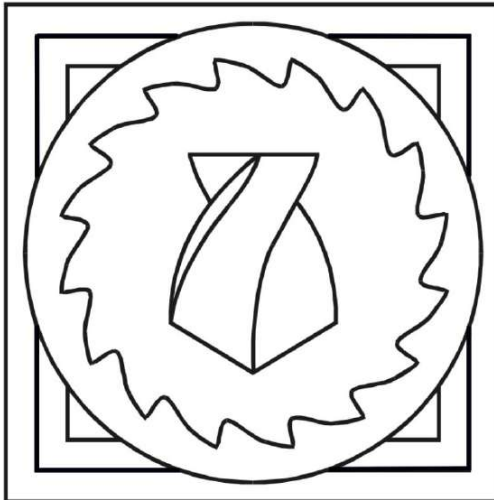


# **РІЗАННЯ ТА ІНСТРУМЕНТИ**

**В ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМАХ**

**92'2020**



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  
ІНСТРУМЕНТИ  
В ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМАХ**

---

**CUTTING & TOOLS  
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 № 92  
Edition № 92**

Харків НТУ «ХПІ» – 2020 – 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 № 3 від 26.05.2020 р.

**Редакційна колегія:**

*Головний редактор* Грабченко А.І., *заступники головного редактора* Беліков С.Б., Ковальов В.Д., Федорович В.О., Трищ Р.М., *відповідальний редактор* Островерх Є.В., *члени редакційної колегії, рецензенти:* Антонюк 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, Каганова Дагмар, Манкова Ільдико, Хорнакова Наталія (Словаччина), Маркопулус Ангелос, Мамаліс Атанасіос (Греція), Гуйда Доменіко (Італія), Дашич Предраг (Сербія), Мір'яніч Драголюб (Боснія і Герцоговина), Марусіч Влатко (Хорватія), Цішак Олаф, Трояновска Юстіна (Польща), Еммер Томас (Німеччина), Едл Мілан (Чехія), Турмандізе Рауль (Грузія)

У збірнику представлені наукові статті, в яких розглядаються актуальні питання в області механічної обробки різних сучасних матеріалів із застосуванням високопродуктивних технологій, нових методик, вимірювальних приладів для контролю якості оброблених поверхонь і високоефективних різальних інструментів. Розглядаються аспекти оптимізації та математичного моделювання на різних етапах технологічного процесу.

Для інженерів і наукових співробітників, що працюють в області технології машинобудування, різання матеріалів, проектування різальних інструментів в технологічних системах.

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

**P34 Резание и инструменты в технологических системах: Междунар. науч.- техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2020. – Вып. 92. – 246 с.**

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

**ББК 34.63**

Матеріали відтворені з авторських оригіналів  
НТУ «ХПІ», 2020

A. Grabchenko, V. Fedorovych, I. Pyzhov,  
Y. Ostroverkh, N. Kozakova, Kharkiv, Ukraine

## **THEORETICAL REASONING FOR EFFICIENT USE OF MICRO POWDERS IN DIAMOND WHEELS ON METALLIC BONDS**

**Abstract.** *The article presents theoretical researches of improving the manufacturing process and the subsequent using of grinding wheels from diamond micro powders of diamond on current-carrying bonds, which allow to reduce the specific consumption of synthetic diamonds in the finishing operations of processing polycrystalline superhard materials. It is proposed to use diamond grains with a metal coating in an abrasive tool. 3D analysis of the stress-strain state “diamond grain-coating-bond” system showed ways to reduce the probability of destruction of diamond grains during sintering of the diamond-carrying layer by changing the thickness of the coating, the elastic modulus of its material and other parameters. The calculated low values of the concentration of coated diamond grains provide a significant reduction in their specific consumption in the processing of polycrystalline superhard materials.*

**Keywords:** *diamond grinding, polycrystalline superhard materials, grinding wheel, stress-strain, specific consumption, metal coating, diamond grain concentration*

The last few years of processing polycrystalline superhard materials (PSM), proved the combined processes of grinding (sharpening), developed at NTU «KhPI» [1], to be highly efficient. This tendency can be confirmed by the fact that at the beginning of this century a well-known Swiss company «AGATHON Ltd.» produced a special machine «Agathon 350 Combi EcoDress», which implements the new technology of sharpening, applied to processing of multifaceted non-regrinding PSM plates on the base of boron nitrides [2].

Our research shows [3, 4] that by fine finishing of PSM tools it is possible to successfully use fine-grained (on diamond micro powders base) wheels on metallic bonds. It allows us to essentially raise the efficiency of this process concerning the processing productivity as well as its stability, which is favorably reflected in the quality of working elements of edge tools, made of super hard materials [5, 6]. However, the operating ratio of grains on diamond micro powders base is not high enough, which is confirmed by the high value of the specific consumption. This requires conducting further research, aimed at the perfection of the manufacturing process of grinding wheels with diamond micro powders and fine finishing of SPM.

The objective of the present work is to research the ways of increasing the efficiency of fine finishing of PSM by current-carrying wheels on the diamond micro powder base by improving the process of their manufacture.

In order to achieve the objective the theoretic and experimental research [7] of manufacturing the diamond layer of the wheels and grinding using the finite element method [8, 9] have been carried out.

In our opinion the principal causes for the increased consumption of fine-grained wheels is on the one hand the small closing depth of the bond, and on the other hand – the lack of recommendations to defining the optimum value of the wheel characteristic [10].

It is known [11, 12] that the effective way to improve operational properties of diamonds, to decrease their specific consumption, and to increase their processing productivity is diamond metallization. In some cases it leads to increasing the productivity and decreasing the specific consumption of diamonds to half as much again [13]. Plastic metallic coatings are the most practically feasible coatings (for example, on the *Ni* base), which are used for tools on organic bonds. Meanwhile, it is known that bad disclosure of cutting diamond faces interferes with successful usage of such coatings for the tool on metallic bond, which leads to loss of working capacity of the tool due to blunting [11]. However, it has been established that this downside has no significant effect on combined grinding processes, and there is no need to use grains with more expensive and complex coatings, made of transitive metal carbides.

Finite-element 3D analysis of the stress-strain state of the system “diamond grain–coating–bond” has shown, that at the stage of producing wheels (sintering of the diamond-carrying layer) the coating preserves the integrity of diamond grains (which can destruction at high temperatures and pressure [14]). At the stage of grinding it will contribute to its stability.

There is an assumption that with the increase in coating thickness (with a stronger carcass around the grain) the probability of preserving the integrity of the grain will increase at high temperature and pressure in the sintering zone of the diamond-carrying layer of the wheel. This fact has been confirmed by the calculations, the results of which are shown in figure 1.

It has been proved that the combination of the coating material and the bond material has the essential influence on the stress-strain state of the system “grain–coating–bond”. A stronger bond should promote greater ability of the grain to counteract the breaking force.

At high temperatures of diamond-carrying layer sintering of the wheel the metal phase material as well as its percentage has essential influence on grain destruction. The factor of thermal expansion of the metal phase is considerably

higher, than that of a diamond, which can lead to occurrence of limiting pressure, striving to break it.

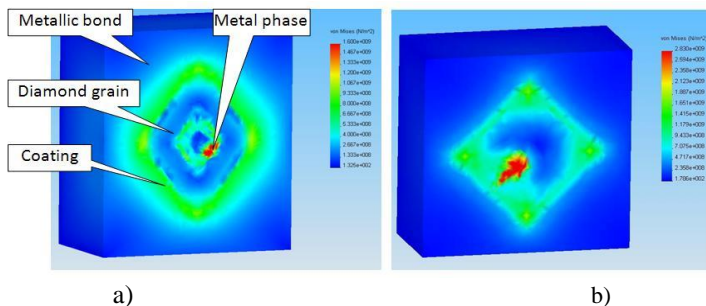


Figure 1 – Influence of coating thickness on the stress-strain state of diamond wheel  
a – coating thickness – 8 μm; b – coating thickness – 4 μm

The increase in the elasticity module of the coating material also should promote increase in counteraction to the forces, striving to break the grain. The fact is illustrated in the results of our calculations in figure 2.

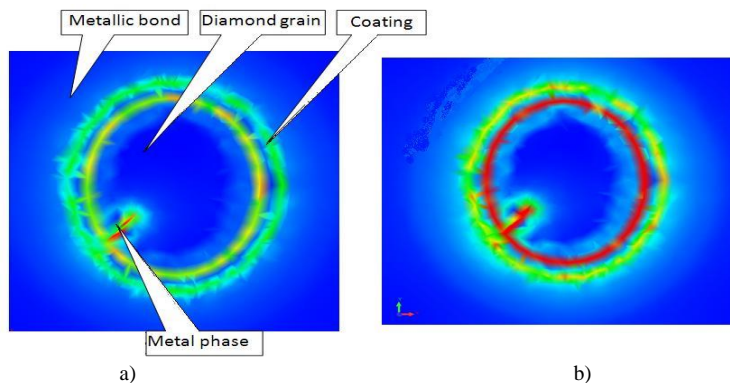


Figure 2 – Influence of the coating material on the stress-strain state of the diamond wheel:  
a – coating material – chrome; b – coating material – nickel

Thus, the higher the factor of thermal expansion of metal phase is, the stronger is the pressure in the diamond grain and the higher is the probability of its destruction by diamond wheel sintering (fig. 3).

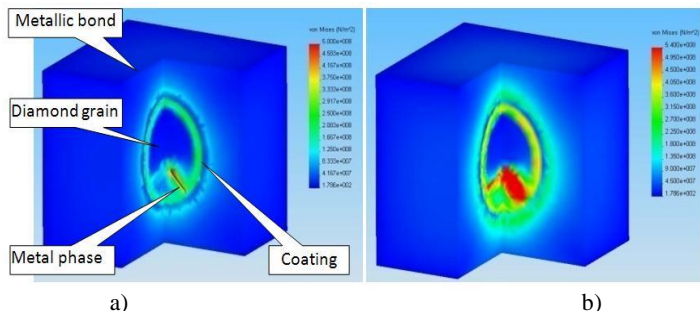


Figure 3 – Influence of metal phase mark on 3D deflected mode in the coated diamond grain: a – *Cr*-based metal phase; b – *Fe*-based metal phase

At present at National Technical University «KhPI» the new perspective chemical technology of layering metallic (for example, nickel etc.) coatings on abrasive materials is being developed [15]. It is based on nickel sedimentation from acetic solutions. One of the types of the technology can be based on using nickel salts received during sewage treatment of diamond manufacture in the technology of chemical nickel plating of synthetic diamonds.

