method, theoretically, using calculated data on blade processing without long, laborious and expensive experiments, it is possible to determine the conditions for sharpening a blade tool with SHM, depending on its subsequent operational purpose. Combining a control operation with an “address” (for a specific use) sharpening will reduce the failures of such a tool in the specific conditions of its industrial use. The use of this approach allows us to exclude rapid tests and other measures for diagnosing a blade tool before starting its operation and, in combination with appropriate methods of control during the cutting process, significantly improve the performance of an expensive tool from SHM. The proposed methodology also allows us to expand the technological capabilities of the use of blade tools, since it allow to find the area of effective application for different quality SHMs.

References: 1. *Шульженко А. А.* Поликристаллические сверхтвёрдые материалы в режущем инструменте // Инструментальный світ. – 1999. – № 4-5. – С. 14–16, № 6. – С. 10–12. 2. *Девин Л. Н., Стахив Н. Е.* Применение метода акустической эмиссии для оценки работоспособности резов из АТП при точении алюминиевых сплавов // Резание и инструмент в технологических системах. – Вып. 62. – 2002. – С. 44–47. 3. *Романов В. Ф.* Специальные инструменты из поликристаллических алмазов (PCD), кубического нитрида бора (PCBN) и керамики для высокоскоростного резания деталей из черных и цветных металлов // Резание и инструмент в технологических системах. – 2002. – Вып. 63. – С. 139–144. 4. *Новиков Н. В., Девин Л. Н.* Надёжность лезвийных инструментов из ПСТМ при

чистовом точении закаленных сталей // Сб. науч. тр. Института сверхтвердых материалов им. В. Н. Бакуля НАН Украины. Серия Г: Процессы механической обработки, станки и инструменты. – Киев, 2002. – С. 273–280. 5. *Новиков Н. В., Девин Л. Н.* Надежность лезвийных инструментов из ПСТМ при чистовом точении труднообрабатываемых материалов // *Материалы X Междунар. науч.-техн. семинара «Высокие технологии: развитие и кадровое обеспечение»*, Харьков, 2000. – С. 98–100. 6. *Федорович В. А., Козакова Н. В.* Определение режимов и условий заточки лезвийного инструмента из сверхтвердых материалов в зависимости от его эксплуатационного назначения // *Резание и инструмент в технологических системах*. – 2004. – Вып. 66. – С. 203–208. 7. *Huang J. M.* An Evaluation of Chip Separation Criteria for the FEM Simulation of Machining / *J. M. Huang, J. T. Black* // *Journal of Manufacturing Science and Engineering: Trans. of ASME*. – 1996. – Vol. 118, No 4. – PP. 545–554. 8. *Zaghbani I.* A thermo-mechanical coupled f.e.m model for orthogonal cutting / *I. Zaghbani, W. Bouzud, K. Saï* // *Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*. – 2005. – PP. 139–145. 9. *Markopoulos A. P., Kundrák J.* FEM/AI models for the simulation of precision grinding, *Manufacturing Technology*, 16(2), PP. 384–390. (2016). 10. *Mamalis A. G., Kundrák J., Manolakos D. E., Gyáni K., Markopoulos A.* Thermal Modelling of Surface Grinding Using Implicit Finite Element Techniques // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 21(12), PP. 929–934. (2003).

В. Федорович, Є. Островерх, Н. Козакова, Харків, Україна

МЕТОДОЛОГІЯ ЗАТОЧУВАННЯ ЛЕЗОВОГО ІНСТРУМЕНТА З НАДТВЕРДИХ МАТЕРІАЛІВ

Анотація. *Висока стійкість лезового інструмента з надтвердих матеріалів (НТМ), яким притаманні унікальні фізико-механічні властивості, створює передумови для його ефективного застосування в автоматизованому виробництві. Однак, широке застосування такого інструмента стримується відносно невеликою надійністю його при експлуатації. Цей недолік зумовлено недосконалістю процесів виробництва НТМ: наявністю у них залишкових напруг, внутрішніх дефектів, які виявляються навіть після заточування й термоактивованого доведення. Процес заточування лезового інструмента з надтвердих матеріалів і різання цим інструментом характеризуються високими рівнями контактних тисків і температур у зоні обробки. Тому видається некоректним вибір цадних умов його заточування й доведення для забезпечення бездефектності даних процесів. У зв'язку із цим пропонується новий методологічний підхід, який дозволяє визначати режими й інші умови заточування і доведення інструмента з НТМ, за яких дефекти матеріала розкриваються ще на стадії виготовлення інструмента. З тією ж метою в пакетах прикладних програм COSMOS, ANSYS, NOSTRAN, Third Wave AdvantEdge моделюються термосилові напруги у ріжучому клині різця, що виникають в екстремальних умовах його експлуатації. Вони ж є вихідними даними для розв'язання зворотної задачі – знаходження режимів (швидкості, подачі, нормального тиску в контакт) й інших умов алмазного шліфування (фізико-механічних властивостей зв'язування й алмазних зерен круга, їхньої зернистості й концентрації) за відомим напружено-деформованим станом різця з НТМ в екстремальних умовах його експлуатації. Запропонована методологія дозволяє відбракувати дефектні різці ще на стадії їх виготовлення, тим самим, підвищувати надійність експлуатації лезового інструмента з надтвердих матеріалів*

Ключові слова: *лезвий інструмент з НТМ; дефекти внутрішньої будови; заточування й доведення; надійність інструмента; екстремальні умови експлуатації; напружено-деформований стан; алмазне зерно; режими шліфування.*

Csaba Felhő, Eszter Rakonczai, Miskolc, Hungary

FEM INVESTIGATION OF CUTTING FORCE COMPONENTS IN HIGH-FEED FACE MILLING

Abstract. *Face milling is widely used cutting method for creating planar surfaces. The efficiency of the machining process can be increased by removing the same undeformed chip cross section with higher feed rates and less allowance. The article shows the effects of this changing a_p/f_z ratio on the different cutting force components acting both on the workpiece and on the tool. The force values were determined by FEM simulation, and then the results were validated by data obtained by cutting experiments.*

Keywords: *Finite Element Analysis; High feed milling; Cutting force components.*

1. INTRODUCTION

In today's rapidly changing market environment, and in the strict economic situation, the large-scale development of the cutting industry is not only about designing and developing new processes, machines, but is also about upgrading current processes to increase their productivity and reliability. The different cutting modes play an important role in this. The most important goal of economical production is to achieve the minimum production time per workpiece and the minimum cost of production while maintaining the required surface accuracy. The purpose of finish machining is to produce the specified criteria: shape and size accuracy and surface quality specified by the designer. One important cutting process of today's modern automation driven production industry is face milling, where flat surfaces are machined with increasing accuracy and productivity requirements. One possible method to achieve high productivity and to decrease of the production costs is to decrease the needed allowance for the machining and to utilize high feed rate values. Thus, the material removal can be done faster and the with less material to be removed (thus decreasing the waste as well). Furthermore, some previous researches have suggested [1], that the cutting force components may decrease as well when high feed rates are used among reduced depth of cut values, when the ratio of the depth of cut (a_p) and feed per tooth (f_z) is less than one ($a_p/f_z < 1$). This is a relatively new approach of high-feed face milling, and the details are described in [2].

Many researchers have dealt with the modelling of cutting forces in the different cutting processes, and more specifically in the various milling processes. Kim and Ehmann [3] has introduced a procedure for the simulation of the static and dynamic cutting forces in face milling.

The static model is primarily based on the initial position errors of the inserts and the eccentricity of the spindle. From the relative displacements of the system, the dynamic cutting forces were derived and simulated based on the double modulation principle. The simulated forces were subsequently compared to measured forces as well. Li et al. [4] have presented a theoretical model for forces in milling based on a predictive machining theory and the mechanics of milling. Milling experiments were conducted to verify the simulation system. Palanisamy et al. [5] have introduced a dynamic cutting force model for end milling to predict the tangential cutting force and the thrust force. Their model was validated with experimental cutting force values during the machining of AISI 1020 steel. Gylienė and Eidukynas [6] have developed a method for the full (without geometry and kinematics simplifications) face milling simulation. The method is based on Smooth Particles Hydrodynamics (SPH), which is the effective numerical technique to solve problems of high deformation. The Finite Element Method (FEM) technology, which is utilized here is a widely used method to simulate the different cutting process characteristics. However, it should be always noted, that the real process is very complex, and therefore most simulation software can only predict the process parameters (e.g. forces, temperatures, stresses, etc.) with less or more errors. It is always recommended to support the obtained values with real experimental data, so this is the case in the actual research as well. FEM was used in [7] to simulate the stresses and forces for a newly developed milling tool design which have special shanks for clamping the cutting inserts into the tool body [8].

In this article, we examine the effect of the changing of the a_p/f_z ratio on the material removal characteristics in face milling; the main investigated process parameters were the machining force components acting on the workpiece (F_x , F_y , F_z) and those which are acting on the tool (F_c , F_f , F_p). These force components are shown in Fig. 1.

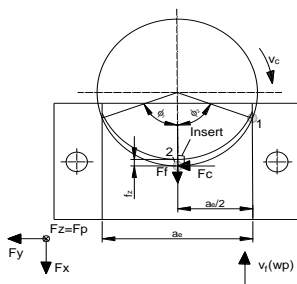


Figure 1 – Cutting force components in face milling

2. METHOD AND EQUIPMENT

The investigation can be divided into two main parts: finite element modelling (FEM) simulations and laboratory experiments. The FEM simulations were performed in the ThirdWave AdvantEdge FEM software, which is specifically designed for the modelling of cutting processes. The laboratory tests were done in the Perfect Jet MCV-M8 vertical milling machine in the shop floor of the Institute of Manufacturing Science, University of Miskolc. The whole machining and force measurement system consist of the following components (Fig 2):

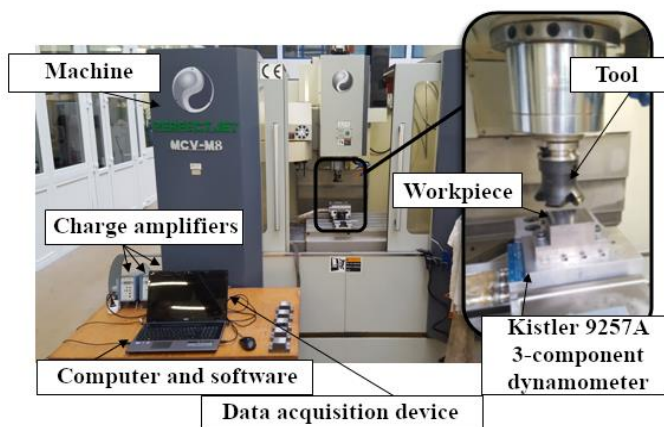


Figure 2 – The machining and force measurement system for experimental tests

Machining system:

- Perfect Jet MCV-M8 vertical milling machine with Sinumerik 828D controller;
- Cutting tool: Coromill R200-068Q27-12L milling head, RCKT1204M0-PM4230 cutting insert, only one insert was used during the cutting (this process is so-called as fly-cutting);
- Workpiece: the material of the specimen is C45 unalloyed carbon steel. The bounding dimensions of the workpiece are 97x50x50 mm, and it has two holes in order to be able to fix it onto the dynamometer.

Force measurement system:

- a Kistler 9257A three-component dynamometer;
- 3 pcs Kistler 5011A charge amplifiers;
- a National Instruments CompactDAQ-9171 four channel data acquisition device;

- a portable notebook computer with the measurement program, which is written in LabView.

The applied cutting data can be divided into two groups: constant parameters and variable parameters. The constant parameters are shown in Table 1.

Table 1 – The applied constant parameters

Cutting speed: v_c [m/min]	150
Spindle speed: n [rpm]	554
Cut width: a_e [mm]	59

The variable parameters were mainly the depth of cut (DOC) and the feed per tooth (FPT) values. Their values were carefully selected by taking two boundary conditions into account:

- their values should be in the range which is recommended by the tool manufacturer (which is $0.1 \div 0.4$ for FPT, and the a_{pmax} is 1.76 mm);
- the undeformed chip cross section A_c should be constant: $A_c = 0.8 \text{ mm}^2$ for all cases.

Table 2 shows the applied ratios of the DOC and FPT, and the changing of the corresponding feed rate values which were programmed in the machine.

Table 2 – The applied a_p/f_z values and their ratios

Sample/Run no.	1.	2.	3.	4.	5.
FPT, f_z [mm/tooth]	0.1	0.18	0.26	0.32	0.4
DOC, a_p [mm]	0.8	0.44	0.31	0.25	0.2
a_p/f_z ratio	8	2.47	1.18	0.78	0.5
Feed rate v_f [mm/min]	55.4	99.72	144.04	177.28	221.6

The same geometrical and technological parameters were used for the simulation part as for the cutting experiments. Of course, the perfect analogy cannot be guaranteed, as there are many uncertainty factors in the system. A good example for this is the exact edge geometry and the edge radius of the insert. In most FEM simulations, usually the cutting edge is considered as a perfect geometrical element, e.g. a line. However, in reality, it cannot be like that. The same thing can be mentioned for the edge radius as well: generally it is not communicated by manufacturers, so usually it should be measured somehow. In our case, we have measured it with an Altisurf 520 surface roughness measurement device by using a LK-G32 displacement sensor. This sensor has a 3000 μm measuring range which is large enough to follow both the flank and

rake face of the insert. Moreover, it can tolerate the shape changes as the laser beam traces the faces and the edge of the tool. Fig 3. shows the measurement setup with the measured profile.

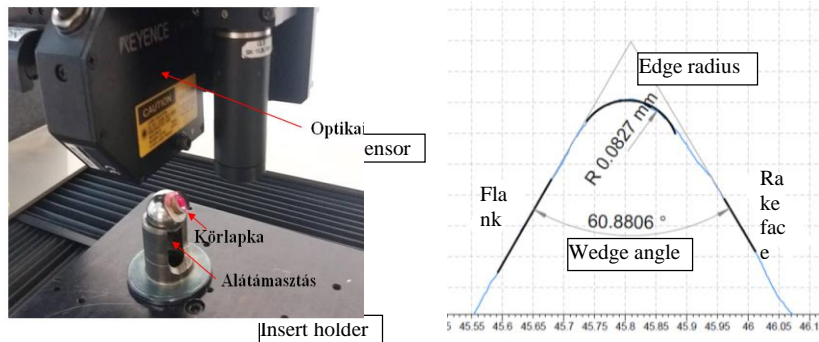


Figure 3 – Cutting edge radius measurement with LK-G32

3. RESULTS

At first, results of the FEM simulations are presented. The obtained force components are summarized in Table 3. The table shows the maximum values for the F_x and F_y force components, while for F_z , average values was approximated from the force graph. Fig. 4. shows the obtained force component graphs for Sample 3. The original graph was generated by the system, and the force components can be read out by filtering out the noise from the data by approximating them by a 10-order polynomial. The F_x curve has a special characteristic: it starts to increase, and then it has a maximum point, and then it starts to decrease, and it even enters to the negative domain. This is caused by the rotation of the cutting tool: as the insert leaves the centreline of the milling head, the main cutting force (F_c) is acting counter the 'x' direction. This is normal for that type of machining. The F_y force component has a clear maximum point, and that point is where the $F_y \approx F_c$. The F_z curve is nearly linear, so the average value can be read.

The F_c , F_f and F_p force components were approximated by the following considerations: $F_c \approx F_{y\max}$, and this happens when the insert is in the centreline of the milling head. In this moment, the $F_f \approx F_x$, as the F_f in that point is parallel to the x axis. The F_p is nearly equal to the F_z average value. Of course, this is

just a rough estimation, and it was assumed, that the F_c and F_f values are constant during the cut.

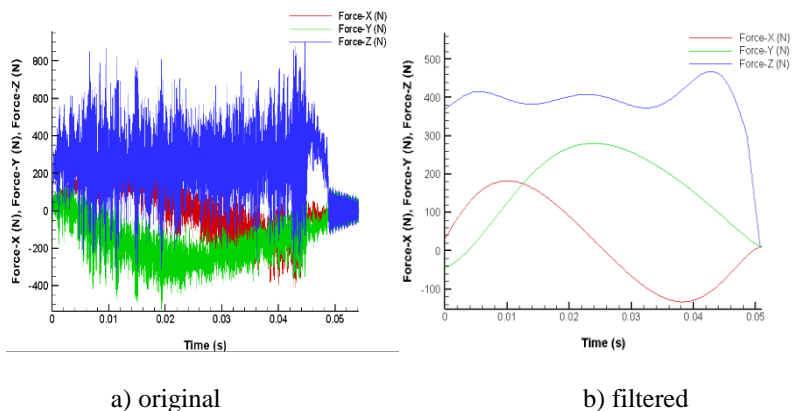


Figure 4 – The original and the filtered simulated force components graph

Table 3 – Simulated force components

Run no.	1	2	3	4	5
F_{xmax} [N]	295	234.4	201	139.4	149.5
F_{ymax} [N]	342.5	300.8	268.9	228.5	238.8
F_z [N]	595	489	424.8	413.6	487.3
F_c [N]	342.5	300.8	268.9	228.5	238.8
F_f [N]	47.5	66.4	67.9	71	89.3
F_p [N]	595	489	424.8	413.6	487.3

The measured force components are summarized in Table 4. The evaluation principle for the F_c , F_f and F_p force components was the same as it was introduced above. The values are very close to the simulated ones.

Table 4 – Measured force components

Run no.	1	2	3	4	5
F_{xmax} [N]	292.5	231.2	200.81	196.4	185.5
F_{ymax} [N]	342.1	302.4	272.07	268.5	263.6
F_z [N]	575.57	472.5	429	418.25	397.17
F_c [N]	342.1	302.4	272.07	268.5	263.6
F_f [N]	49.6	71.2	71.26	72.1	78.1
F_p [N]	575.57	472.5	429	418.25	397.17

4. DISCUSSION

Fig. 5 shows the character of changing of the different force components acting on the workpiece (F_x , F_y and F_z). It can be stated from the graph, that all of them are decreasing with the increasing of the feed per tooth and thus decreasing the a_p/f_z ratio. Therefore, the decreasing of the a_p/f_z ratio has a positive effect on the stability of the cutting process. However, it should be noted, that the surface roughness is usually deteriorates with the feed increasing, so there should be an optimal point for the actual cutting process [9]. Moreover, the simulated F_z component has started to increase rapidly at $a_p/f_z = 0.5$. This shows, that the ‘inverse’ domain, where this ratio is less than one is not steady, and needs further investigation [10]. There is a slight increase for the simulated F_y and F_x as well at this point, but this changing is not as fast as for F_z .

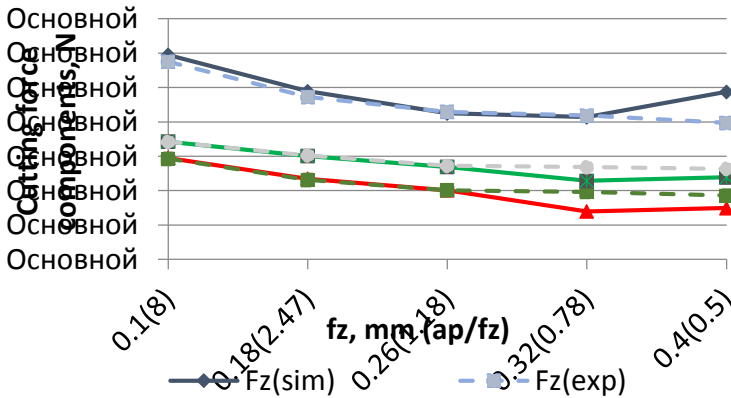


Figure 5 – The character of changing of the F_x , F_y , F_z force components

Fig. 6 shows the simulated and measured values of the F_c , F_f and F_p force components, as well as the theoretical F_c values ($F_c(th)$) which were calculated by the well-known Kienzle-Victor model. It can be stated from the graph, that the F_c and F_p components are decreasing for both simulation and measurement until $a_p/f_z = 0.78$, and after that most of them are increasing. The F_f force component has slightly increased all over the investigated range.

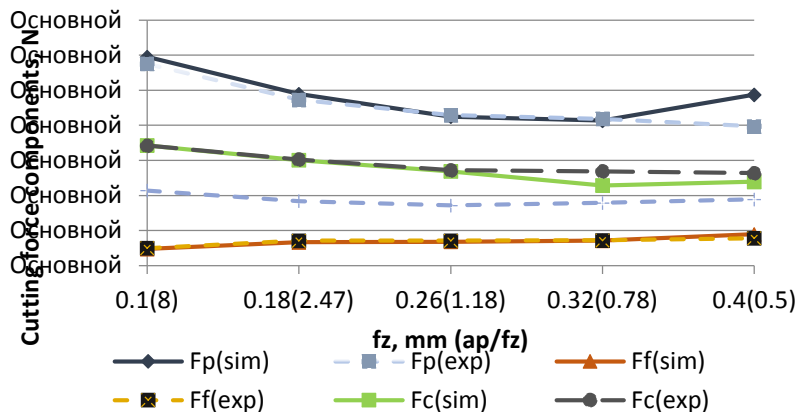


Figure 6 – The character of changing of the F_c , F_f and F_p force components

5. SUMMARY

It was presented in the paper, that by removing the same undeformed chip cross-section by decreasing a_p/f_z ratio (by increasing the f_z and decreasing the a_p simultaneously) may have positive impact on the force components in face milling. The main cutting force F_c has shown a clear downward trend together with the F_p component, and the feed force F_f has only slightly increased. However, the F_z and F_p force components have minimum values, those started to increase after $a_p/f_z = 0.78$, so there may be an optimum point for the process. This domain may need further investigations.

ACKNOWLEDGEMENT

The authors greatly appreciate the support of the National Research, Development and Innovation Office – NKFIH (No. of Agreement: K 116876). The described study was carried out as part of the EFOP-3.6.1-16-00011 “Younger and Renewing University – Innovative Knowledge City – institutional development of the University of Miskolc aiming at intelligent specialization” project implemented in the framework of the program Szechenyi 2020. Both grants are gratefully acknowledged.

References: 1. Kundrák J, Markopoulos AP, Makkai T, Nagy A: Theoretical and Experimental Analysis of the Effect of Chip Size Ratio on Cutting Forces in Face Milling of Steel. *International Journal of Mechanical Engineering* 2018 3(1): 29-35. 2. Karpuschewski, B., Kundrák, J., Emmer, T., Borysenko, D.: A new strategy in face milling - inverse cutting technology. *Solid State Phenomena* 2017 261: 331-338 <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/SSP.261.331>. 3. Kim HS, Ehmman KF: A cutting force model for face milling operations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 1993 33(5): 651-673 [https://doi.org/10.1016/0890-6955\(93\)90099-G](https://doi.org/10.1016/0890-6955(93)90099-G). 4. X.P. Li, A.Y.C. Nee, Y.S. Wong, H.Q. Zheng: Theoretical modelling and simulation of milling

forces. Journal of Materials Processing Technology 1999 89-90:266-272 [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00076-X](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00076-X). 5. Palanisamy, P., Rajendran, I., Shanmugasundaram, S., Saravanan, R. (2006). Prediction of cutting force and temperature rise in the end-milling operation. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 220(10), 1577–1587. 6. Gyliene V., Eidukynas V.: The Numerical Analysis of Cutting Forces in High Feed Face Milling Assuming the Milling Tool Geometry. Procedia CIRP 2016 46:436 – 439 <https://doi.org/10.1016/j.procir.2016.03.132>. 7. Beňo J, Maňková I., Vrábek M., Karpuschewski B., Emmer T., Schmidt K.: Operation Safety and Performance of Milling Cutters with Shank Style Holders of Tool Inserts. Procedia Engineering 2012 48:15-23 <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2012.09.479>. 8. Trung, N. D., Potenzial eines Rundschaff-Fraeswerkzeugsystems fuer Forschung und Produktion. Dr.-Ing. Dissertation, Otto-von-Guericke University Magdeburg, Shaker Verlag Aachen, 2009. 9. Varga, G., Kundrák, J.: Effects of technological parameters on surface characteristics in face milling, Solid State Phenomena 2017 261:285-292. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/SSP.261.285>. 10. Kundrák, J., Markopoulos, A.P., Makkai, T., Deszpoth, I., Nagy, A.: Analysis of the effect of feed on chip size ratio and cutting forces in face milling for various cutting speeds. Manufacturing Technology 2018 18(3):431-438 <https://doi.org/10.21062/ujep/117.2018/a/1213-2489/MT/18/3/431>.

Чаба Фелло, Эстер Ракончай, Мішкольц, Угорщина

ФЕМ ДОСЛІДЖЕННЯ КОМПОНЕНТІВ СИЛИ РІЗАННЯ ПРИ ТОРЦЕВОМУ ФРЕЗЕРУВАННІ З ВЕЛИКИМИ ПОДАЧАМИ

Анотація. Торцеве фрезерування є широко використовуваним методом різання для створення плоских поверхонь. Ефективність процесу обробки може бути збільшена шляхом видалення того ж недеформованого поперечного перерізу стружки з більш високими швидкостями подачі і меншими припусками. У статті показано вплив цього мінливого відношення a_p / f_z на різні складові сили різання, що діють як на заготовку, так і на інструмент. Значення сили були визначені за допомогою моделювання ФЕМ (метод кінцевих елементів), а потім результати були підтверджені даними, отриманими в експериментах по різанню. Вивчено характер зміни різних компонентів сили, що діють на заготовку (F_x , F_y і F_z). Можна констатувати, що всі вони зменшуються зі збільшенням подачі на зуб і, отже, зі зменшенням відносини a_p / f_z . Таким чином, зменшення відношення a_p / f_z робить позитивний вплив на стабільність процесу різання. Однак слід зазначити, що шорсткість поверхні зазвичай погіршується зі збільшенням подачі, тому повинна бути оптимальна точка для фактичного процесу різання. Крім того, змодельована компонента F_z почала швидко зростати при $a_p / f_z = 0,5$. Це показує, що «зворотний» домен, де це співвідношення менше одиниці, не є усталеним і потребує подальшого вивчення. В цій точці також спостерігається невелике збільшення для модельованих F_y і F_x , але ця зміна не така швидка, як для F_z . Основна сила різання F_c показала чітку тенденцію до зниження разом з компонентом F_p , а сила подачі F_f лише незначно збільшилася. Однак складові сили F_z і F_p мають мінімальні значення, які починають збільшуватися після $a_p / f_z = 0,78$, тому це може бути оптимальна точка для процесу. Цей домен може зажадати подальших досліджень.