The most widespread coating is the coating with 56 % nickel content, however on demand of the customer, the coatings both with higher and with lower metal content can be layered.

Thus the technology of receiving a coating with a relief surface has been developed (fig. 4) with the ability to regulate the degree of its relief down to nanostructural level (a coating with so-called relief, velvet and smooth surfaces).

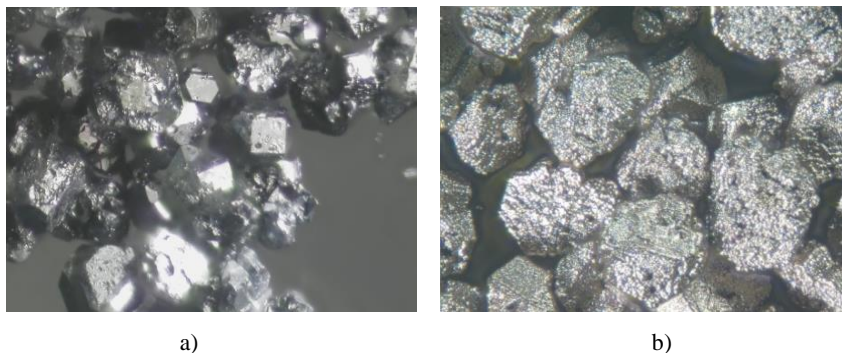


Figure 4 – Diamond micro powders: a – without a coating; b – with a relief coating

Coatings of all kinds do not differ in their chemical composition and contain not less than 98 % of nickel. The phosphorus content of all kinds of coatings does not exceed 1 %.

It has been established, that the relief coating allows to essentially lower the relative critical depth of the grain sealing. The reason for this improvement is, on the one hand, the stronger adhesion of the material to the diamond surface, in comparison with the components of bond, (the diamond surface relief has less effect on the dependence of the coating adhesion strength with the diamond surface, which extends technological characteristics of coatings) 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 reduction of the grain size affects on increase the specific consumption of diamond wheels.

The scheme simulating the operating ratio of the diamond grain (fig. 5) shows that this can be achieved by increasing the grain sealing in the bond by a value of:

$$X = \frac{Z' - Z}{2} \tag{1}$$

Wherein part of the coating  $X$ , sealed up in the bond can reach significant value  $\approx Z'/4 \approx Z/2$  and play an independent role in the process of sealing the grain in the bond. Even in case of destruction, the grain will be kept by the coating and continue to perform useful work on removing an allowance off PSM. As a result, the operating ratio of diamond grains increases.

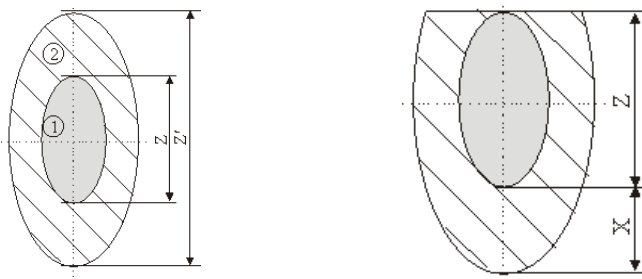


Figure 5 – Influence of the coating on size of grain sealing in the bond:  
1 – diamond grain; 2 – coating

In perspective the issue of covering grains with multilayered coatings is of a certain scientific and practical interest.



Practicing combined processing of PSM with diamond wheels on grinding powders shows that in order to reduce the specific consumption of diamonds, it is essential to reduce their concentration down to 25 % [1]. This fact particularly concerns wheels on diamond micro powder base as the granularity ( $Z$ ) reduction causes a rapid increase in the quantity of grains ( $n$ ) on the working surface. As the coated grains increase in size (up to twice) it is natural therefore (taking into account their allocation on the wheel working surface) that their quantity ( $n_{coat.}$ ) should be less than that of initial grains ( $n_{init.}$ ). Considering the dependence  $Z_{coat.} \approx Z_{stand.}$  (tabl. 1) the first approximation shows that their number should be equal, that is  $n_{coat.} \approx n_{stand.}$ .

Table 1 – Approximation between the standard granularity ( $Z_{stand.}$ ) and the granularity of diamond micropowder grains with thick coatings ( $Z_{coat.}$ )

Initial	$Z_{init}$	60/40	40/28	28/20	20/14	14/10
Standard	$Z_{coat} \approx Z_{stand}$	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:

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

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:

$$Z_{coat.} = Z_{init.} + 2t, \quad (3)$$

where  $t$  – is the coating thickness an equation can result on the basis of (2). 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 micro powders. This equation is given by:

$$C_{aver.} = C_{init.} \cdot \frac{Z_{init. \max}}{Z_{init. \max} + 2t} \cdot \left[ \frac{Z_{init. \min}}{Z_{init. \min} + 2t} \right]^2 \quad (4)$$

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 % 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. Graphic interpretation of the dependence (4) is presented in figure 6, calculation results for are given on table 2.

Table 2 – The concentration of grains of diamond micro powders with a coating for  $n_{coat.} \approx n_{stand.}$  and  $Z_{coat.} \approx Z_{stand.}$

Granularity $Z_{init.}, \mu\text{m}$	60/40	40/28	28/20	20/14	14/10
Concentration $C_{aver.}, \%$	15,0	9,9	14,0	12,5	12,5

It is essential to note that the increase in grain size due to coating can be construed as a benefit considering manufacturing of wheels, as it promotes their smoother spreading on the working surface (i.e. it promotes the elimination of excessive grain aggregation in separate places of the diamond-carrying layer of the wheel).

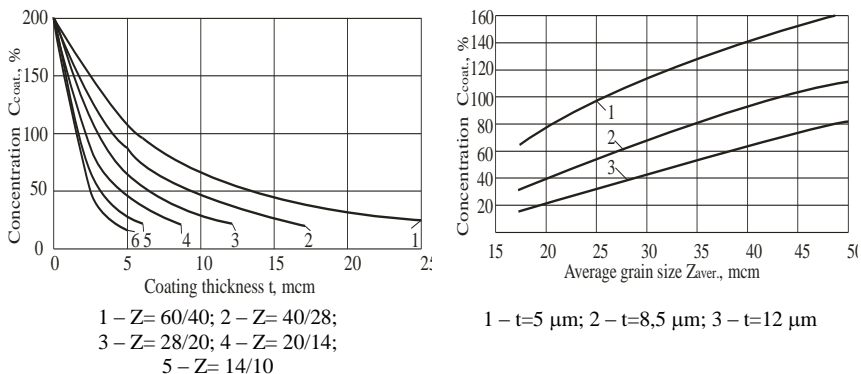


Figure 6 – Dependences  $C = f(t, Z_{aver})$  for coated grains

It is reasonable to assume that wheels with such concentration will contribute to the stability of the grinding process due to essential increase in number of grains (allocated on the working surface), participating in cutting (with their simultaneous reduction of the working height), and therefore, to provide considerable decrease of the specific consumption.

Thus, the results of the conducted research allow us to draw the following conclusions:

1. The process of using diamond wheels can be considerably improved by using coated diamond micro powder grains.

2. In order to preserve the integrity of diamond grains by sintering diamond wheels it is reasonable to use the coatings with high elasticity module and low factor of thermal expansion. The best effect thereby can be achieved by using diamond grains with metal phase with low factor of thermal expansion.

3. The use of multilayered thick relief coatings is considered effective in terms of reducing the specific consumption of diamond grains.

4. Diamond wheels on diamond micro powder base with coating are supposed to have the concentration of 10–15 % and 20–30 % by processing PSM on diamond base and boron nitride base accordingly, which should allow us to essentially decrease the number of grains, which drop out of the bond and have not exhausted their cutting resource.

In perspective, carrying out theoretical and experimental research of coated grains interworking with the processing of polycrystalline superhard materials, and also the research of technical and economic parameters of wheels on diamond micro powder base with coating in real grinding process is of major scientific and practical interest.

**References:** 1. *Grabchenko A.I.* Rasshirenie tehnologicheskikh vozmozhnostey almaznogo shlifovaniya. – Kharkiv: Vyischa shkola, 1985. – 184 p. 2. *Vogt B.* [Das In-Prozess-Schärfen mit EcoDress hat sich bei Kieninger bewährt.](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2003_4/07_art/Art07_04_03.htm) [http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2003\\_4/07\\_art/Art07\\_04\\_03.htm](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2003_4/07_art/Art07_04_03.htm). 3. *Pyzhov I.N.* K osobennostyam zatochki i dovodki rabochih elementov lezviynyh instrumentov iz STM pri almaznom shlifovanii // Visnyk Natsionalnogo tehnicnogo universitetu «Kharkivskiy politehnicniy Institut» // Zbirnik naukovih prats. Tematicniy vyipusk: Tehnologiyi v mashinobuduvanni. – Kharkiv: NTU «KhPI». – 2007. – №. 01. – pp. 18–25. 4. *Grabchenko A.I., Pyzhov I.N.* K osobennostyam obrabotki polikristallicheskikh sverhtverdykh materialov tokoprovodyaschimi krugami na osnove mikroporoshkov almaza // Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah. – Mezhdunar. nauch.-tehn. sbornik. – Kharkiv: NTU «KhPI», 2006. – Vyip. 71, pp. 35–46. 5. *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). 6. *Sukaylo V.A., Kaldos A., Krukovsky G., Kunderák J., Bana V.* Development and verification of a computer model for thermal distortions in hard turning // Journal of Materials Processing Technology, 155-156 (1-3), 2004, pp. 1821–1827. 7. *Di Ilio A., Paoletti A.* Characterization and modelling of the grinding process of metal matrix composites // Annals of the CIRP – Manufacturing technology. – Vol. 58. – 2009. – pp. 291–294. 8. *Mamalis A.G., Grabchenko A.I., Fedorovich V.A., Kunderák J.* Methodology of 3D simulation of processes in technology of diamond-composite material // International of Advanced Manufacturing Technology. – Vol. 43. – 2009. – pp. 1235–1250. 9. *Brinksmeier E., Aurich J.C.* Advances in Modeling and Simulation of Grinding Processes // Annals of the CIRP. – Manufacturing technology. – Vol. 55/2. – 2006. – pp. 667–696. 10. *Mamalis A.G., Kunderák J., Horvath M., Gyani K.* On the precision grinding of advanced ceramics // International Journal of Advanced Manufacturing Technology 20: (4) pp. 255–258 (2002). 11. *Zakharenko I.P.* Almaznyie instrumentyi i protsessyi obrabotki. – Kyiv: TehnIka, 1980. – 215 p. 12. *Naidich Y.V., Kolesnichenko G.A., Lavrinenko I.A., Motsak Y.F.* Payka i metallizatsiya sverhtverdykh instrumentalnykh materialov / Pod red. Y.V. Naydicha. – Kyiv: Naukova dumka, 1977. – 188 p. 13. *Kunderák 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).