Ключові слова: метод кінцевих елементів; фрезерування з великими подачами; компоненти сили різання.

Viktoria Ferencsik, Gyula Varga,
Miskolc, Hungary

EXAMINATION OF THE CHANGE IN SURFACE ROUGHNESS OF BURNISHED LOW ALLOYED ALUMINIUM EXTERNAL CYLINDRICAL PIECES

Abstract. *The life and reliability of machine components or elements are affected greatly by the surface integrity. Machined surfaces by conventional processes such as turning and milling have inherent irregularities and defects like tool marks and scratches that cause energy dissipation (friction) and surface damage (wear). Ball burnishing has proved to be a highly effective mechanical finishing process of industrial workpieces because of the excellent surface roughness and fatigue performance that induces in treated components. This paper focuses on the examination of the influence of different burnishing parameters, such as number of passes (i), feed rate (f) and burnishing force (F). For plan and execute the experiments we use full factorial experimental design method by which empirical formulas can be created easily. The measurement of the surface roughness was executed with Altisurf 520 3D measuring equipment at the Institute of Manufacturing Science. The measured results were evaluated by the comparison of a special correlation formula to determine the optimal combination level of the different parameters in the given interval.*

Keywords: *surface roughness; polishing options; 3D roughness of the surface; polishing power.*

1. INTRODUCTION

Surface integrity of manufactured components plays vital role to avoid friction losses, good corrosion resistant property and high fatigue life. Mechanical machining of different parts it is possible to improve life time by selecting the right process and/or the adequate technological data [1], [2]. Surface roughness can be reduced by turning [3] or milling [4], [5] more efficiently but conventional machining processes cannot modify the properties of the subsurface layer. On the other hand, ball burnishing is a mechanical finishing treatment, performed on workpieces to enhance their mechanical properties and improving their performance to highly demanding working conditions [6-8]. Nevertheless, burnishing has a special characteristic that differentiates it from the other mentioned processes, that is, residual compressive stresses are induced in the workpiece surface through one or more passes of the burnishing tool, thus enhancing the fatigue performance of the piece and inhibiting the origin of cracks and notches on parts [7], [9].

This work presents a comparing analysis of surface roughness focusing on the determination of each process parameter (I , f , F) influence and the interest of it full factorial experimental design method was used in our investigation [10], [11] which is valid in between the minimum and maximum values of the above mentioned parameters.

2. BURNISHING OF OUTER CYLINDRICAL SURFACES

Surface burnishing is a force controlled forming process, which is widely applied on finishing rotationally symmetrical parts e.g. found in the automotive and aeronautics industries.

A burnishing tool is pressed under a force onto the workpiece surface and this pressure is generated by the ball exceeds the yield point of the softer piece part surface at the contact area, resulting plastic deformation on the surface structure [6], [12]. As seen in Fig. 1 a tangential sliding displacement of the tool deforms the material of the component, which results the reduction of the roughness, while an increase in compressive residual stress at the boundary layer is achieved [12].

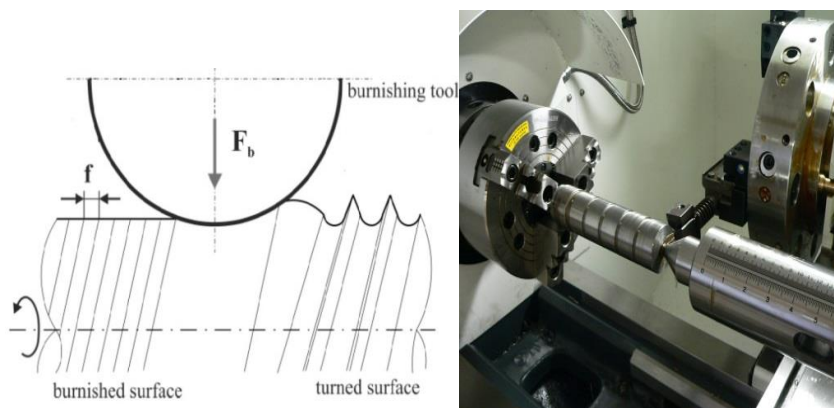


Figure 1 – Schematic illustration of burnishing process [12] and the technological solution of it

Burnishing of outer cylindrical surfaces can be executed on conventional universal lath or up-to-date CNC lath, the latter one was applied as Fig. 1 shows.

3. IMPLEMENTATION OF THE EXPERIMENT

3.1. Material and parameters

For this experiment we have chosen lightly alloyed aluminium material as automobile, aeronautics and astronautics industries more and more claims for the application of non-ferrous materials due to its low density and good mechanical properties [13].

The operation was performed with a spherical ($R = 3.5 \text{ mm}$) polycrystalline diamond tool attached to OPTIMUM type OPTiturn S600 CNC machine with different set-ups depending on the full factorial experimental design method.

The following burnishing parameters were examined: number of tool passes, feed rate and burnishing force, as it can be seen on Table 1 all of it have a lower and a higher values according to the matrix experimental design, containing the burnishing parameters in natural dimensions and their transformed values.

Table 1 – The burnishing parameters

No.	Adjusted parameters			Transformed parameters		
	$i [\varnothing]$	$f [\text{mm/rev}]$	$F [\text{N}]$	X_1	X_2	X_3
1	1	0.001	10	-1	-1	-1
2	3	0.001	10	+1	-1	-1
3	1	0.005	10	-1	+1	-1
4	3	0.005	10	+1	+1	-1
5	1	0.001	20	-1	-1	+1
6	3	0.001	20	+1	-1	+1
7	1	0.005	20	-1	+1	+1
8	3	0.005	20	+1	+1	+1

3.2. Measuring of surface roughness

The measurement of the 3D surface roughness of the specimens before and after burnishing was carried out on AltiSurf 520 type 3D surface roughness tester with chromatic confocal sensor at the Institute of Manufacturing Science. we used the own software of the roughness measuring device (PhoeNix) to evaluate the measurement values. The individual sections were measured three times, rotated at 120° fixed in prism.

Figure 2 illustrates a state of measurement process.

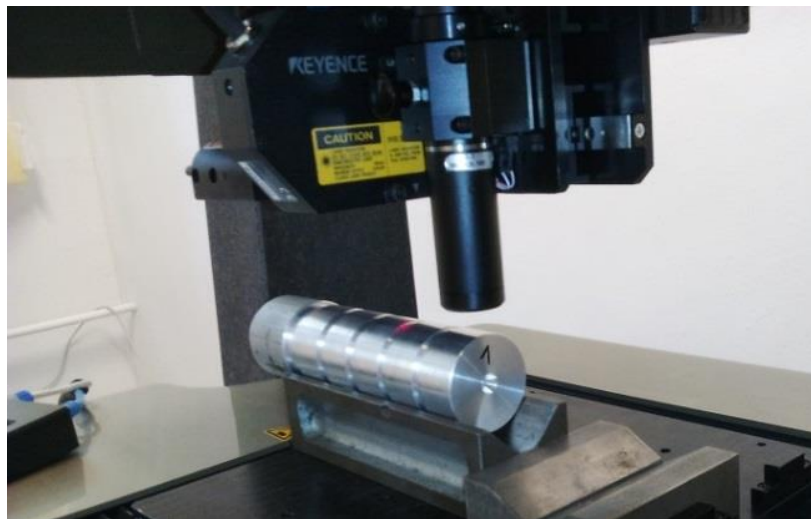


Figure 2 – Measurement process of 2D surface roughness

4. RESULTS

In our investigation we have created a dimensionless ratio to make the changing of surface average roughness more obvious, which are shown in formula (1) and (2):

$$\rho_{Ra} = \frac{Ra_{burnished}}{Ra_{turned}} \quad (1)$$

$$\rho\% = (\rho_{Ra} - 1) \cdot 100, \quad (2)$$

where:

ρ_{Ra}	Degradation ratio of surface roughness (Ra) parameter. This is a dimensionless ratio, which textures the changes occurring because of burnishing.
$Ra_{burnished}$	Surface roughness remain after burnishing,
Ra_{turned}	Surface roughness remain after turning,
$\rho\%$	The percentage value of the improvement ratio.

The lowest the value of ρ_{Ra} in the negative range, the greater is the improvement.

The measured data and the calculated improvement ratios are summarized in Table 3.

Table 2 – Measured values and calculated improvement ratios

No.	$\overline{Ra}[\mu\text{m}]$		$\rho_{Ra} [\%]$
	Turned	Burnished	
1	1.1226	0.3457	-69.21
2	1.0118	1.8215	80.03
3	0.9947	0.3599	-63.82
4	0.9450	0.2516	-73.38
5	0.9213	1.2686	37.65
6	1.0622	2.2249	109.46
7	1.0679	0.5875	-44.99
8	1.0741	1.3817	28.64

Application of Factorial Experiment Design method empirical formula (3) was created from the calculated values. Calculations and axonometric figure (Fig. 3) was prepared using „MathCAD 15.0” software.

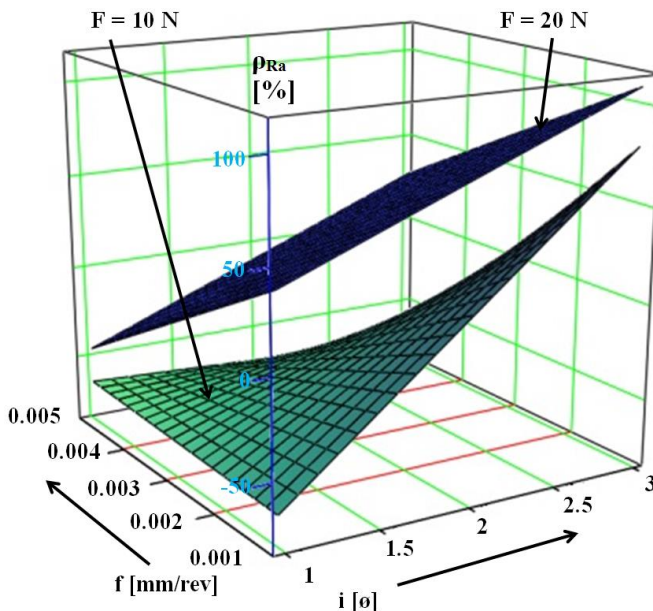


Figure 3 – Changing of surface roughness

$$\rho_{Ra} = -352.6875 + 153.263 \cdot i + 6.328 \cdot 10^4 \cdot f + 18.766 \cdot F - 3.993 \cdot 10^4 \cdot i \cdot f - 5.879 \cdot i \cdot F - 4.208 \cdot 10^3 \cdot f \cdot F + 2.008 \cdot i \cdot f \cdot F \quad (3)$$

5. SUMMARY AND DISCUSSIONS

The paper deals with the experimental analysis of sliding burnishing when the material of the workpiece was low-alloyed aluminium. Experimental parameters were the number of passes, feed rate and burnishing force. The aim of the experiments was how these parameters have effect to the surface roughness.

On the base of the present research work it can be stated:

Among the examined parameters the effect of burnishing force is the most dominant and it seems to be there is a linear interaction with the number of passes; according to it we would like realize further examination with the application of lower burnishing force (F)

The higher improvement was caused by the application of these burnishing parameters:

$$\begin{aligned} i &= 3 \\ f &= 0.005 \text{ mm/rev} \\ F &= 10 \text{ N} \end{aligned}$$

ACKNOWLEDGEMENTS

“The described study was carried out as part of the EFOP-3.6.1-16-00011 “Younger and Renewing University – Innovative Knowledge City – institutional development of the University of Miskolc aiming at intelligent specialisation” project implemented in the framework of the Szechenyi 2020 program. The realization of this project is supported by the European Union, co-financed by the European Social Fund.”

“Project no. NKFI-125117 has been implemented with the support provided from the National Research, Development and Innovation Fund of Hungary, financed under the K_17 funding scheme.”