**14.** Novikov N.V., Maystrenko A.L., Kulakovskiy V.N. Soprotivlenie razrusheniyu sverhtverdyih kompozitsionnyih materialov. – Kyiv: Naukova dumka, 1993. – 220 p. **15.** Grin G.I., Kozub P.A., Semenov E.A. Izuchenie protsessa osazhdeniya soedineniy margantsa i nikelya iz vodnyih rastvorov // Visnik Natsionalnogo tehnichnogo universitetu «Kharkivskiy politehnichnyi Institut». Zbirnik naukovih prats. Tematichniy випуск: Inzhenerniy tehnologiyi. – Kharkiv: NTU "KhPI". Collected research papers. Subject issue: Engineering Technologies. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2004. – Vyip. 14. – pp. 18–21.

Анатолій Грабченко, Володимир Федорович, Іван Піжов,  
Євгеній Островерх, Наталія Козакова, Харків, Україна

## ТЕОРЕТИЧНЕ ОБГРУНТУВАННЯ ЕФЕКТИВНОГО ЗАСТОСУВАННЯ МІКРОПОРОШКІВ В АЛМАЗНИХ КРУГАХ НА МЕТАЛЕВИХ ЗВ'ЯЗКАХ

**Анотація.** Сучасні методи обробки полікристалічних надтвердих матеріалів (ПНТМ) дозволяють застосовувати на чистових операціях обробки інструментів алмазні кола на основі дрібнозернистих мікропорошків алмаза на металевих зв'язках. При цьому коефіцієнт використання зерен мікропорошків алмазу недостатньо великий. Стаття представляє теоретичні дослідження, спрямовані на вдосконалення процесу виготовлення шліфувальних кругів з мікропорошків алмаза на струмопровідних зв'язках, що дозволяють знизити питомі витрати синтетичного алмазу на чистових операціях обробки таким інструментом ПНТМ. В якості ефективного способу поліпшення експлуатаційних властивостей дрібнозернистих алмазів, зниження їх питомої витрати в абразивному інструменті і підвищення продуктивності подальшої обробки цим інструментом пропонується застосування зерен з металевим покриттям. При цьому добре розкриття різальних кромки металізованих зерен алмазу забезпечують комбіновані процеси шліфування, що застосовуються в практиці обробки ПНТМ. 3D аналіз напружено-деформованого стану системи "алмазне зерно-покриття-зв'язка" на етапі спікання алмазоносного шару кругів показав шляхи зниження ймовірності руйнування алмазних зерен за рахунок зміни товщини покриття, модуля пружності його матеріалу й інших параметрів. Отримані розрахункові шляхи значення концентрації алмазних зерен з покриттям, в рази менші тих, що традиційно використовуються, забезпечують істотне збільшення відсотка зерен, які знаходяться на робочій поверхні круга і беруть участь в різанні, а, отже, і значне зниження величини їх питомої витрати. Подальший науковий інтерес становляють дослідження взаємодії алмазних зерен, що мають покриття, у тому числі і багаточагові, з оброблювальними ПНТМ і техніко-економічних показників реальних процесів шліфування алмазними кругами на їх основі

**Ключові слова:** алмазне шліфування; полікристалічні надтверді матеріали; шліфувальний круг; напружено-деформований стан; питома витрата; металеве покриття; концентрація алмазних зерен.

В. Коломиец, Р. Ридный, А. Никифоров, Харьков, Украина  
С. Клименко, Киев, Украина

## **УПРОЧНЕНИЕ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ НАПЛАВЛЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ТОЧЕНИИ РЕЗЦАМИ С ПКНБ «КИБОРИТ»**

**Аннотация.** *Приведены результаты экспериментального исследования упрочнения поверхностного слоя наплавленных деталей при механической обработке резцами, оснащенными поликристаллическим сверхтвёрдым материалом на основе кубического нитрида бора «киборит». Использовались резцы с большой величиной переднего угла. Изучено влияние режимов обработки на величину поверхностной микротвёрдости и толщину упрочненного поверхностного слоя деталей. Показана возможность увеличения микротвёрдости поверхностного слоя наплавленных деталей в 1,8–2,1 раза.*

**Ключевые слова:** *наплавленный металл; точение; инструмент с ПСТМ; микротвёрдость; толщина упрочненного слоя.*

**Введение.** Известно, что эксплуатационные свойства обработанных деталей зависят от вида и режимов механической обработки [1] – они определяются физико-механическим состоянием их поверхностного слоя [2].

Одним из важнейших показателей состояния деталей после обработки является упрочнение, связанное с изменением твердости поверхностного слоя детали. Оно характеризуется глубиной наклепа – толщиной верхнего слоя детали, в котором имеет место изменение твердости по отношению к твердости основного материала детали (мм), и степенью наклепа – отношению твердости поверхности детали после обработки к ее исходной твердости (%).

Наклеп является следствием структурно-фазовых превращений в материале детали и его пластической деформации в результате термобарического нарушения в зоне обработки и естественным образом сопровождает процесс обработки. В тоже время, исходя из представлений о требуемом по условиям эксплуатации состоянии поверхностного слоя обработанных деталей, параметрами упрочнения можно управлять в достаточно широких пределах как в процессах лезвийной и абразивной обработки, та и процессах обработки поверхностной пластической деформацией [3].

В [4] рассмотрено формирование упрочненного поверхностного слоя на деталях из закаленной стали ШХ15 при обработке однокромочным косоугольным резцом из поликристаллического сверхтвёрдого материала (ПСТМ) «борсинит».

Показано, что глубина и степень наклепа обусловлены высокой температурой при обработке инструментом из ПСТМ закаленной стали и величиной радиуса округления режущей кромки инструмента. Последнее, применительно к чистовой обработке косоугольным инструментом, аналогично обработке резцом с большим отрицательным передним углом.

Авторы [5, 6] изучили «естественное» образование упрочненного поверхностного слоя при обработке наплавленных деталей резцами, оснащенными твердым сплавом Т15К6 и ПКНБ «гексанит-Р», «киборит». Изучено влияние скорости резания, переднего угла и величины износа режущего инструмента и показано, что изменение условий и режимов обработки нужно рассматривать комплексно. В частности, увеличение скорости резания, за счет влияния на температуру в зоне обработки может снижать параметры упрочнения, а за счет влияния на величину износа инструмента – увеличивать.

Представляет интерес исследование возможности «принудительного» упрочнения поверхностного слоя деталей в процессе лезвийной обработки.

В [7] исследована возможность лезвийно-упрочняющей токарной обработки деталей из высокопрочного чугуна инструментами из твердого сплава Т15К6 и ПКНБ «гексанит-Р», при которой в процессе обработки в поверхностном слое изделий целенаправленно образуется особая структура – «белый слой» с высокой твердостью, что обеспечивает обработанным изделиям повышение эксплуатационных свойств (износостойкость, контактная жесткость, усталостная прочность, коррозионная стойкость и др.). Обработка характеризуется большими температурами (до 1120–1300 К), обусловленными высокими скоростями резания и давлением в контактной зоне (до 15–18 ГПа), что имеет место за счет использования инструмента с большими отрицательными передними углами – до  $\gamma = -(30-50)^\circ$ .

В настоящее время на инструментальном рынке имеется широкая гамма ПКНБ [8]. Выбор наиболее работоспособного из них расширяет технологические возможности лезвийно-упрочняющей обработки, поскольку ужесточение режимов резания такими инструментами позволяет значительно повысить механические свойства поверхностного слоя изделий.

Инструменты с ПКНБ позволяют распространить лезвийно-упрочняющую технологию на обработку деталей из различных конструкционных материалов, в частности, на случай обработки наплавленных деталей.

Целью настоящей работы было экспериментальное исследование параметров упрочнения поверхностного слоя наплавленных деталей при их лезвийно-упрочняющей обработке резцами с ПКНБ «киборит».

**Методика исследований.** Исследования проводились на деталях, наплавленных методом электродуговой наплавки наплавочной проволокой Нп-30ХГСА под слоем флюса АН-348А.

Обработка проводилась резцами, оснащенными сменными неперетачиваемыми пластинами RNMN 070300 из поликристаллического сверхтвердого материала на основе кубического нитрида бора (ПКНБ) торговой марки «киборит». Режимы резания изменялись в диапазоне: скорость резания  $v = 0,9-2,3$  м/с; подача  $S = 0,14-0,28$  мм/об; глубина резания  $t = 0,25-0,45$  мм. Величина переднего угла инструмента –  $\gamma = (10 - 60)^\circ$ .

В качестве выходных параметров процесса обработки приняты величины поверхностной микротвердости и толщины упрочненного поверхностного слоя.

Для исследования микротвердости поверхностного слоя деталей, обработанных с режимами резания, изменяющимися по рототабельному плану второго порядка, выполнялись косые шлифы. Измерение проводили с использования микротвердомера ПМТ-3 при нагрузке 50 грамм. Величина микротвердости в глубине наплавленного образца –  $H_{50} = 3100-3220$  МПа.

**Результаты и обсуждение.** На рис. 1 приведены результаты исследования влияния режимов резания на величину поверхностной микротвердости – уровни постоянной микротвердости в зависимости от сочетания скорости и глубины резания, скорости резания и подачи, глубины резания и подачи. Характер линий равной микротвердости на рис. 1 *а,б* свидетельствует о менее значительном влиянии скорости резания в сравнении с глубиной резания и подачей. Результаты, приведенные на рис. 1 *в*, говорят о близкой степени влияния изменения глубины резания и подачи на величину поверхностной микротвердости наплавленной детали.

Влияние режимов обработки на толщину упрочненного наплавленного поверхностного слоя представлено на рис. 1 *г – е*.

Анализ поверхностей отклика показывает меньшее влияние на толщину упрочненного слоя скорости обработки в сравнении с глубиной резания и величиной подачи, хотя последняя влияет менее интенсивно.

Результаты исследований влияния переднего угла инструмента  $\gamma$  на упрочнение наплавленного поверхностного слоя деталей показывают, что

наибольшее упрочнение наплавленных деталей достигается при точении резцом с передними углами –  $(40 - 50)^\circ$  (табл. 1.).

Таблица 1 – Влияние величины переднего угла инструмента на параметры упрочнения наплавленной детали

Величина переднего угла, $\gamma^\circ$	Поверхностная микротвердость $H_{50}$ , МПа	Толщина упрочненного поверхностного слоя $h$ , мкм
-10	3120–3350	–
-20	3970–4260	15–22
-30	4780–4930	32–38
-40	5700–5920	47–54
-50	5340–5480	35–41
-60	4900–5190	20–25

Обработка резцами из ПКНБ «киборит» с большими отрицательными значениями переднего угла  $\gamma$  сопровождается структурными изменениями в поверхностном слое деталей, приводящими к появлению слаботравящегося «белого слоя» значительной толщины. Этот слой представляет собой бесструктурный мартенсит, что обуславливает его высокую твердость – если в исходном состоянии наплавленный металл имел структуру троостита и микротвердость  $H_{50} = 3100\text{--}3220$  МПа, то микроструктура упрочненного поверхностного слоя представляла собой бесструктурный мартенсит с микротвердостью  $H_{50} = 5700\text{--}5920$  МПа.

Применительно к выбранному наплавленному материалу толщина упрочненного слоя при лезвийно-упрочняющей обработке составляет 60–80 мкм (рис. 2), что объясняется невысоким содержанием углерода в материале. При этом, в процессе термобарического нагружения в зоне обработки имеет место и восходящая диффузия углерода [9], связанная с градиентом напряжений из-за объёмных изменений при нагреве и охлаждении поверхностного слоя наплавленного материала и фазовых превращений в нем. Этому способствует также интенсивная пластическая деформация в контактной зоне.

Полученные результаты позволяют обоснованно предположить, что выбирая условия проведения лезвийно-упрочняющей обработки, можно



ефективно управлять експлуатаційними властивостями наплавлених деталей, в частині, їх зносостійкістю.

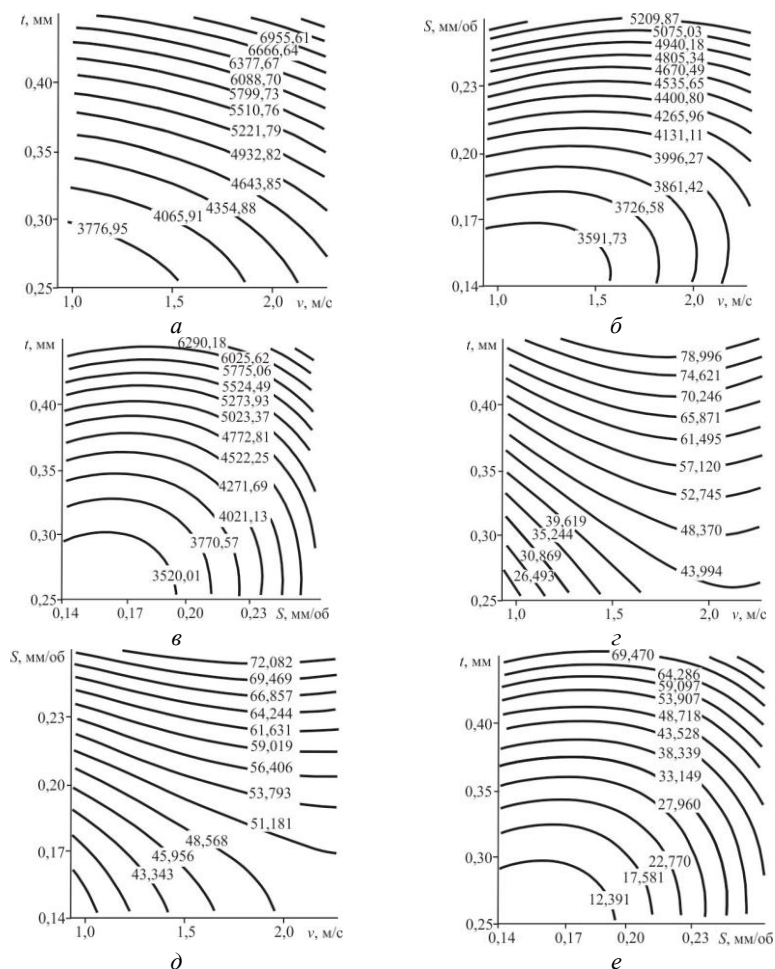


Рисунок 1 – Влияние скорости и глубины резания ( $S = 0,20$  мм/об) (*a*, *г*), скорости и подачи ( $t = 0,25$  мм) (*б*, *д*), подачи и глубины резания ( $v = 1,6$  м/с) (*в*, *е*) на поверхностную микротвердость (МПа) (*a–в*) и толщину упроченного поверхностного слоя (мкм) наплавленных деталей (*г–е*)

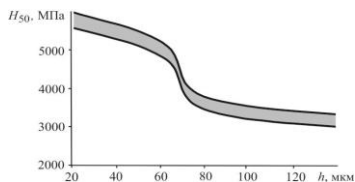


Рисунок 2 – Изменение микротвердости металла по толщине наплавленного слоя

**Выводы.** Показано, что точение наплавленных деталей резцами из сверхтвёрдого композита с большими отрицательными значениями переднего угла, создаёт в зоне обработки такой уровень термобарического нагружения, который приводит к формированию в поверхностном слое изделий слаботравящейся закалочной структуры – деформационного бесструктурного мартенсита, так называемого «белого слоя», с микротвердостью в 1,8–2,1 раза выше, чем микротвердость основного наплавленного материала.

**References:** 1. *Karpenko V. G. et all.* Uprochneniye stali mekhanicheskoy obrabotkoy. Kyiv, Naukova dumka Publ., 1966, 204 p.; 2. *Sulima A. M., Shulov V. A., Yagodkin Yu. D.* Poverkhnostnyy sloy i ekspluatatsionnyye svoystva detaley mashin. Moscow, Mashinostroyeniye Publ., 1988, 239 p.; 3. *Chizhik S. A. et all.* Obespecheniye kachestva izdeliy v tekhnologicheskikh kompleksakh. Minsk, Belaruskaya navuka Publ, 2019, 248 p.; 4. *Klimenko S. A. et all.* Vysokoproizvoditel'naya chistovaya lezviynaya obrabotka detaley iz staley vysokoy tverdosti. – Kyiv, ISM im. V. N. Bakulya NAN Ukrainy Publ., 2018, 304 p.; 5. *Ryzhov E. V., Klimenko S. A., Gutsalenko O. G.* Tekhnologicheskoye obespecheniye kachestva detaley s pokrytuyami. Kyiv, Naukova dumka Publ., 1994, 176 p.; 6. *Novikov N. V. (ed.).* Sverhtverdyye materialy. Poluchenie i primeneniye: v 6-i t. T. 5. *Klimenko S. A. et all.* Obrabotka rezaniyem detaley s pokrytuyami. – Kyiv, ISM im. V. N. Bakulya NAN Ukrainy Publ., 353 p.; 7. *Putyatina L. I.* Lezovo-zmitsnyuval'na mekhanichna obrobka detaley z visokomitsnogo chavunu instrumentom z tverdogo splavu ta NTM: Avtoref. diss. kand. techn. nauk. Kyiv, 2004, 19 p.; 8. *Klimenko S. A. et all.* Obrabotka materialov lezviynym instrumentom. – Kyiv, ISM im. V. N. Bakulya, IPTS «ALKON» NANU Publ, 2006, 316 p.; 9. *Kolomyets V. V. et all.* Vliyaniye mekhanicheskoy obrabotki na svoystva poverkhnostnogo sloya naplavlennykh detaley. Tr. 8-y Mezhdunar. nauch.-tekhn. konf. «Fizicheskyye i komp'yuternyye tekhnologii». Khar'kov, 2003, pp. 61–63.

Володимир Коломієць, Руслан Рідний, Антон Нікіфоров, Харків, Україна,  
Сергій Клименко, Київ, Україна

## **ЗМІЦНЕННЯ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ НАПЛАВЛЕНИХ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ТОЧІННІ РІЗЬЦЯМИ З ПНТМ «КИБОРІТ»**

**Анотація.** Наведено результати експериментального дослідження зміцнення поверхневого шару деталей, наплавлених електродуговим наплавленням дротом Hn-30ХГСА під шаром флюсу АН-

348А, при механічній обробці різцями, оснащеними змінними перепергострюваними пластинами RNMN 070300 з полікристалічного надтвердого матеріалу (ПКНБ) на основі кубічного нітриду бору «киборит». Вивчено вплив режимів обробки на величину поверхневої мікротвердості і товщину зміцненого поверхневого шару деталей. Характер ліній рівної мікротвердості свідчить про менш значний вплив швидкості різання в порівнянні з глибиною різання і подачею та близький ступінь впливу зміни останніх. Швидкість обробки чинить менший вплив на товщину зміцненого шару в порівнянні з глибиною різання і величиною подачі, хоча остання впливає менш інтенсивно. Найбільше зміцнення наплавлених деталей досягнуто при точінні різцем з передніми кутами – (40-50)°. Обробка різцями з ПКНБ «киборит» з великими негативними значеннями переднього кута  $\gamma$  супроводжується створенням в зоні обробки такого рівня термобаричного навантаження, який призводить до структурних змін в матеріалі поверхневого шару деталей, а саме, до появи шару слаботрозичинної загартовочної структури – бесструктурного мартенситу з мікротвердістю  $H_{50} = 5700\text{--}5920$  МПа, яка в 1,8–2,1 рази вище, ніж мікротвердість основного наплавленого матеріалу. Товщина зміцненого наплавленого шару при лезово-зміцнюючій обробці інструментом з ПКНБ «киборит» становить 60–80 мкм, що пояснюється невисоким вмістом вуглецю в матеріалі, наявністю висхідної дифузії вуглецю та інтенсивною пластичною деформацією в контактній зоні. Отримані результати показують, що лезово-зміцнююча обробка інструментами з ПКНБ є ефективним методом керування експлуатаційними властивостями деталей машин, наприклад, їх зносостійкістю.