References: 1. *J. Kundrak*: Alternative machining procedures of hardened steels, *Manufacturing Technology*, 11, (2011) 32-39. 2. *M. Horvath, J. Kundrak, A. G. Mamalis, K. Gyani*: On the precision grinding of advanced ceramics, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 20 (4), (2002) 255-258. 3. *J. Kundrak, K. Gyani, V. Bana*: 3D roughness parameters of surface face milled by special tools, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 38 (1-2), (2008) 110-119. 4. *J. Kundrak, C. Felho*: 3D parameters of surface face milled by special tools, *Manufacturing Technology*, 16 (3), (2016) 532-538. 5. *C. Felho, J. Kundrak*: Comparison of theoretical and real surface roughness in face milling with octagonal and circular inserts, *Key Engineering Materials*, 581, (2014) 360-365. 6. *A. P. Borkar, P. S. Kamble, C. Y. Seemikeri*: Surface Integrity Enhancement of Inconel 718 by using Roller Burnishing process, *Int. J. of Current Engineering and Technology*, 4 (4), (2014) 2595-2598. 7. *G. Gomez-Gras, J. A. Travieso-Rodriguez*,

R. Jerez-Mesa: Experimental characterization of the influence of lateral pass width on results of a ball burnishing operation, *Procedia Engineering*, 132, (2015) 686-692. 8. A. M. Hassan: The effects of ball- and roller-burnishing on the surface roughness and hardness of some non-ferrous materials, *Materials Processing Technology*, 72, (1997) 385-391. 9. N. H. Loh: Effects of ball burnishing parameters on surface finish, *Journal of Precision Engineering*, 10, (1998), 215-220. 10. L. Fridrik: Chosen chapters from the topics of experimental design of production engineering, *Műszaki Könyvkiadó, Budapest*, 1987 (In Hungarian). 11. L. Bálint, L. Gribovszki (1975). The basics of machine engineering technology, *Miskolc*, pp: 418-442. (in Hungarian). 12. M. Posdzhich, R. Stöckmann, F. Morczinek, M. Putz: Investigation of a plain ball burnishing process on differently machined Aluminium EN 2007 surfaces, *MATEC Web of Conferences*, 190, 11005, (2018) p. 7.

Вікторія Ференчик, Дюла Варга,
Мішкольц, Угорщина

ДОСЛІДЖЕННЯ ЗМІНИ ШОРСТКОСТІ ПОВЕРХНІ ЦИЛІНДРИЧНИХ ДЕТАЛЕЙ З НИЗЬКОЛЕГОВАНОГО АЛЮМІНІЮ ПРИ ПОЛІРУВАННІ

Анотація. Термін служби і надійність компонентів або елементів машини в значній мірі залежить від цілісності їх поверхні. Оброблені звичайними процесами поверхні, такими як токарна обробка і фрезерування, мають властиві нерівності і дефекти, такі як сліди інструменту і подряпини, які викликають розсіювання енергії (тертя) і пошкодження поверхні (знос). Полірування підшипникових кульок зарекомендувало себе як високоефективний процес механічної обробки промислових деталей через чудову шорсткість поверхні і втомних характеристик, що виникають в наслідок обробки компонентами. Ця стаття присвячена вивченню впливу різних параметрів полірування, таких як кількість проходів (i), швидкість подачі (f) і сила полірування (F). Для планування і проведення експериментів було використано метод факторного планування експерименту, за допомогою якого можна легко створювати емпіричні формули. Для цього експерименту вибрали легкосплавний алюмінієвий матеріал, який широко використовується в автомобільній, авіаційній та космічній галузях, де все більше і більше претензій на застосування кольорових матеріалів через їх низької щільності і хороших механічних властивостей. Операція виконувалася за допомогою сферичного полікристалічного алмазного інструменту, закріпленого в верстаті з ЧПУ з різними настройками в залежності від умов факторного експерименту. Вимірювання шорсткості поверхні було виконано за допомогою вимірювального обладнання Altisurf 520 3D в Інституті виробничих наук. Виміряні результати оцінювалися шляхом порівняння за спеціальною формулою кореляції для визначення оптимального рівня комбінації різних параметрів в даному інтервалі. На підставі даної дослідницької роботи можна констатувати, що серед розглянутих параметрів вплив полірувальної сили є найбільш домінуючим, і, схоже, існує лінійна взаємодія з числом проходів; відповідно до чого потрібно б провести подальшу перевірку із застосуванням більш низької сили полірування (F).

Ключові слова: шорсткість поверхні; параметри полірування; 3D шорсткість поверхні; сила полірування.

Zbigniew Siemiatkowski, Mirosław Rucki,
Dmitrij Morozow, Radom, Poland,
Robert Martynowski, Ostrowiec Świętokrzyski, Poland,
Alexander Shelkovoy, Yuriy Gutsalenko, Kharkiv, Ukraine

STUDY OF THE GEOMETRY OF GRINDING MACHINES USED FOR LARGE SCALE CRANKSHAFT MACHINING

Abstract. *In the paper, grinding process control problems that occur during the marine diesel engine crankshaft production are addressed. The large size crankshafts have a length of up to 12 m and weigh up to 25 tons, but the final grinding allowance for the diameter is ca. 0.3-0.4 mm. To achieve this, very high accuracy of the mechanical parts of the grinding machine is necessary. The study focused on the measurement of parameters such as level, linearity, parallelism, runout and coaxiality of the respective mechanical parts of the grinding machine. Based on the results, some recommendations were made on the inspection procedure in order to ensure a consistent quality of the produced crankshafts. The obtained roughness parameters after grinding were found highly satisfactory, allowing effective polishing afterwards.*

Keywords: *crankshaft; grinding; roughness; runout; linearity; parallelism.*

1. INTRODUCTION

The crankshaft is a crucial element of the marine engine, and special standards prescribe how they must be projected, e.g. the one issued by PRS Executive Board [1]. Its failure may threaten the life of the shipboard personnel and passengers, so there is a need to continually improve the technology, quality control, and the inspection of the machine tools' performance. Nowadays, there are three main technologies for large marine diesel engine crankshaft fabrication, which produce assembled crankshafts, semi-built crankshafts and fully forged ones [2]. The first two technologies have crankshaft parts that joined together with the shrink-fitting method [3]. A critical step in the manufacture of forged crankshafts is the grinding of its sidewalls by applying several strategies, e.g. axial plunge grinding, axial face grinding, and multi-step axial face grinding [4]. The rising demands on quality also force the improvement of grinding performance and are driving the development of machines for grinding [5]. Grinding parameters have direct impact on the integrity of machined surfaces and their characteristics, such as residual stresses, surface roughness and dimensional stability [6]. Improper grinding was reported to be a source of misalignments in journals, high stress concentration, and high surface roughness [7]. Shen et al. [8] examined the elastic deformations of the large size crankshafts generated by grinding

process, while Torims et al. [9] analyzed the influence of grinding parameters on the surface texture formation in the reparation process of marine diesel engine crankshafts. Hashimoto et al. pointed out that the improvements aimed to achieve fuel efficiency raise additional demands on the superfinishing of the crankshafts [10]. Importance of the cooling conditions was analyzed by Maruda et al. [11]. Tian et al. [12] proposed a portable power monitoring system for grinding process.

The customer sets very high demands on the surface topography with $Ra < 0.3 \mu\text{m}$, which is almost impossible to obtain with the grinding technology. Therefore, hand polishing is applied after grinding. Typically achievable Ra parameters after grinding are between 0.5 and 1.4 μm , while after polishing it lays between 0.1 and 0.3 μm [13]. However, hand polishing has very limited impact on the surface, so the grinding process has to prepare the surface as efficiently as possible. The study below is dedicated to the grinding process of the crankshaft machining, as well as the inspection procedures aimed to control the performance of the grinding machine.

2. MATERIALS AND METHODS

Grinding is one of the final machining processes of the crankshaft fabrication. Main journals and cranks obtain the dimensions close to the upper tolerance, so that the surface can be finished by hand (lapping and polishing procedures). The examined grinding process was performed with a grinder DB12500 type (Figure 1) equipped with the control system Sinumerik 840D, measurement system MARPOSS and eccentric machining system PENDULUM.



(a)



(b)

Figure 1 – The grinding machine DB12500 type:
(a) overall view; (b) the crankshaft ready for being grinded

The grinding tool was the disc-type grinding wheel MOLEMAB B126-100639 S.630090 shown in the Figure 2. Its diameter was $\varnothing 2000$ mm, and width $B = 140$ mm, and it was covered with the cubic-form boron nitride (c-BN). The use of large-diameter grinding wheels with abrasives of the highest hardness (diamond, cubic boron nitride) in various tasks of precise shaping makes it possible to carry out preliminary and final grinding of operationally responsible external surfaces in one processing cycle, due to the increased durability of the tool in the technologically correctly built cycle, for example, when grinding rolls of rolling mills after surfacing with wear-resistant wire material [14]. The maximal cutting velocity and rotational speed were $V_{\max} = 50$ m/s and $n_{\max} = 473$ rpm, respectively.

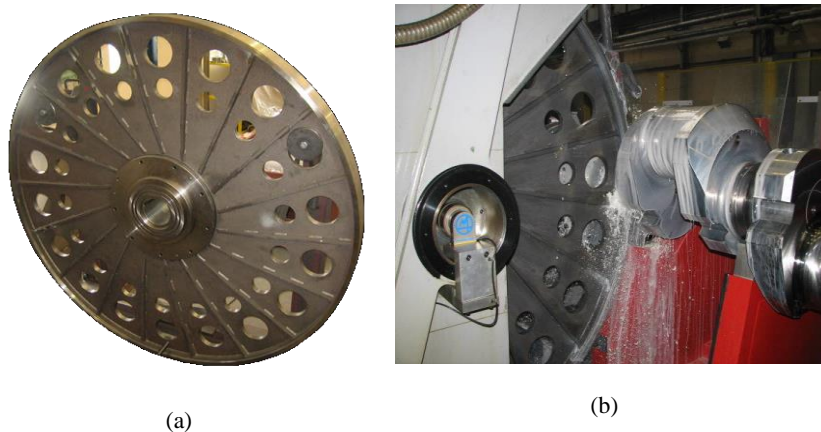


Figure 2 – The grinding wheel MOLEMAB B126-100639 S.630090 type:
(a) overall view; (b) during the operation

Like in any machining technology, the final surface quality was dependent on the geometry and performance of the “machine – tool – workpiece” system. For any type of fabricated crankshaft, the grinding operations sequence has been assumed to be the same, namely, the main journals were to be grinded first (main axis of the crankshaft), so the final dimensions were achieved, and then the crank-pins were grinded. In general, the grinding process can be described as follows:

- The grinding allowances of the diameter were ca. 1 mm, maximally up to 1.5 mm. It was more desirable to leave larger allowances on the crank-pins, in order to avoid the increased uncertainty when the angle of the reference crank-pin was measured.

- After initial grinding of all the main journals, the fine grinding was initiated.
- The allowance for the fine grinding was ca. 0.3-0.4 mm on diameter.
- Supporting tailstocks are always put down under the grinded main journal. After grinding, the journal is again supported, and the position of the crankshaft is corrected on the base of flexometer indications.
- High pressure washing of the grinding disc after each operation is performed in order to prolong durability of the tool.

The above procedure is presented schematically in Figure 3. It is crucial that, after the initial grinding of all the main journals, MARPOSS device measurements are processed by and form corrections are performed, so that final grinding commences only after the main axis accuracy is assured.

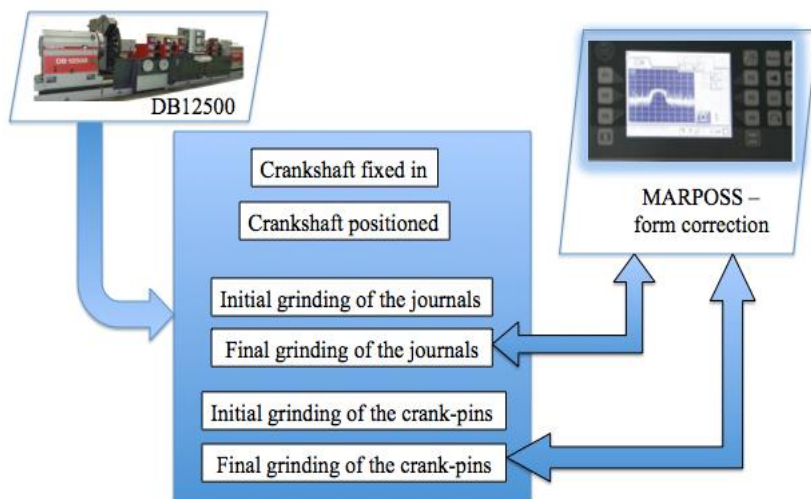


Figure 3 – Crankshaft grinding procedure

The grinding machine DB12500 is equipped with the measurement system MARPOSS, which consists of three main units:

- Automatic system MARPOSS WHEEL BALANCING designed to continually supervise the balance of the grinding disc while it is in motion.
- The main measurement system MARPOSS POST-PROCESS designed to measure form deviations of the main journals and crank-pins. The unit has three supporting points and the specially constructed arm, FENAR-L, which enables the measurement of both main journals and crank-pins. The

sensor collects 3600 points per rotation and is synchronized with the control system SINUMERIK 840D. The measured values are averaged down to 360 points using one of the delivered algorithms. These points are the basis for the form compensation table correlated with the angle position of the measured pivot. The form correction is performed using the perpendicular support with defined virtual axis. Resolution of the device is 0.001 mm.

- The third unit is a MARPOSS MONITORING equipped with the ultrasonic microphones. It is designed to monitor the slot between grinding disc and grinded material (the GAP function) in order to control the contact between the tool and the ground material.