**Ключові слова:** наплавлений метал; режими точіння; інструмент з ПКНБ «киборит»; зміцнений поверхневий шар; мікротвердість.

Vladimir Kolomiets, Ruslan Ridny, Anton Nikiforov, Kharkiv, Ukraine  
Sergiy Klimenko, Kyiv, Ukraine

## **STRENGTHENING OF THE SURFACE LAYER OF THE WELD PARTS WHEN TURNING BY CUTTERS WITH PSTM “KIBORIT”**

**Abstract.** *The results of an experimental study of hardening of the surface layer of parts deposited by electric arc welding with Np-30KhGSA wire under a flux layer of AN-348A are presented, when machined with cutters equipped with replaceable non-milling plates RNMN 070300 made of polycrystalline superhard material (PCBN) based on cubic boron nitride «ciborite». The influence of mining regimes on the surface microhardness and the thickness of the hardened surface layer of parts is studied. The nature of the lines of equal microhardness indicates a less significant effect of the cutting speed compared to the depth of cut and feed and a close degree of influence of changes in the latter. Processing speeds have less effect on the thickness of the hardened layer compared to the depth of cut and the amount of feed, although the latter has a less intense effect. The greatest hardening of the deposited parts was achieved by turning with a cutter with rake angles of (40–50)°. Treatment with chisels with PCBN «ciborite» with large negative values of the front angle  $\gamma$  is accompanied by the creation in the processing area of such a level of thermobaric load, which leads to structural changes in the surface layer of parts, namely, a layer of weakly etchable hardening structure – unstructured martensite  $H_{50} = 5700\text{--}5920$  MPa, which is 1.8–2.1 times higher than the microhardness of the main weld material. The thickness of the reinforced deposited layer during blade-hardening processing with a tool with PCBN «ciborite» is 60–80  $\mu\text{m}$ , due to the low carbon content in the material, the presence of ascending diffusion of carbon and intense plastic deformation in the contact zone. The results show that blade-hardening machining with tools with PCBN is an effective method of controlling the performance of machine parts, such as their wear resistance.*

**Keywords:** *welded metal, turning modes, tool with PCBN «ciborite», hardened surface layer, microhardness.*

J. Kunderák, I. Sztankovics, F. Lukács,  
Miskolc, Hungary

## COMPARATIVE ANALYSIS OF HARD MACHINED BORES BASED ON THE ROUGHNESS AND ACCURACY

**Abstract.** *The results of a comparative study on the machining of hard machined surfaces are presented in this paper. We compared the surface roughness, roundness and cylindricity errors of bores machined by grinding, hard turning and a combined procedure. Based on the results we ranked the studied procedures to help in decision making in process planning.*

**Keywords:** *functional properties; surface roughness; accuracy parameters; turning; grinding; combined procedures.*

### 1. INTRODUCTION

Accurate and effective machining is high priority in the large series production of wheel-like parts with hardened surfaces, because such parts belong to this group as the gears in gearboxes. These products are machined on a scale of millions. It can be concluded by the analysis of the functional properties of these parts that the two determining surfaces are the gearing and the bore.

In this study we analysed the machining of the bores. The prescribed accuracy and quality requirements for the bores were earlier assured by grinding. Grinding is capable of fulfilling the requirements; however, it can be considered low productivity due to the low material removal rate. Meanwhile, the technology applied in the production chain was switched from surface hardening only of the gearing to case hardening the whole gear wheel.

Grinding finishing made the applied technology more complex, since more machines are needed for the precision machining of the bores and flat surfaces; therefore, the workpiece could only be completed in several clampings. This problem encouraged the introduction of a solution in which all of the functional surfaces of the gear wheels can be machined in one clamping.

An excellent solution for this approach is hard turning [1, 2], where the production is granted by a hard turning lathe specifically designed for this purpose and the application of a super hard cutting tool (cubic boron nitride inserts). Grinding and turning have different advantages in the production of workpiece surfaces. In hard turning, the material or allowance removal is 4-5-fold more efficient than in grinding [3, 4, 5]. Different signs of the stress can be observed in the surface layer; furthermore, the characteristics of the surface topography are also different.

With that in mind, the goal was not only to allow machining in one clamping with the combination of the two procedures, but to maintain the advantages of the two procedures while reducing the disadvantageous attributes as much as possible [6]. In this study we performed a comparative analysis of the machining of gear wheel bores with three procedures, comparing the surface roughness and the accuracy parameters.

## **2. EXPERIMENTAL CONDITIONS**

The bore machining is done on an EMAG VSC 400 DS type hard turning centre. The bore of a gear wheel workpiece with 88 mm inner diameter was machined on 38 mm length. The material grade of the workpiece was 20MnCr5 steel with hardness of 62-64 HRC. The following tools were used in the machining: Sandvik CCGW 09T308 NC2 insert with a E25T-SCLCR 09-R tool holder for the turning; Norton 3AS80J8VET 01\_36X37X13 grinding wheel for the grinding.

The allowance after the heat treatment was removed by grinding (GR), by hard turning with three feed rates (HT1, HT2, HT3) and by the combination of these procedures: roughing with hard turning, finishing with grinding (CB). The difference in the combination of the two procedures from the usual approach (roughing with defined edge geometry and grinding after this) is that the machining was done with one machine and in one clamping, meaning that the workpiece time and the possibility of clamping inaccuracy can be lowered. The procedure variants and the adjusted cutting parameters are summarised in Table 1.

Table 1 – The studied procedure variant and process parameters

<b>Notation</b>	<b>Operation elements</b>	<b>a [mm]</b>	<b>f [mm]</b>	<b><math>n_t</math> [1/min]</b>	<b><math>n_w</math> [1/min]</b>
<i>GR</i>	<i>grinding</i>	<i>0.2</i>	<i>0.01</i>	<i>20000</i>	<i>325</i>
<i>HT1</i>	<i>turning</i>	<i>0.2</i>	<i>0.1</i>	<i>-</i>	<i>615</i>
<i>HT2</i>	<i>turning</i>	<i>0.2</i>	<i>0.2</i>	<i>-</i>	<i>617</i>
<i>HT3</i>	<i>turning</i>	<i>0.2</i>	<i>0.3</i>	<i>-</i>	<i>617</i>
<i>CB</i>	<i>turning</i>	<i>0.15</i>	<i>0.2</i>	<i>-</i>	<i>615</i>
	<i>grinding</i>	<i>0.05</i>	<i>0.01</i>	<i>20000</i>	<i>325</i>

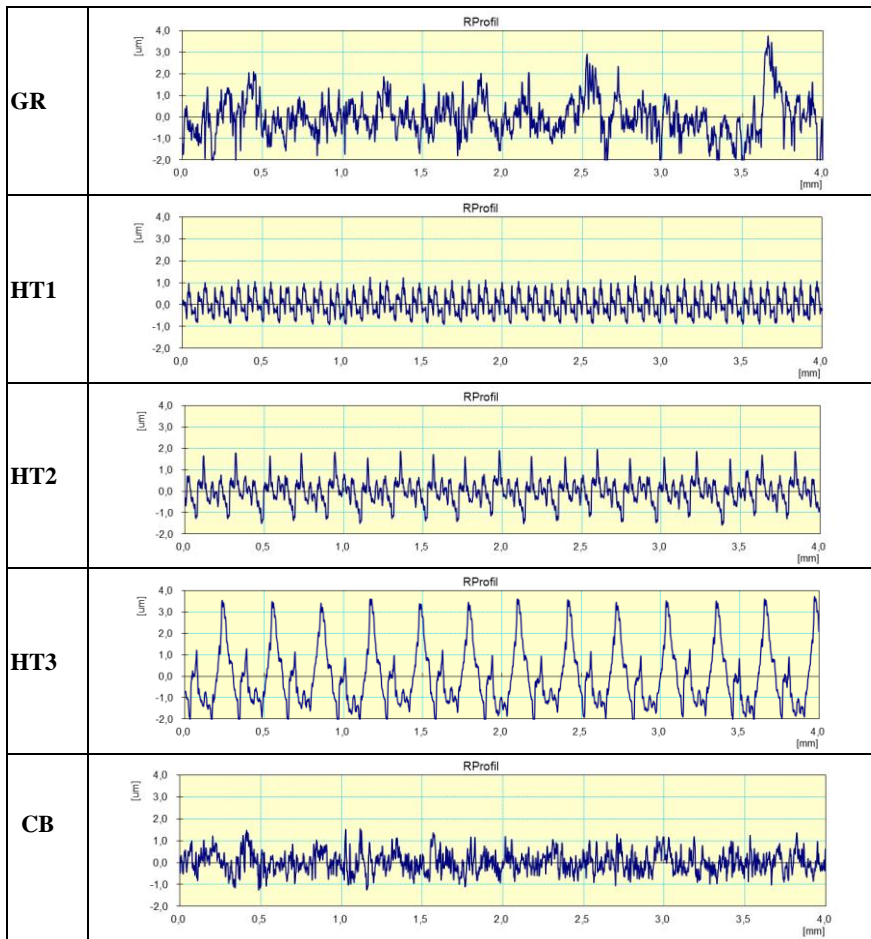
## **3. EXPERIMENTAL RESULTS AND DISCUSSION**

The bore machining experiments were carried out in the following order on different parts: grinding (GR), hard turning with three feeds (HT1, HT2, HT3), and the combined procedure (CB). The  $R_a$ ,  $R_z$  and  $R_q$  roughness values were measured on three generatrix of the cylindrical surface, the mean values of the measurements were calculated (Table 2) and the roughness profiles were recorded (Table 3).

Table 2 – Mean values of the measured surface roughness parameters

	<b>GR</b>	<b>HT1</b>	<b>HT2</b>	<b>HT3</b>	<b>CB</b>
R <sub>a</sub> [μm]	0.636	0.406	0.460	1.103	0.410
R <sub>z</sub> [μm]	4.503	2.083	3.56	5.643	3.081
R <sub>q</sub> [μm]	0.806	0.483	0.603	1.356	0.516

Table 3 – Roughness profiles of the machined surfaces



After the roughness measurements, the characteristic parameters of the bore accuracy were measured:

STRt difference of the generatrix of the evaluated surface from a line

RONt roundness error of the evaluated surface in an intersecting plane

CYLt cylindricity error of the evaluated surface

CYLTt conicity error of the evaluated surface

Cone Angle cone angle of the evaluated surface

The results are summarised in Table 4.

Table 4 – Results of the accuracy error measurements

	<b>GR</b>	<b>HT1</b>	<b>HT2</b>	<b>HT3</b>	<b>CB</b>
STRt [ $\mu\text{m}$ ]	5.81	2.15	1.76	1.7	4.54
RONt [ $\mu\text{m}$ ]	8.48	6.24	5.18	9.44	5.15
CYLt [ $\mu\text{m}$ ]	44.93	16.27	10.9	18.12	27.75
CYLTt [ $\mu\text{m}$ ]	70.71	22.31	12.19	18.83	44.79
Cone angle [ $^\circ$ ]	0.1392	0.0305	0.0203	0.0208	0.0777

We conclude based on the analysis of the roughness values that values corresponding to the roughness of the ground surface can be achieved by hard turning with 0.1 and 0.2 feed. If we would like to obtain the acquirable roughness with grinding, 0.3 feed cannot be chosen for hard turning. Another attribute that we must think about when choosing procedures is the characteristic of the generated topography. Particularly surfaces with higher roughness show the periodic character of the profile in hard turning. Due to this fact, the turned surface cannot be suggested despite its good roughness values if the functional requirements do not allow it.

We can say from the experiments that low roughness values and random surface topography can be assured with the combined procedure. The comparison of more parameters (for example the productivity of surface machining) is not the subject of this analysis, but we know from our earlier studies that the combined procedure is more efficient than grinding due to the productivity of the rough turning, and the environmental load is also lower due to the lower grinding allowance.

The achievable accuracy was also compared to that of grinding (Figure 1).

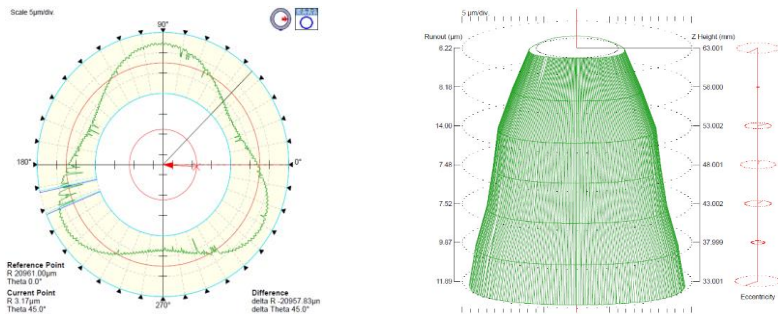


Figure 1 – Roundness error and cylindricity – ground surface

The following remarks can be said after the analysis. The roundness error is lower than grinding by 30% at 0.1 feed and by 40% at 0.2 feed; however, it is higher by 10% at 0.3 feed (Figure 3). With the application of the combined procedure, the RONt value decreased by 3.3 μm or 40% (Figure 2). The cylindricity error on the only turned surfaces is between half and quarter of the cylindricity of ground bores. In the case of the combined procedure the decrease is 17 μm (or 40%) from the studied value. For the conicity and cone angle we say that the decrease from the values of grinding is 83–69% in conicity and 86–78% in the cone angle in hard turning. We measured a smaller decrease (40%) in the combined procedure from the grinding. We determine from these numbers that the shape error is lower in the application of turning (except for 1 roundness error value), therefore the allowance to be removed in the finishing operation can even be lowered, which would result in a further decrease in the main machining time.

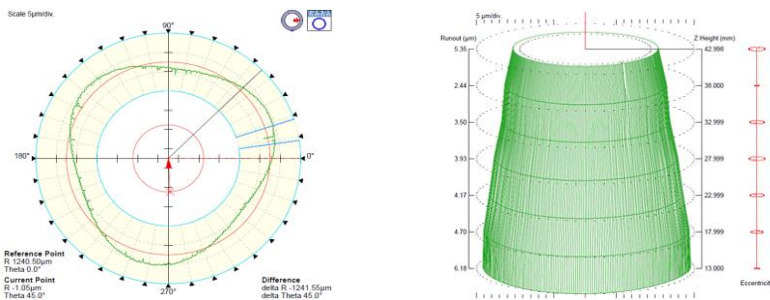


Figure 2 – Roundness error and cylindricity – combined procedure



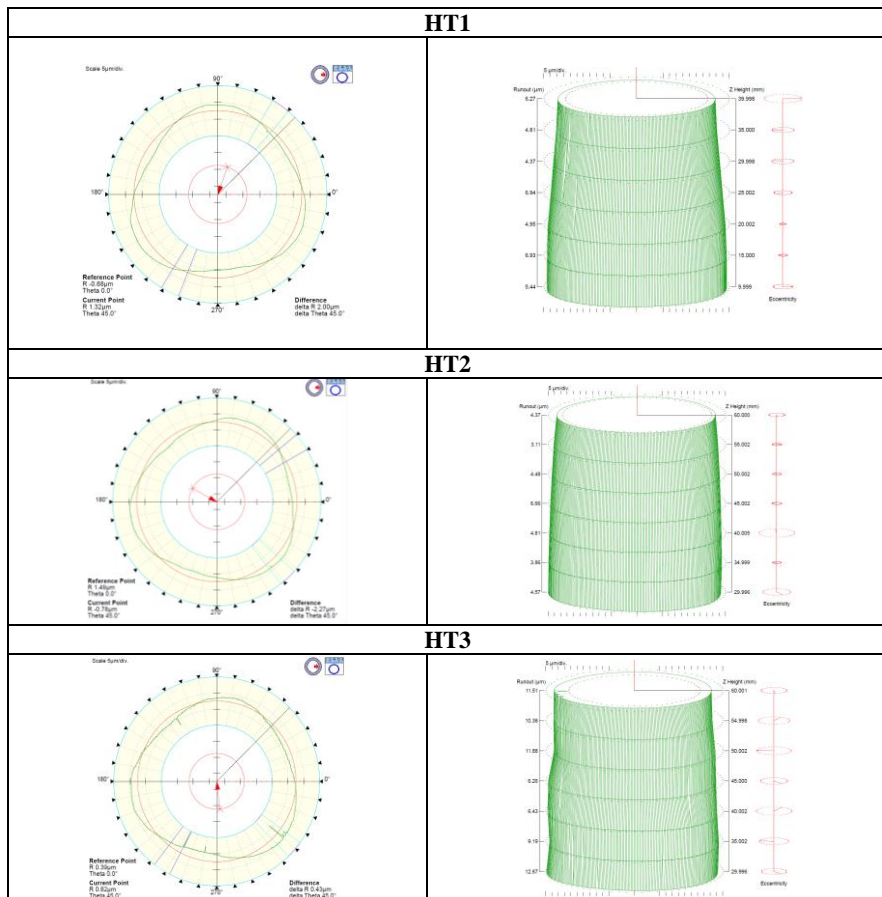


Figure 3 – Roundness error and cylindricity – hard turned surface

#### 4. SUMMARY

The substitutability of finishing done by grinding (in most cases) is analysed with other machining procedures in this paper by the comparison of roughness and accuracy parameters. We determined that the same or better values of ground surface can be produced by hard turning (up to 0.2 mm feed) and by the combined procedure. Taking into consideration our earlier results, we advise the substitution of grinding with the studied procedures based on the material removal efficiency. If the production of random surfaces is needed, then the combined procedure is better, otherwise the hard turning procedure is the better choice.

## **ACKNOWLEDGEMENT**

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. *Kundrák, J.*: The scientific principles of increasing the effectiveness of inner surfaces cutting with CBN tools. Harkov, p. 368, 1996. 2. *Byrne, G., Dornfeld, D., Denkena B.*: Advancing Cutting Technology. CIRP Annals 52(2), pp. 483-507, 2003. 3. *Bartarya, G., Choudhury S.K.*: State of the art in hard turning, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2011. 4. *Kundrák, J.*: Alternative machining procedures of hardened steels, Manufacturing technology 11, 32-39. 5. *Samantaraya, D., Lakade, S., Keche, A.*: An Alternate Machining Method for Hardened Automotive Gears. Procedia Manufacturing 20 (2018) 517–522. 6. *Kundrak, 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).

Янош Кундрак, Іштван Станкевіч, Ференц Лукач,  
Мішкольц, Угорщина

## **ПОРІВНЯЛЬНИЙ АНАЛІЗ ВАЖКООБРОБЛЮВАНИХ ОТВОРІВ НА БАЗІ ШОРСТКОСТІ І ТОЧНОСТІ**

**Анотація.** У цьому дослідженні були проаналізовані результати обробки отворів зубчастих коліс різними методами. Була зроблена спроба об'єднати два процеси різання: точіння та шліфування на одному верстаті і з однієї установки заготовки. Припуск після термообробки був видалений шліфуванням та жорсткою токарною обробкою з трьома швидкостями подачі і поєднанням цих процедур: чорнова обробка з жорсткою токарною обробкою, чистова обробка з шліфуванням. Відмінність у комбінації двох процедур від звичайного підходу (чорнова обробка з певною геометрією різця та шліфування після цього) полягає в тому, що обробка виконувалась на одному верстаті і з однієї установки, що означає, що час переустановлення деталі і можливість неточності затиску можуть бути опущеними. Після вимірювання шорсткості були виміряні характерні параметри точності отвору: нелінійність твірної циліндра, помилка круглості отвору в січній площині, нециліндричність (конусність). З експериментів можна сказати, що низькі значення шорсткості і прогнозована топографія поверхні можуть бути забезпечені за допомогою комбінованої процедури. З більш ранніх досліджень параметра продуктивності обробки відомо, що комбінована процедура більш ефективна, ніж шліфування, з-за більш високої продуктивності чорнового точіння та шкода довкіллю також нижче з-за меншого припуску на шліфування. Замінність чистової обробки, виконуваної шліфуванням (в більшості випадків), аналізується з допомогою інших методів обробки, наведених у цій статті, шляхом порівняння параметра шорсткості і точності. Зазначено, що такі ж або кращі значення параметрів поверхні можуть бути отримані шляхом точного точіння (подача до 0,2 мм) і комбінованою процедурою. Беручи до уваги отримані результати, можна радити заміну шліфування на вивченій процедурі, засновані на ефективності видалення матеріалу. Якщо необхідно отримання прогнозованої топографії поверхні, тоді краще використовувати комбіновану процедуру.