In order to maintain the consistent performance of the grinding machine, it was checked regularly with additional devices. Figure 4 presents the electronic level LE051 type produced by MICROPLAN. It is equipped with a digital/analog display, and its internal mechanism is submerged in an oil-bath box. Achievable sensitivity of the level LE051 is 1 $\mu\text{m}/\text{m}$ or 0.2 second of arc. It has 5 measuring scales providing resolutions from 250 $\mu\text{m}/\text{m}$ per division down to 1 $\mu\text{m}/\text{m}$ per division. The data can be transferred to a PC through the serial connections RS-232.

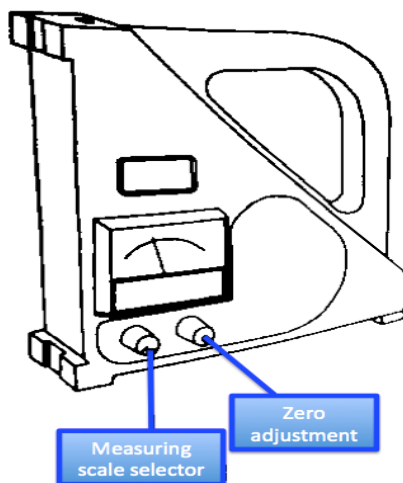


Figure 4 – The electronic level LE051 type

Linearity of the bed with the fixed headstocks of the grinding machine was inspected using the collimator device with a string and measuring magnifier, presented in Figure 5.

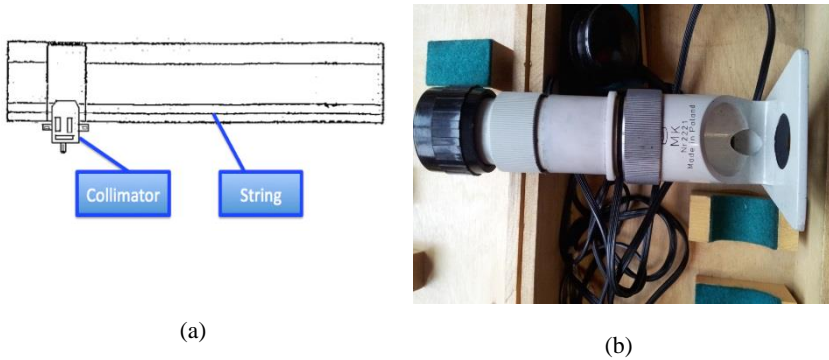


Figure 5 – The linearity measurement of the bed:
(a) overall scheme; (b) measuring magnifier

Moreover, the parallelism of the bed with fixed headstocks and the support was inspected. In the measurement, the electronic dial gauges (produced by Kordt) were used, with a resolution of 0.001 mm. They were placed on the grinding machine support and bed as illustrated in Figure 6.

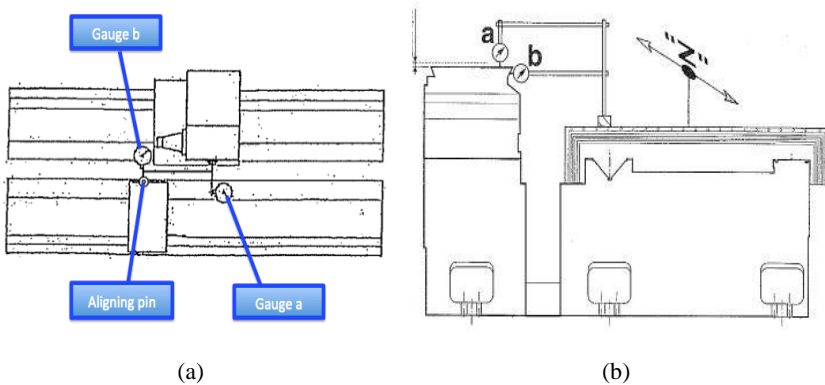


Figure 6 – The parallelism measurement:
(a) view from the top; (b) side view

Similar electronic dial gauges were used in the measurement of the grinding disc runout as well as of the fixed headstocks. In the latter case, both radial and axial runout was measured. Additionally, the following parameters were inspected:

- parallelism between the axes of the disc cone during the headstock movement,
- distance between the vertical positions of the disc and headstock axes,
- runout of the disc cone,
- and the coaxiality of the fixed headstocks.

Since the roughness of the crankshaft surface is a very important parameter obtained after grinding, it was also measured. On-machine and in-process surface metrology is important for quality control in manufacturing of precision surfaces [15].

According to the documentation, the main journals must have a very smooth surface with $Ra < 0.3 \mu\text{m}$, so the grinding prepares the surface leaving only little deformation that can easily be removed during polishing. After grinding, the Ra parameter was measured with the portable surface roughness tester SurfTest SJ-201P. It was chosen because of the obvious difficulty with applying the stationary profilometer to a huge detail such as the crankshaft 18W46 type. The most important parameters of SJ-201P device are as follows:

- measuring range $350 \mu\text{m}$ (from -200 to $+150 \mu\text{m}$),
- diamond stylus tip of radius $5 \mu\text{m}$,
- sampling length 0.25 mm , 0.8 mm , 2.5 mm ,
- displaying range from $0.01 \mu\text{m}$ to $100 \mu\text{m}$,
- resolution is dependent on the measuring range, with the highest being $0.01 \mu\text{m}/10 \mu\text{m}$,
- data output via RS-232 interface unit.

As such, this device was considered sufficient to inspect the roughness of the crankshaft surface both after grinding and later, after hand polishing.

3. RESULTS AND DISCUSSION

The inspection of the abovementioned parameters was performed in June and again 5 months later, in November. The results are presented and discussed in the respective subsections below.

3.1. Level declinations

Figure 7 presents the results of level measurements obtained at different measuring points along the bed with fixed headstocks, in June and in November. The measurement was performed both in parallel and perpendicular directions.

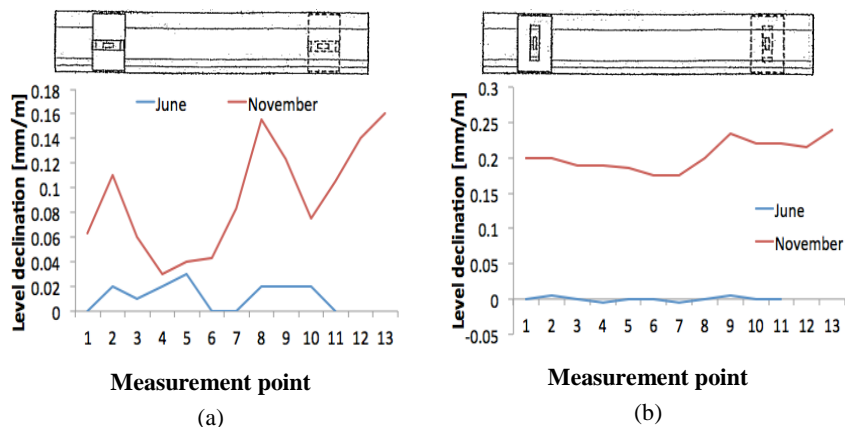


Figure 7 – Level check of the bed with fixed headstocks:
(a) parallel; (b) perpendicular

The general observation is that after 5 months, the level deteriorated, so its regulation was needed to avoid the dimensional errors in the grinding process. Moreover, it is seen that the dispersion of the results is larger in the parallel direction (between 0 and 0.03 mm/m in June and between 0.03 and 0.16 mm/m in November) than in the perpendicular measurement (between -0.005 and 0.005 mm/m in June and between 0.175 and 0.24 mm/m in November). However, the dispersion of the respective results obtained both in the parallel and perpendicular directions was smaller in June than in November. It was concluded that the most instable level was the parallel direction, therefore it was recommended to check it more frequently, with the measurement taken at a minimum 3 points, to check for any trend.

Similarly, the bed level declination was checked along the z axis, both in the parallel and perpendicular directions. Figure 8 shows the positioning of the electronic level and the results of the measurement.

Again, the parallel direction displays a larger dispersion, particularly in the June measurements. The November measurement results are biased towards the negative values and are more dispersed than those of June. Thus, it can be recommended that the z -axis level is checked and corrected more often, and the measurement should be performed at all 13 measuring points.

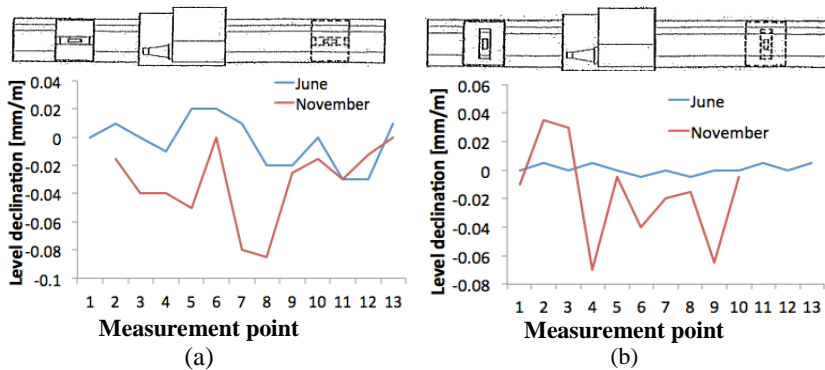


Figure 8 – Level check of the bed in the z axis:
(a) parallel; (b) perpendicular

3.2. Linearity and parallelism deviations

The measurement results for the linearity of the bed with fixed headstocks are presented in Figure 9a. On the other hand, Figure 9b presents the results of the parallelism measurement between the bed and the support. The measurements were performed at 11 points distanced ca. 1 m apart, and each point was given a subsequent number.

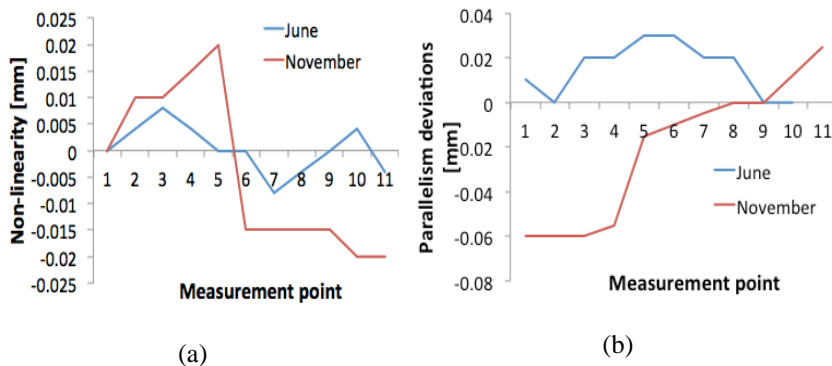


Figure 9 – The measurement results for the bed with the fixed headstocks:
(a) linearity and (b) parallelism between the bed and the support

It should be noted that the linearity measurement in June revealed deviations between -0.01 and 0.01 mm, while in November twice as larger,

namely, between -0.02 and 0.02 mm. Nevertheless, the latter is still acceptable, since the permissible non-linearity of the bed with the fixed headstocks is 0.02 mm per 1000 mm, but the obtained results indicated immediate need of correction. It was also observed that the right part of the bed (points from 1 to 5) tended to reveal positive values of non-linearity, while negative values dominate in the left part.

In the case of parallelism deviations, the trend is clear and a correction of the mutual position of the bed and support can easily be made.

3.3. Other results for the grinding machine

The results of other measurements are shown in Table 1.

Table 1 – Measurement results for various features of the grinding machine

Measured feature	Measurement result			Permissible error
Grinding disc perpendicularity [mm/mm]	point A 0.01/400	point B 0.015/300	point C 0.02/600	0.02/300
Headstock S2 runout [mm/mm]	point A 0.025/350	point B 0.01/300		0.025/300
Headstock S1 runout [mm/mm]	point A 0.01/350	point B 0.025/350		0.025/300
Disc cone coaxiality [mm/mm]	point A 0.007/300	point B 0.02/300		0.03/300
Vertical position of the disc and headstock axes [mm/mm]	0.25/920			0.4/1000
Disc cone runout [mm]	point A 0.002	point B 0.001		0.005
Headstocks coaxiality [mm]	point A 0.01	point B 0.02		0.02

The presented results proved the proper performance of the grinding machine. In some cases, where the values approached the permissible error, it indicated the need for calibration of the machinery. Since the quality control of the produced crankshafts confirmed the final form and dimension tolerances obtained, the inspection procedure of the grinding machine geometry was deemed satisfactory with the addition of the improvement recommendations discussed above.

3.4. Roughness after grinding

The examples of the roughness measurement results after grinding are shown in the Tables 2 and 3. Main journals were marked CG with subsequent number, while crank pivots were marked CK with subsequent number.

The results are highly satisfactory, so that the final roughness below $Ra = 0.3 \mu\text{m}$ is easily achievable through hand polishing.