**Ключові слова:** функціональні властивості; шорсткість поверхні; параметри точності; точіння; шліфування; комбіновані процедури.

J. Kundrák, T. Makkai, A. Nagy, G. Emri,  
Miskolc, Hungary

## **ROUGHNESS OF ALUMINUM SURFACES FACE MILLED WITH A DIAMOND TOOL**

**Abstract.** *This article describes the results of face milling experiments. The roughness parameters of machined surfaces with diamond were examined. Measurements were made in three planes parallel to the feed direction. Changes in the roughness profile diagram and roughness values as a function of the feed rate were analyzed.*

**Keywords:** *face milling; aluminum; diamond insert; surface roughness.*

### **1. INTRODUCTION**

Research into the quality and accuracy of surfaces that are machined under various conditions is a constantly highlighted area of machining. This is motivated by the desire to meet the functional requirements of the connecting surfaces of built-in components and the cutting ability of newly developed tools, tool materials, as well as the machinability of new, high quality materials.

Vehicle manufacturers' effort to achieve optimum strength characteristics with the lowest mass of components also constantly addresses the issue of machinability of aluminum alloys. Aluminum surface can typically be machined with a diamond tool by cold forming [1] or machining [2]. Both methods can improve the surface quality of machined parts [3]. In this paper we studied the milling of aluminum. In this field, too, there is a wide variety of research directions and results from publications on diamond cutting.

Niu et al. [4] investigated the chip formation process in micro-milling aluminum with a natural diamond insert. The chip morphology and the milling processes were analyzed in correlation with the cutting force. They found that the formed chips are affected jointly by the tool-workpiece material pair and the cutting edge radius. Also, the chips were intact and separate. Moreover, the cutting force and thrust force are of the same order, as the cutting edge radius cannot be ignored.

Bai et al. [5] presented a new attempt to manufacture a small-diameter tool with a PCD diamond tool edge used for micro-machining for a better understanding of the wear and breakage behaviors of the downsized PCD tool. Stress distribution and crack propagation of the tool were revealed by FEM analysis.

Thereafter, wear characteristics of the rake face and flank face were analyzed during machining experiments of aluminum alloy. Results showed that abrasive, adhesive and oxidative wear were the dominant characteristics in the damage region of the tool.

Different designs of chip breakers made in a metal-matrix polycrystalline diamond (MMPCD) insert used for milling aluminum alloy were studied by Elkaseer et al. [6]. The profiles of the generated traces under different cutting conditions and the thickness of the chips were analyzed. They observed that the creation of the chip breakers with laser was successful in terms of high surface quality and tight dimensional accuracy.

Bourlet et al. [7] investigated burr formation in milling. A new methodology was proposed to simulate burr height along any part edge and for most face milling trajectories. New 3D aspects of face milling in relation with exit order sequence were developed.

Wang et al. [8] used a three-dimensional simulation model to analyze the surface topography of an ultra-precision machined aluminum alloy with a single crystal diamond tool. Results showed that the simulation model can properly simulate the surface profile and the predicted surface roughness under the cutting conditions.

Many articles deal with the milling of SiC particle reinforced aluminum matrix composites with diamond tools. Huang et al. [9] analyzed milling of composites with SiC particles of larger volume ratio and size. Tool wear, milling force and surface roughness were examined. They found that the main tool-wear mechanism in machining of this type of material was abrasion on the flank face. Studying the effect of cutting speed, feed rate and PCD particle size on tool wear (Wang et al. [10]) has shown that tool wear has increased significantly with increasing cutting speed, but that feed rate is less affected. Huang et al. [11] investigated the effects of volume fraction of SiC particles on tool wear morphology, wear resistance, cutting force and surface roughness in high-speed milling with a single PCD insert in the milling cutter. The research results showed that volume fraction has a negligible effect on tool wear morphology but a large effect on the wear amount and rate. With a low volume of SiC particles, the tool wear amount is small and increases slowly. However, tool wear amount is much greater and increases significantly with the increase of cutting distance. The surface roughness is larger when the volume fraction of SiC particles is higher. When the cutting distance increases to a certain length, the surface roughness decreases and becomes constant.

Brinksmeier et al. [12] carried out fly-cutting experiments for studying cutting forces, tool wear and surface roughness in high speed turning and milling aluminum workpiece with diamond and carbide tools. They found that an improved surface roughness can be achieved with a PCD tool rather than a carbide tool in high speed machining. This also offers several advantages, especially a major reduction of machining time.

In this work, we show the roughness of a diamond-milled aluminum surface in three measurement planes parallel to the feed direction, using different feed rates.

## 2. EXPERIMENTAL SETUP AND PROCEDURE

The milling of the aluminum alloy was carried out under the following conditions.

**Machine tool:** Perfect Jet MCV-M8 (H) vertical machining center

**Cutting edge:** Sandvik R590-1105H-PS2-NL CD10 uncoated diamond insert  
 $\kappa_r = 90^\circ$ ; chamfer  $0.25 \times 45^\circ$

**Milling tool:** Sandvik R590-080027A-11M milling head,  $D=80$  mm (Figure 1)

**Workpiece:** AlSi9Cu3(Fe) aluminum alloy, size of the cut surface:  $58 \times 50$  mm

The cutting data are indicated in Table 1.

Table 1 – Cutting data

Constant parameters					
$v_c=2513.3$ m/min		$n=10000$ 1/min		$a_p=1.5$ mm	
Changing parameter					
Feed per tooth (mm/tooth)					
$f_{z1}$	$f_{z2}$	$f_{z3}$	$f_{z4}$	$f_{z5}$	$f_{z6}$
0.06	0.09	0.12	0.15	0.18	0.21

The roughness values were measured on AltiSurf 520 three-dimensional surface roughness measuring equipment with a CL2 confocal probe.

Measurements were made in the symmetry plane and in other planes 20-20 mm bidirectionally from the first one, as indicated in Figure 2. Plane  $y_3$  is the nearest to the entry side of the tool and it exits close to Plane  $y_1$ .

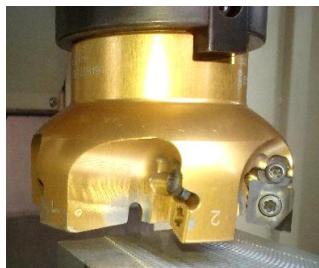


Figure 1 – The applied milling head with one diamond insert

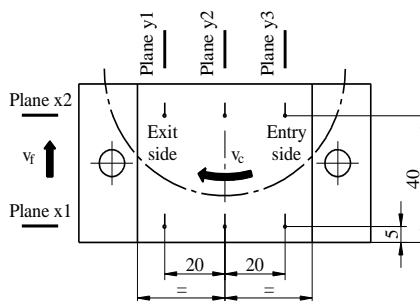


Figure 2 – Places (start points) of surface roughness measurement

### 3. RESULTS AND DISCUSSION

The measurements were repeated three times at each point, and their mean values are summarized in Table 2. The values in one plane are averaged for each feed rate, and those are given separately in Table 3.

Table 2 – Measured values of surface roughness at feed  $f_z=0.12$  mm/tooth

<b><math>f_z=0.12</math> mm/tooth</b>						
	Plane $y_1$		Plane $y_2$		Plane $y_3$	
	$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_z$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_z$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_z$ ( $\mu\text{m}$ )
Plane $x_1$	0.25	1.66	0.19	1.29	0.20	1.48
Plane $x_2$	0.25	1.63	0.22	1.65	0.19	1.21
Average	0.25	1.645	0.205	1.47	0.195	1.345

Roughness profile charts were also recorded for each measurement and are shown in Table 4 for the point defined by Planes  $x_1$ - $y_2$ .

Table 3 – Summary of average measured values of surface roughness at different feed per tooth

Feed per tooth $f_z$ (mm/tooth)	Plane $y_1$		Plane $y_2$		Plane $y_3$	
	$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_z$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_z$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_z$ ( $\mu\text{m}$ )
0.06	0.235	1.740	0.180	1.635	0.215	1.605
0.09	0.270	2.105	0.210	1.575	0.220	1.480
0.12	0.250	1.645	0.205	1.470	0.195	1.345
0.15	0.295	2.305	0.265	2.295	0.285	2.725
0.18	0.325	2.475	0.315	2.795	0.290	2.380
0.21	0.320	2.400	0.280	2.385	0.290	2.165

Table 4 – Surface roughness profile diagrams at different feed per tooth at Planes  $x_1$  and  $y_2$

<p>Roughness profile, Gaussian Filter, cut-off 0.2500 mm</p>	$f_z = 0.06$ mm/tooth
<p>Roughness profile, Gaussian Filter, cut-off 0.2500 mm</p>	$f_z = 0.09$ mm/tooth
<p>Roughness profile, Gaussian Filter, cut-off 0.2500 mm</p>	$f_z = 0.12$ mm/tooth
<p>Roughness profile, Gaussian Filter, cut-off 0.8000 mm</p>	$f_z = 0.15$ mm/tooth
<p>Roughness profile, Gaussian Filter, cut-off 0.8000 mm</p>	$f_z = 0.18$ mm/tooth
<p>Roughness profile, Gaussian Filter, cut-off 0.8000 mm</p>	$f_z = 0.21$ mm/tooth

Plotting the measured values in diagrams shows that there are significant differences between the values not only for the feed rate but also for the measuring points (Figures 3 and 4).