Table 2 – Roughness measurement results [μm] for the main journals CG after grinding

Journal number	Point 1	Point 2	Point 3	Point 4
CG1	0.36	0.40	0.33	0.31
CG2	0.32	0.36	0.41	0.35
CG3	0.28	0.32	0.39	0.34
CG4	0.31	0.36	0.33	0.32
CG5	0.31	0.36	0.39	0.33
CG6	0.28	0.38	0.29	0.35
CG7	0.36	0.40	0.41	0.40
CG8	0.32	0.36	0.40	0.38
CG9	0.28	0.38	0.35	0.30
CG10	0.41	0.35	0.32	0.43

Table 3 – Roughness measurement results [μm] for the crank pivots CK after grinding

Pivot number	Point 1	Point 2	Point 3	Point 4
CK1	0.36	0.34	0.32	0.31
CK2	0.29	0.38	0.38	0.38
CK3	0.34	0.32	0.34	0.36
CK4	0.36	0.34	0.29	0.34
CK5	0.37	0.28	0.38	0.33
CK6	0.39	0.27	0.28	0.30
CK7	0.37	0.39	0.34	0.28
CK8	0.25	0.34	0.41	0.40
CK9	0.31	0.45	0.38	0.34

4. CONCLUSIONS

The presented study aimed to evaluate the inspection procedure of the grinding machine involved in the marine diesel engine crankshaft production process. It was found that the most instable parameter was the level of the bed

with fixed headstocks in the parallel direction. Based on this finding, it is recommended to monitor the fixed headstocks' bed level in shorter intervals, e.g. every 3 months, not necessarily comprehensively, but with measurements taken at a minimum of 3 points to check the trend. Additionally, it was recommended that the *z*-axis level is checked and corrected at least every 3 months, and the measurement should be performed at all 13 measuring points. Measured linearity of the bed with the fixed headstocks revealed an immediate need for correction, no such correction of the inspection procedure was considered necessary. Under the above conditions, the roughness obtained after grinding was found to be highly satisfactory.

Funding: This research did not receive any specific grant from funding agencies in the public, commercial, or not-for-profit sectors.

References: **1.** PRS Executive Board: (2007) Calculation of crankshafts for diesel engines: Rules. Gdansk: Polski Rejestr Statkow; Poland, ISBN 978-83-60629-27-7. **2.** Fonte, M., Duarte, P., Anes, V., Freitas, M., Reis, L.: (2015) On the assessment of fatigue life of marine diesel engine crankshafts. Eng Fail Anal, 56: 51-57, DOI 10.1016/j.engfailanal.2015.04.014. **3.** Siemiatkowski, Z.: (2017) Experimental evaluation of the shrink-fitted joints in the assembled crankshafts. Journal of Engineering Technology, 6: 832-841. **4.** Oliveira, J. F. G., Silva, E. J., Gomes, J. J. F., Klocke, F., Friedrich, D.: (2005) Analysis of grinding strategies applied to crankshaft manufacturing. CIRP Annals, 54: 269-272, DOI 10.1016/S0007-8506(07)60100-0. **5.** Oliveira, J. F. G., Silva, E. J.; Guo, C.; Hashimoto, F.: (2009) Industrial challenges in grinding. CIRP Annals, 58: 663-680, DOI 10.1016/j.cirp.2009.09.006. **6.** Thanedar, A., Dongre, G. G., Singh, R., Joshi, S. S.: (2017) Surface integrity investigation including grinding burns using barkhausen noise (BNA). Journal of Manufacturing Processes, 30: 226-240, DOI: 10.1016/j.jmapro.2017.09.026. **7.** Silva, F. S.: (2003) An investigation into the mechanism of a crankshaft failure. Key Engineering Materials, 245-246: 351-358, DOI 10.4028/www.scientific.net/KEM.245-246.351. **8.** Shen, N. Y., Li, J., Wang, X., Ye, J., Yu, Zh.: (2014) Analysis and detection of elastic deformation of the large-scale crankshaft in non-circular grinding. Applied Mechanics and Materials, 532: 285-290, DOI 10.4028/www.scientific.net/AMM.532.285. **9.** Torims, T., Vilcans, J., Zarins, M., Brutans, V., Ratkus, A.: (2012) A Study on how Grinding Technology Parameters Affect the Surface Texture Formation of Marine Diesel Engine Crankshafts. Advanced Materials Research, 538-541: 1413-1421, DOI 10.4028/www.scientific.net/AMR.538-541.1413.148. **10.** Hashimoto, F., Yamaguchi, H., Krajnik, P., Wegener, K., Chaudhari, R., Hoffmeister, H. W., Kuster, F.: (2016) Abrasive fine-finishing technology. CIRP Annals, 65: 597-620, DOI 10.1016/j.cirp.2016.06.003. **11.** Maruda, R., Legutko, S., Krolczyk, G., Raos, P.: (2015) Influence of cooling conditions on the machining process under MQCL and MQL conditions. Tehnicki Vjesnik – Technical Gazette, 22: 965-970, DOI: 10.17559/TV-20140919143415. **12.** Tian, Y. B., Liu, F., Wang, Y., Wu, H.: (2017) Development of portable power monitoring system and grinding analytical tool. Journal of Manufacturing Processes, 27: 188-197, DOI: 10.1016/j.jmapro.2017.05.002. **13.** Grzesik, W.: (2015) Effect of the machine parts surface topography features on the machine service. Mechanik, 8-9: 587-593, DOI 10.17814/mechanik.2015.8-9.493 (In Polish). **14.** Gutsalenko, Yu. G., Gutsalenko, O. G., Burenkov, M. V., Shelkovoy, A. M.: (2002) Electroerosive treatment of surfacing on roll grinding

machines: special equipment, tools, organization of production (Prospect of scientific and technical development: VII International Exhibition "Metalworking 2002", May 27-31, 2002, Moscow). Kharkiv, NTU "KhPI"; p.: 4 (In Russian). 15. Gao, W., Haitjema, H., Fang, F. Z.; Leach, R. K.; Linares J. M.: (2019) On-machine and in-process surface metrology for precision manufacturing. CIRP Annals, Article on press, Available online 13 June 2019, DOI 10.1016/j.cirp.2019.05.005.

Збігнєв Сементковській, Мирослав Руцький,
Дмитро Морозов, Радом, Польща,
Роберт Мартиновський, Островець-Свентокшиський, Польща,
Олександр Шелковий, Юрій Гуцаленко, Харків, Україна

ВИВЧЕННЯ ГЕОМЕТРІЇ ШЛІФУВАЛЬНИХ ВЕРСТАТІВ, ЯКІ ВИКОРИСТОВУЮТЬСЯ ДЛЯ ОБРОБКИ ВЕЛИКО- ГАБАРИТНИХ КОЛІНЧАСТИХ ВАЛІВ

Анотація. У статті розглядаються проблеми управління процесом шліфування, що виникають при виробництві колінчастого вала суднового дизеля. Колінчасті вали великого розміру мають довжину до 12 м і важать до 25 тонн, але допуск на остаточне шліфування для діаметра становить 0,3-0,4 мм. Для цього необхідна дуже висока точність механічних деталей шліфувального верстата. Дослідження було зосереджено на вимірі таких параметрів, як площинність, лінійність, паралельність, биття і співвісність відповідальних за вихідну точність механічних частин шліфувального верстата. Робота виконана зі шліфувальним верстатом типу DB12500, оснащеним системою управління Sinumerik 840D, а також системами вимірювання та ексцентричної обробки. На підставі отриманих результатів були зроблені деякі рекомендації по процедурі перевірки з метою забезпечення стабільної якості випуску колінчастих валів. Шліфувальним інструментом був шліфувальний круг дискового типу MOLEMAV B126-100639 S.630090. Вибір хімічно інертного до оброблюваного матеріалу з вмістом вузлецю і водночас особливо твердого абразивного інструментального матеріалу (с-BN), а також значна протяжність робочої частини шліфувального круга по периферії (понад 6 м), є важливою передумовою забезпечення стійкості інструменту в циклі продуктивної і якісної зовнішньої обробки заданих функціональних поверхонь розглянутих великогабаритних колінчастих валів. Припуски на обробку розподілялися між попереднім і чистовим переходами шліфування з деяким збільшенням (резервуванням забезпечення точності) для шатунних шийок, обробка яких велася другим планом. Мікрогеометричну якість поверхні контролювали за допомогою портативного вимірювача шорсткості поверхні Surftest SJ-201P, що дозволило уникнути очевидних проблем вимірювання профілю в задачах контролю великогабаритних деталей складної ступінчастої форми, якими є суднові колінчасті вали. Отримані параметри шорсткості після шліфування ($Ra \leq 0,4$ мкм) були визнані вагомою мірою задовільними, що дозволило після цього ефективно полірувати до необхідного за основними функціональними поверхнями рівня $Ra 0,3$ мкм.

Ключові слова: колінчастий вал, шліфування, шорсткість, биття, лінійність, паралельність.

В.І. Бурлаков, Маріуполь, Україна

ЗМІНА НАПРУЖЕНЬ В НАДТВЕРДІЙ КЕРАМІЦІ ПРИ ВІБРО-АБРАЗИВНІЙ ОБРОБЦІ

Анотація. У статті розглянутий вплив віброабразивної обробки на зміну залишкових напружень в надтвердій кераміці. Приведені і оцінені дифрактограми поверхонь під різними кутами відображення до і після вібро-абразивної обробки. Приведена і оцінена залежність величини залишкових напружень від часу обробки, розрахунок величин залишкових напружень до і після вібро-абразивної обробки. Експериментально показано зниження залишкових напружень в надтвердій кераміці залежно від часу обробки. Надані результати стійкісних випробувань інструменту і показана можливість підвищення стійкості за рахунок управління залишковими напруженнями в інструментальному композиті.

Ключові слова: дифрактограма; залишкові напруження; міцність конструкцій; бреггівські кути; вібраційна обробка.

Вступ

Процес керування внутрішніми напруженнями був і зараз є актуальною науково-технічною задачею, тим більше, внутрішніх напружень в різальному інструменті з надтвердої кераміки. Рішення даної проблеми сприяє підвищенню продуктивності, якості обробки, стійкості різального інструменту. Одне тільки підвищення стійкості інструменту дозволяє економити ресурсну базу і підвищувати конкурентоздатність продукції.

Проблему керування напруженим станом вирішували багато вчених. Прикладом можуть служити роботи Бакунова В.С. [1], який дав оцінку структурній неоднорідності керамічних матеріалів, вироблених в різних країнах, в різний час. В його роботі був визначений розмір і форма пір, що забезпечують найбільші міцнісні характеристики кераміки, Кузін В.В. [2], праця якого присвячена встановленню основних закономірностей напруженого стану між шарами на кераміці під дією зосередженої і розподіленої сили. Ним був визначений вплив різних структурних складових кераміки на дію силових навантажень. Григор'єв С.Н. [3] навів результати комплексного вивчення неоднорідності напружень в поверхневому шарі кераміки. Був досліджений напружено-деформований стан поверхневого шару кераміки під дією розподіленого силового навантаження. Виявлена висока неоднорідність напружень в структурних елементах кераміки. Відмічена необхідність обліку неоднорідності напружень при описі механізму зношування і руйнування, а також при

© В. Бурлаков, 2019

проектуванні виробів з цієї кераміки для заданих умов експлуатації.

Питання зміни залишкових напружень у надтвердій кераміці вчені намагалися вирішити різними шляхами, наприклад, їх ультразвуковою стабілізацією [1], але такий спосіб виявився не дуже якісним внаслідок того, що ультразвук, перш за все, негативно впливає на людину.

Ще одним шляхом вирішення поставленої проблеми є термоциклічна обробка матеріалів, але змінні режими нагріву й охолодження деталей негативно впливають на стан поверхневого шару виробів з кераміки, і вони потребують подальшої обробки. Необхідно визначити, що проблема керуванням напруженнями в керамічних виробках відрізняється від напружень у сталях та чавунах. Таку проблему потрібно виділяти як особливу. При виходах з ладу різальних інструментів виникає ситуація, при якій виявляються винними залишкові напруження, і вони мають досить значну величину. Технологічні умови виготовлення деталей створили в них значні попередні напруження, які зазвичай не враховуються [2].

Віброобробка теж є засобом керуванням напруженням. Сутність способу віброобробки полягає у тому, що в деталях створюють змінні напруження 10–50 Н/мм² за допомогою механічних вібраторів. При наданні до керамічного зразка напружень, що перебільшують межу пружності, кераміка пластично деформується. Зі збільшенням ступеня пластичної деформації підвищується внутрішня енергія в складових кераміки, спотворюється її кристалічна структура, змінюються фізико-механічні властивості: кераміка зміцнюється, знижується опір до розтріскування, збільшується швидкість дифузії і фазових перетворень, знижується щільність, з'являється анізотропія властивостей, що пов'язана з кращою орієнтацією кристалітів (текстурою), але все це потребує додаткових досліджень [3].

Для того, щоб вивчити вплив вібрації, а також поєднати процес зміни залишкових напружень та процес обробки зразків, і була зроблена спроба обробити надтверду кераміку за допомогою вібро-абразивного способу.

Метою даного дослідження є вивчення можливості керування залишковими напруженнями в пластинах з надтвердої кераміки за допомогою вібро-абразивної обробки. Це дуже важливо у світі того, що надтверді матеріали стають все більш важливою складовою

інструментального виробництва, і зменшення залишкових напружень зможе підвищити стійкість різального інструменту.

МЕТОДИКА ЕКСПЕРИМЕНТУ

Під час експерименту оброблялися зразки циліндричної форми з полікристалічного надтвердого матеріалу (ПНТМ) на основі кубічного нітриду бору (КНБ) «композит 05 ІТ», (НК18–20 ГПа) з розмірами: \varnothing 7,0 мм, висота 3,2 мм.

В якості робочого середовища використовувалася суспензія на основі порошку монокорунду зернистістю по ФЕПА F100 (по ДСТУ 12 зерно – 150–125 мкм) в кількості 90% від загального обсягу, допирована порошком ультрадисперсного алмазу (УДА) в концентрації 10% від загального обсягу абразиву.

Схема лабораторної установки представлена на рис. 1. Установка зібрана на круглому каркасі на п'яти пружинних опорах (2). На опорах встановлена робоча камера (1), під центральною частиною якої розташований дисбалансний мотор-вібратор (3).

Дослідження проводилися при 10, 20 і 40 хвилинах обробки. Амплітуда вібрації – 5мм, частота вібрації – 25-30 Гц. За еталонний зразок була прийнята керамічна пластина у вхідному стані.

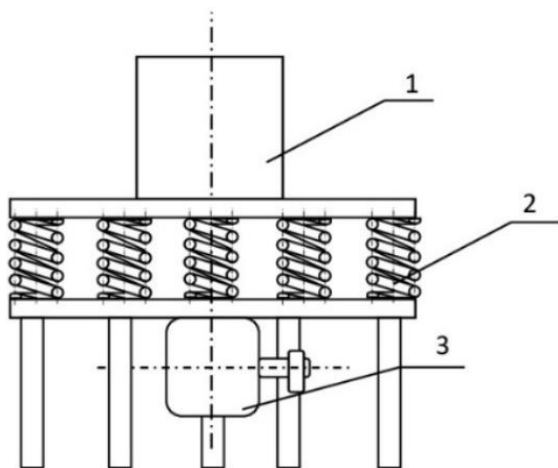


Рисунок 1 – Схема лабораторної вібро-абразивної установки

Для визначення зміни величини внутрішніх напружень, пов'язаних із силовим та тепловим впливами, були досліджені керамічні зразки без обробки та після обробки з різними часовими межами (після 10, 20, і 40 хвилин), виконувався рентгеноструктурний аналіз із використанням дифрактометра ДРОН-4-3.

Результати рентгеноструктурного аналізу оброблялися за допомогою програми Mathcad, розраховані параметри представлені в таблиці 1.

Розмір блоків визначається за формулою (1):

$$D_{\text{HKL}} = 0,94 \cdot \lambda / m_1 \cdot \cos(\theta(110)\alpha), \quad (1)$$

де λ – довжина хвилі випромінювання $\lambda = (2 \cdot \lambda_{\text{Ka1}} + \lambda_{\text{Ka2}}) / 3$; θ – кут розсіювання.

Величина мікродеформації розраховувалася за формулою:

$$\frac{\Delta a}{a} = n_2 / 4 \cdot \text{tg}\theta(220), \quad (2)$$

де n – коефіцієнт, що залежить від форми частинки і близький до 1.

Величина мікронапруг визначалася за формулою:

$$\sigma_{\text{II}} = \frac{\Delta a}{a} \cdot E, \quad (3)$$

де $E = 700\text{--}800$ КПа – модуль пружності досліджуваного матеріалу.

Як видно, величина залишкових напружень другого роду в зразках зменшується від 697 МПа при необробленому стані до 409 МПа при сорокахвилинній обробці. Величина блоків мозаїки відповідно зростає від 0,065 до 0,7069 мкм. Розрахунок проводився для ліній (110) α і (220) α , для кутів θ , відповідно $\theta_{\text{Ka1}} = 97^\circ$; $\theta_{\text{Ka2}} = 53^\circ$; $\theta_{\text{Ka3}} = 63^\circ$ $\theta_{\text{Ka4}} = 123^\circ$.

Розраховані дані наведені у таблиці.

Таблиця – Результати рентгеноструктурного аналізу для визначення розміру блоків і напружень другого роду

Час обробки τ , хв.	Мікродеформація, $(\Delta a/a) \cdot 10^4$	Напруження σ_{II} , МПа	Величина блоків мозаїки D , мкм
0	1,20	697	0,439
20	1,11	615	0,459
30	1,01	520	0,589
40	9,09	409	0,849

Для визначення впливу віброобробки на стійкість інструменту використані різці, оснащені різальними пластинами у вхідному стані та

пластинами після обробки протягом різного часу. Проводилось точіння заготовки зі сталі 45 (45–50 HRC).

РЕЗУЛЬТАТИ ДОСЛІДЖЕНЬ

Результати експериментів графічно відображено на дифрактограмах, на яких у вигляді чітких екстремумів показані піки, що обумовлюються спотворенням кристалічної решітки за рахунок залишкових напружень. Дифрактограми, які зроблені під різними подвійними кутами віддзеркалення для тих самих зразків з надтвердої кераміки, представлені на рис. 2.

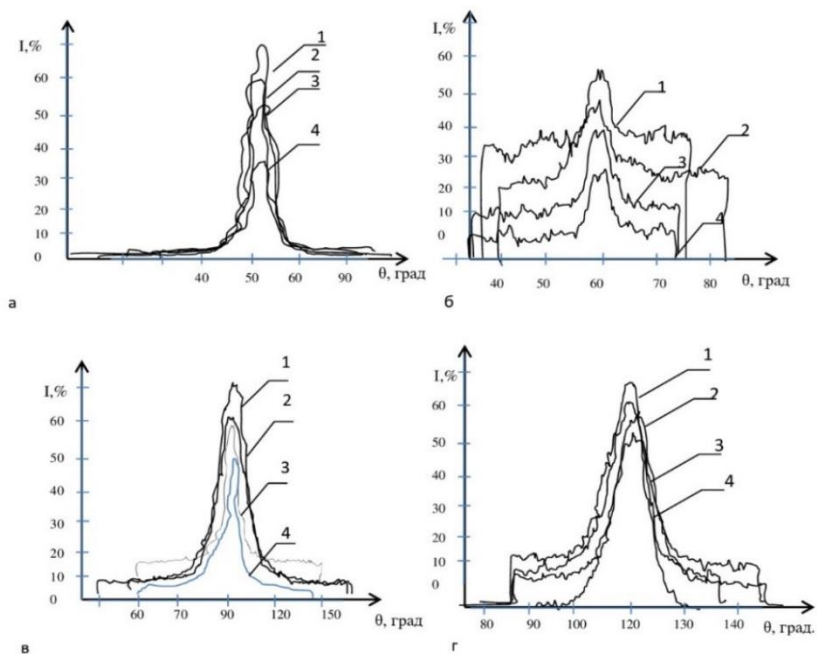


Рисунок 2 – Дифрактограми зразків з кераміки «композит 05ІТ» (1 – без обробки; 2 – обробкою 20 хв.; 3 – обробкою 30 хв.; 4 – обробкою 40 хв.): при куті віддзеркалення $a - 53^{\circ}$; $б - 63^{\circ}$; $в - 97^{\circ}$; $г - 124^{\circ}$

Аналізуючи дифрактограми поверхні різальних пластин з надтвердої кераміки, можна зробити висновок про те, що максимальний показник,

який характеризує величину залишкових напружень, що спостерігаються на необробленій пластині, у міру збільшення часу вібраційної обробки значно зменшується. Ідентична картина спостерігається при аналізі дифрактограм, виконаних під різними подвійними кутами віддзеркалення. На підставі отриманих результатів можна побудувати графік залежності величини залишкових напружень від часу обробки.

Характер дифрактограм свідчить, що, використовуючи віброабразивну обробку, можна суттєво зменшити внутрішні напруження в матеріалі.

На рис. 3 показані залежності величини залишкових напружень від часу обробки. Графіки будувалися з використанням даних вимірювань, проведених при різних подвійних кутах віддзеркалення. Час обробки і початкове значення величини напружень були однаковими.

Виниклі в матеріалі залишкові напруження суттєво змінюються протягом часу обробки – величина залишкових напружень істотно змінюється протягом сорока хвилин обробки.

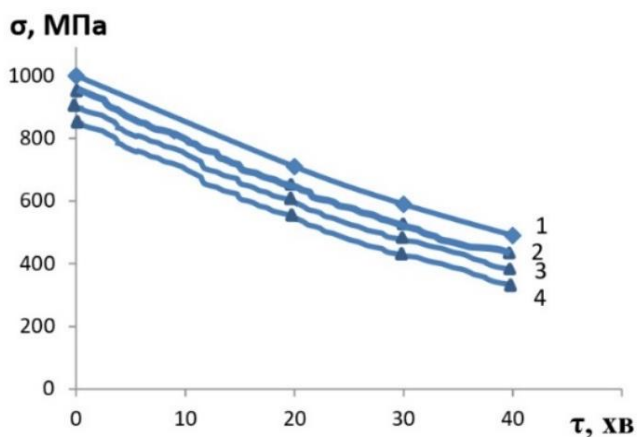


Рисунок 3 – Залежність величини залишкових напружень в зразках кераміки «композит 051Т» від часу обробки при подвійному куті віддзеркалення: 1 – 97°; 2 – 53°; 3 – 123°; 4 – 63°

Незалежно від значення подвійного кута віддзеркалення графіки виявилися ідентичними, що говорить про те, що зниження величини внутрішніх напружень має ідентичний характер. Подальша обробка керамічних зразків має вплив тільки на кількість видаленого матеріалу. Що

стосується залишкових навантажень, то їх величина майже не зміниться, тому подальша їх обробка може використовуватися лише для зміну розміру зразків, а не як засіб релаксації напружень.

Зниження рівня залишкових напружень в робочих елементах різальних інструментів сприяє підвищенню їх стійкості.

З рисунку видно, що збільшення терміну служби інструмента майже удвічі обумовлюється зниженням залишкових напружень приблизно на 200 МПа.

Отримані результати підтверджують наведену вище гіпотезу про те, що вібраційна обробка може служити не тільки як метод обробки надтвердої кераміки, але і як засіб зменшення в ній залишкових навантажень.

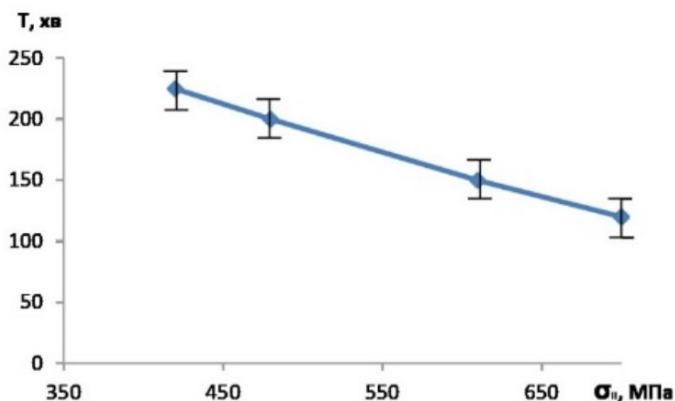


Рисунок 4 – Залежність стійкості різального інструменту від величини залишкових напружень в різальних пластинах з кераміки «композит 05ІТ»

Висновки

Вібро-абразивна обробка протягом 40 хв. знижує величину внутрішніх навантажень в зразках з кераміки «композит 05ІТ» з 697 МПа до 409 МПа. Характер зниження залишкових навантажень однаковий при розгляданні дифрактограм під різними подвійними кутами віддзеркалення, що свідчить про стабільність процесу. Подальша обробка керамічних зразків не призводить до значного суттєвого зниження залишкових навантажень– обробка проводиться лише для необхідного видалення матеріалу.

Таким чином, вібро-абразивна обробка є перспективним засобом щодо керування залишковими навантаженнями у надтвердій кераміці.

Перелік використаних джерел: 1. Бакунов, В.С. Прочность и структура керамики / В.С. Бакунов, А.В. Беляков // Огнеупоры и техническая керамика. – 1998. – № 3. – С. 11–15. 2. Кузин, В.В. Эффективное применение высокоплотной керамики для изготовления режущих и деформирующих инструментов / В.В. Кузин // Новые огнеупоры. – 2010. – № 12. – С. 13–19. 3. Григорьев, С.Н. Влияние силовых нагрузок на напряженно-деформированное состояние режущих пластин из оксидной керамики / С.Н. Григорьев, В.В. Кузин, Д. Бертон [и др.] // Вестник машиностроения. – 2012. – № 1. – С. 67–71.

V. Burlakov, Mariupol, Ukraine

CHANGE OF STRESS IN SUPER-SOLID CERAMIC AT VIBRO-ABRASIVE PROCESSING

Annotation. *Residual stress arises in a material during its heat treatment, transition from a liquid to a solid state, during mechanical processing, welding, etc. Residual stresses are always present in plastic, metal, and glass. The cause of the residual stresses is the heterogeneity of the deformed state of the solid due to various changes in different places of its length or volume. In some cases, it becomes necessary to reduce or completely relieve residual stresses in the product. For this, various methods can be used with respect to the part having residual stresses. Scientists tried to solve the question of changing the residual stresses in superhard ceramics in different ways. To determine the change in the magnitude of the internal stresses associated with power and thermal effects, ceramic samples were examined without treatment and after processing with different time limits, an X-ray diffraction analysis was performed using a diffractometer DRON-4-3. Due to the fact that the known methods for removing residual stresses are not effective enough for parts made of superhard ceramics, it is necessary to propose some new method of dealing with these phenomena. One of the methods for relieving internal stresses of superhard ceramics is vibration processing. There are various methods of vibration processing. For each specific case, you can choose a certain type of processing, which will provide the necessary reduction of residual stresses and deformations. The article considers the influence of vibration-abrasive processing on the change in residual stresses in superhard ceramics. The diffractograms of surfaces at various angles of reflection are presented and analyzed before and after vibro-abrasive treatment. The dependence of the value of the residual stresses on the processing time, the calculation of the values of the residual stresses before and after vibration processing are given and evaluated. Experimentally shown is a decrease in residual stresses in superhard ceramics depending on the processing time. The results of resistance tests of the tool are presented and the possibility of increasing resistance by controlling residual stresses in the tool composite is shown.*

Keywords: *diffractogram; remaining tensions; durability of constructions; bragg angles; oscillation treatment.*

*Видатні особистості формуються
не за допомогою красивих промов,
а власною працею і її результатами.
А. Ейнштейн*

**Професор Кальченко Віталій Іванович
(до 85-річчя з дня народження)**

Віталій Іванович Кальченко в 1961 році після закінчення Харківського політехнічного інституту був направлений на роботу в Дослідно-конструкторське бюро шліфувальних верстатів (ДКБШВ) при Харківському верстатобудівному заводі ім. С.В. Косіора, де працював на посадах інженера-конструктора, провідного конструктора, начальника сектора спеціальних верстатів.

Талант конструктора та організатора проявився у 1964 році, коли Німеччина відмовилася поставляти державі труби великого діаметру, які потрібні були для транспортування газу, нафти та виготовлення ракет. Саме тоді, керівництвом держави було прийнято рішення щодо необхідності впродовж року спроектувати, виготовити та впровадити у виробництво новий верстат для шліфування валків трубовальцівних станів. Серед 300 конструкторів, які на той час працювали у бюро, на Вченій раді Інституту. 3 вересня 1964 року одногосно було затверджено кандидатуру Кальченка В.І. на посаду провідного конструктора, який відповідав за розробку нового верстата, його технічний рівень, строки виконання проекту (3 місяці), контроль якості виготовлення деталей, збірку, налагодження та здачу державній комісії. В кінці липня 1965 року Кальченко В.І. здав державній комісії верстат, де прошліфував 5 трубовальцівних валків різного профілю в 5-ти напівавтоматичних циклах роботи верстата. Через місяць новий верстат успішно був впроваджений на Електростальському заводі важкого машинобудування, який забезпечив підвищення точності на два класи (квалітети), а продуктивності – в чотири рази, що підтверджено головним інженером в центральній газеті «Правда» в статті «Высокая точность» від 18 жовтня 1965 року: «На заводе им. Косиора изготовлен первый в стране шлифовальный станок для обработки валков трубоэлектросварочных станов. Станок, который к нам поступил из Харькова – чрезвычайно сложное сооружение. Мы на нем шлифуем валки диаметром 1,5 метра и весом до 4-х тонн и достигаем высокой точности обработки...».

Під час розробки нового верстату Віталій Іванович запропонував новий спосіб і технологію шліфування різноманітних поверхонь зі схрещеними осями деталей і круга. Даний напрямок, у подальшому,

розробляють відомі фірми Німеччини “Junker”, “Metabo” та “Waldrich siegen”. Пізніше ним було розроблено гами верстатів ХШЗ-45М, ХШЗ-47, ХШЗ-48, які були встановлені на трубовальцівних і листовальцівних заводах України, СНД, Болгарії, Єгипту, Чілі та в інших державах. Більшість верстатів цих моделей на підприємствах держави освоювалися під керівництвом Віталія Івановича.

12 травня 1972 року в Експериментальному науково дослідному інституті металорізальних верстатів (Москва) В.І. Кальченко захистив кандидатську дисертацію на тему «Исследование формообразования криволинейных поверхностей трубопрокатных валков», науковим керівником якої був головний конструктор – академік Дікушин В.І. Після захисту дисертаційної роботи Віталій Іванович працював головою державних комісій Міністерства верстатобудівної промисловості, які приймали перші дослідні зразки шліфувальних верстатів та надавали дозвіл на їх серійне виробництво.

Також В.І.Кальченку було запропоновано академіком АН СРСР Дікушиним В. І. зайняти посаду завідуючого відділом абразивної обробки в головному інституті ЕНІМВ, але він захотів залишитися на Україні та обирає посаду доцента в Чернігівському філіалі Київського політехнічного інституту, в якому працює з 1 вересня 1973 року, де через півроку отримує атестат доцента як провідний спеціаліст промисловості.

У 1994 році в Харківському політехнічному університеті він успішно захистив докторську дисертацію за темою «Научные основы шлифования криволинейных поверхностей с управляемой ориентацией абразивного инструмента».

Крім педагогічної роботи, Віталій Іванович організував Конструкторське бюро, в якому виконувались як госпдоговірні, так і держбюджетні науково-дослідні роботи. Роботи Кальченка Віталія Івановича отримували високі оцінки та державне фінансування. У 2014 році Міністерством надавалось фінансування тільки на одну тему і його отримала тема, що була під керівництвом Кальченка Віталія Івановича та зайняла I місце у конкурсі наукових проектів по секції «Машинобудування».

Станом на вересень 2015 року Інформаційно-аналітичною системою було опрацьовано 20000 публікацій українських авторів з 1100 періодичних видань України та був створений рейтинг ТОП 100 науковців за кількістю цитувань, в якому Кальченко Віталій Іванович зайняв 18 місце (кількість цитувань – 1273, h-індекс (h – кількість статей науковця, на які є посилання в понад h публікаціях) - 17).

Професор Кальченко Віталій Іванович понад 30 років працює завідувачем кафедри «Автомобільного транспорту та галузевого

машинобудування» у ЧНТУ. У 2008 р. відкрив на кафедрі новий напрям підготовки фахівців «Автомобільний транспорт» крім наявного – «Інженерна механіка». За вагомий внесок в отриманні кафедрою та університетом IV рівня акредитації був нагороджений Міністерством освіти України знаком «Відмінник освіти України» (1999, за підготовку студентів, які отримали перші місця у всеукраїнських конкурсах, нагороджений грамотою МОНУ (2010 р). 21 листопада 2012 року Віталію Івановичу присвоєно почесне звання «Заслужений діяч науки і техніки України».

Кальченко Віталій Іванович є автором 8 монографій, більше 100 патентів та авторських свідоцтв і понад 300 наукових праць. Професор Кальченко В.І. – голова Спеціалізованої вченої ради з захисту кандидатських дисертацій в Чернігівському національному технологічному університеті, член спеціалізованих вчених рад НТУ «КПІ». За період роботи на кафедрі під його керівництвом було випущено 1 доктора та 11 кандидатів технічних наук. За особистий внесок у відкриття і акредитацію нових спеціальностей, розширення напрямів діяльності університету, підвищення його рейтингу та авторитету, а також за підготовку наукових кадрів, рішенням Вченої ради Чернігівського національного технологічного університету від 26.12.2018 р. №12 Кальченко Віталій Іванович був нагороджений дипломом Почесного професора Чернігівського національного технологічного університету.

На міжнародному науково-технічному семінарі «INTERPARTNER», присвяченому високим технологіям в машинобудуванні, який проходив в м. Алушта у 1994 році, в рік 60-річчя Кальченка Віталія Івановича, крім науковців з України були запрошені вчені з Великобританії, Угорщини, Німеччини, Греції, Індії, Грузії, Польщі, Росії, Румунії, Сербії і Чехії. В порядку денному семінару було заплановано поздоровлення ювілярів – відомих вчених. Голова ВАК України з машинобудування та голова експертної ради секції машинобудування, доктор технічних наук, професор, відомий вчений Внуков Юрій Миколайович, який добре знав нові розробки та життєвий шлях Віталія Івановича, при врученні ювілейного знаку сказав: «Кальченко Віталій Іванович – это очень скромный, умный, трудолюбивый, преданный науке человек и известный специалист, и если бы все «ГРЕБЛИ» так как он, то мы бы уже давно были в Европе».

ЗМІСТ

Grabchenko A., Pyzhov I., Dobroskok V., Fedorovich V., Ostroverkh Y. Specificity of using diamond micropowders in wheels on metallic bonds	3
Derevyanchenko A., Fomin O., Pavlenko V., Charugin N. Elements of information support of cutting tools dynamics analysis	14
Дядя С., Козлова Е., Гермашев А., Кучугуров М. Влияние периода автоколебаний на формирование профиля обработанной поверхности при концевом цилиндрическом фрезеровании	24
Dimopoulos C.D., Karkalos N.E., Markopoulos A.P. Study on the applicability of Coupled Eulerian-Lagrangian formulation in Abrasive Waterjet Machining simulations	37
Dimopoulos C.D., Karkalos N.E., Markopoulos A.P. Study on mesh dependence of cutting zone dimensions prediction during Abrasive Waterjet Machining	48
Emmer T., Welzel F., Borysenko D., Voropai V., Nguyen D.T., Entwicklung eines mathematischen Modells des GLättens unter Einsatz von FEA	58
Калафатова Л. Перспективи підвищення ефективності обробки складнопрофільних виробів із крихких неметалевих матеріалів	69
Клименко Г., Квашнін В. Забезпечення надійності експлуатації технологічної системи важких верстатів	78
Kundrak J., Nagy A., Markopoulos A.P., Karkalos N.E. Investigation of surface roughness on face milled parts with round insert in planes parallel to the feed at various cutting speeds.....	87
Kundrák J., Sztankovics I., Gévai M. Comparative analysis of CBN cutting inserts with different edge geometries	97
Лавриненко В., Ильницкая Г., Зайцева И., Смоквина В., Максименко А., Скрыбин В. Улучшение физико-механических характеристик синтетических алмазов, синтезированных в разных	

ростовых системах, для повышения эффективности алмазного камнеобрабатывающего и правящего инструмента.....	107
<i>Makkai T., Kundrák J., Karkalos N.E., Markopoulos A.P.</i> Face milling with a round insert at various cutting speeds and feed rates	125
<i>Maňkova I., Vrabel' M., Kandráč L.</i> Evaluation of chip morphology when drilling titanium alloy	134
<i>Mikó B., Farkas G., Bodonyi I.</i> Investigation of points sampling strategies in case of flatness	143
<i>Molnár V., Deszpoth I., Kundrák J.</i> Lead time reduction in manufacturing process of toothed parts.....	157
<i>Мироненко Є., Калініченко В., Хорошайло В., Гузенко Д.</i> Специфіка використання твердосплавних різальних пластин з покриттям при чорновій та напівчистовій токарній обробці деталей важкого машинобудування	169
<i>Fedorovych V., Ostroverkh Y., Kozakova N.</i> The methodology of sharpening of the blade tool from superhard materials	182
<i>Felhő C., Rakonczai E.</i> FEM investigation of cutting force components in high-feed face milling	191
<i>Ferencsik V., Varga G.</i> Examination of the change in surface roughness of burnished low alloyed aluminium external cylindrical pieces.....	200
<i>Siemiatkowski Z., Rucki M., Morozow D., Martynowski R., Shelkovoy A., Gutsalenko Y.</i> Study of the geometry of grinding machines used for large scale crankshaft machining	207
<i>Бурлаков В.</i> Зміна напружень в надтвердій кераміці при вібро-абразивній обробці	220
<i>Професор Кальченко Віталій Іванович</i> (до 85-річчя з дня народження)	228

Наукове видання

**РІЗАННЯ ТА ІНСТРУМЕНТ
в технологічних системах**

Міжнародний науково-технічний збірник

Випуск № 91 (103)

Укладач *д.т.н., проф. О.М. Шелковий*

Оригінал-макет *А.М. Борзенко*

Відп. за випуск *к.т.н., проф. С.В. Острроверх*

В авторській редакції

Матеріали відтворено з авторських оригіналів

Підп. до друку 12.02.2019. Формат 60x84 1/16. Папір СоруПарег.
Друк - ризографія. Гарнітура Таймс. Умов. друк. арк. 10,93. Облік. вид. арк. 11,0. Наклад 300 прим.
1-й завод 1-100. Зам. № 1149. Ціна договірна.

Видавничий центр НТУ «ХП»
Свідоцтво про державну реєстрацію ДК № 116 від 10.07.2000 р.
61002, Харків, вул. Кирпичова, 2