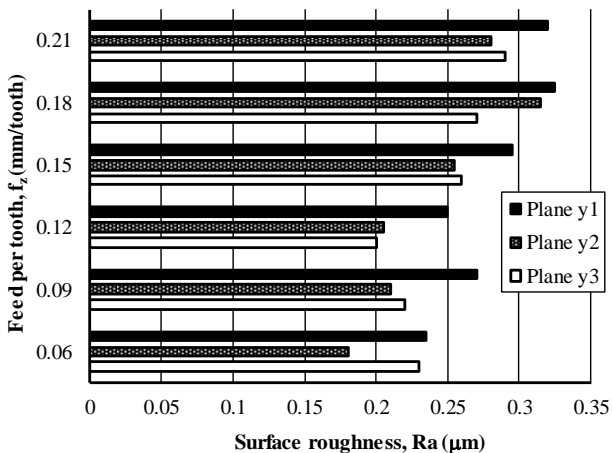


Figure 3 – Surface roughness  $R_a$  at different feed per tooth values and Planes  $y_1$ ,  $y_2$  and  $y_3$

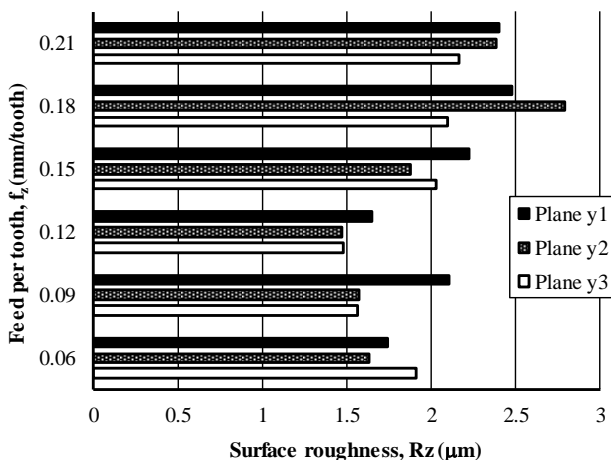


Figure 4 – Surface roughness  $R_z$  at different feed per tooth values and Planes  $y_1$ ,  $y_2$  and  $y_3$



As shown in Figure 3, the  $R_a$  values of the measurements vary between 0.18 and 0.325  $\mu\text{m}$ . In almost all cases, the smallest average roughness value for each feed rate was observed in the  $y_2$  symmetry plane. Furthermore, in each case, the mean roughness values measured on the entry side (Plane  $y_3$ ) are greater than on the exit side. The values of  $R_z$  (Fig. 4) show similar characteristics to those of  $R_a$ . Measured  $R_z$  values range from 1.47 to 2.795  $\mu\text{m}$ .

Figures 5 and 6 show the change in mean values of  $R_a$  and  $R_z$  for the whole face-milled surface as a function of increasing the feed per tooth. We found that both roughness parameters increase in value as a trend with increasing feed per tooth.

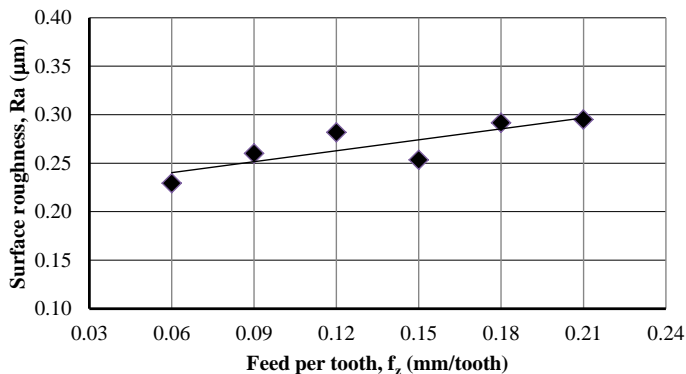


Figure 5 – Variation of surface roughness  $R_a$  as a function of feed rate

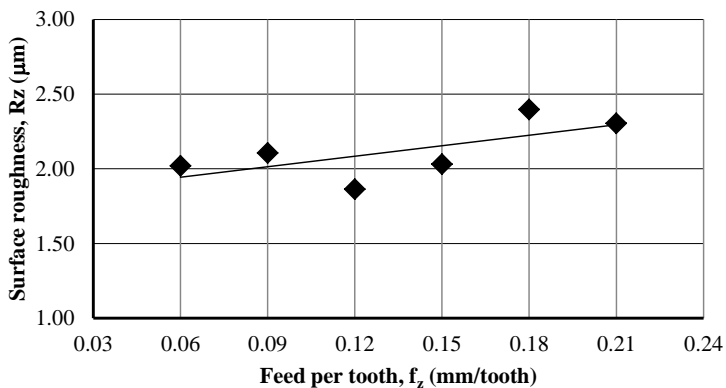


Figure 6 – Variation of surface roughness  $R_z$  as a function of feed rate

Applying linear and power function approximation, there is no significant difference in the shape of the trend curve. Therefore, trend lines are plotted using linear regression in Figures 5 and 6. Under the cutting conditions used, the change in  $R_a$  (Figure 5) is described by the trend equation of  $y=0.38x+0.22$ , and the change in  $R_z$  (Figure 6) by  $y=2.35x+1.8$ .

#### 4. CONCLUSIONS

In our experiments, we used a diamond tool for milling an aluminum alloy specimen used in the automotive industry. With constant depth of cut and cutting speed, the change of surface roughness parameters with increasing feed rate per tooth was examined. Roughness measurements were made at six points. Based on the experimental results described in this article, the roughness of the face milled surface is different in each point. The effect of the feed rate appears as a trend, increasing the feed rate causes the increase of the values of the roughness parameters. It is also worth pointing out that the roughness values measured on the symmetry plane and on sides of the entrance and exit of the cutting edge also show different characteristics (effect of up-milling and down-milling). The measured values are within a standard deviation range. Thus, in order to achieve the required roughness values for the whole surface, the effect of this should also be considered when selecting the technological parameters. The spread of the roughness parameters is also influenced by the material structure homogeneity of the machined surface. It was also found from the experimental results that despite the distribution, the maximum values of  $R_a$  and  $R_z$  are also significantly lower than the values measured in [13] for face milling with a carbide tool at similar feed rates. In the latter case, the cutting speed (and thus the productivity of the machining) was only 10-12% that of the diamond tool.

#### 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 specialization” project implemented in the framework of the Szecenyi 2020 program.

**References:** 1. *Varga, G., Ferencsik, V.*: Analysis of surface topography of diamond burnished aluminium alloy components, Lecture Notes in Mechanical Engineering F12, pp. 143-154. (2017). 2. *Ferencsik, V., Varga, G.*: Examination of surface state-change on diamond burnished aluminium components, Proceedings of the International Symposium for Production Research 2019, Vienna, pp. 535-544. (2020). 3. *Varga, G., Ferencsik, V.*: Analysis of shape correctness of surfaces of diamond burnished components, MATEC Web of Conferences 137, Paper: 01019, 8 p. (2017). 4. *Niu, Z., Jiao, F., Cheng, K.*: An innovative investigation on chip formation mechanisms in micro-milling using natural diamond and tungsten carbide tools, Journal of Manufacturing Processes 31, pp. 382-394. (2018). 5. *Bai, Q., Li, K., Liang, Y., Cheng, K.*: Wear and breakage behaviors of PCD small-diameter end-mill: a case study on machining 2A12 aluminum alloy, International Journal of Advanced Manufacturing Technology 77(5-8), pp. 839-846. (2015). 6. *Elkaseer, A., Lambarri, J., Sarasua, J. A., Cascón, I.*: On the development of a chip breaker in a metal-matrix polycrystalline diamond insert: finite element based design with ns-laser ablation and machining verification, Journal of Micro and

Nano-Manufacturing 5(3), Article Nr.:031007 (2017). 7. Bourlet, C., Fromentin, G., Harika, E., Crolet, A.: Analysis and modeling of burr formation during the plane milling of cast aluminum alloy using polycrystalline diamond tools, Journal of Manufacturing Science and Engineering-Transactions of the ASME 138(8), Article Nr.:081010 (2016). 8. Wang, S. J., To, S., Chen, X.; Chen, X. D.: An investigation on surface finishing in ultra-precision raster milling of aluminum alloy 6061, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B – Journal of Engineering Manufacture 229(8), pp. 1289-1301. (2015). 9. Huang, S. T., Zhou, L., Yu, X. L., Cui, Y.: Experimental study of high-speed milling of SiCp/Al composites with PCD tools, International Journal of Advanced Manufacturing Technology 62(5-8), pp. 487-493. (2012). 10. Wang, T., Xie, L., Wang, X., Ding, Z.: PCD tool performance in high-speed milling of high volume fraction SiCp/Al composites, International Journal of Advanced Manufacturing Technology 78(9-12), pp. 1445-1453. (2015). 11. Huang, S., Guo, L., He, H., Yang, H., Su, Y., Xu, L.: Experimental study on SiCp/Al composites with different volume fractions in high-speed milling with PCD tools, International Journal of Advanced Manufacturing Technology 97(5-8), pp. 2731-2739. (2018). 12. Brinksmeier, E., Preuss, W., Riemer, O., Rentsch, R.: Cutting forces, tool wear and surface finish in high speed diamond machining, Precision Engineering – Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology 49, pp. 293-304. (2017). 13. Varga, G., Kandrák, J.: Effects of technological parameters on surface characteristics in face milling, Solid State Phenomena 261, pp. 285-292. (2017).

Янош Кундрак, Тамаш Маккаї, Антал Надь, Габор Емрі,  
Мішкольц, Угорщина

## **ШОРСТКІСТЬ ПОВЕРХНІ ДЕТАЛІ З АЛЮМІНІЮ ПІСЛЯ ТОРЦЕВОГО ФРЕЗЕРУВАННЯ АЛМАЗНИМ ІНСТРУМЕНТОМ**

**Анотація.** Виробники транспортних засобів докладають великі зусилля по досягненню оптимальних характеристик агрегатів з найменшою масою їх компонентів і постійно вирішують проблему оброблюваності, наприклад, алюмінієвих сплавів. У статті були вивчені питання фрезерування алюмінію. У цій області існує безліч напрямків досліджень і публікацій результатів з алмазної обробки. У цій роботі досліджено шорсткість поверхні алюмінієвої заготовки після алмазного фрезерування в трьох площинах виміру, паралельних напрямку подачі при варіюванні різними швидкостями подачі. Вимірювання проводилися в площині симетрії яка проходить через геометричну вісь фрези і збігається з напрямком вектору подачі й в інших двох паралельних площинах, розташованих в 20 мм в двох напрямках від осі симетрії. Зміна параметрів шорсткості поверхні при постійній глибині різання і швидкості різання вивчалася зі збільшенням швидкості подачі на зуб. Вимірювання шорсткості були зроблені в шести точках. Грунтуючись на експериментальних результатах, видно що шорсткість фрезерованої поверхні різна в кожній точці. Вплив швидкості подачі виглядає як тенденція: збільшення швидкості подачі викликає збільшення значень параметрів шорсткості. Варто також зазначити, що значення шорсткості, виміряні на площині симетрії і на сторонах входу і виходу ріжучої кромки, також показують різні характеристики (ефект фрезерування вгору і фрезерування вниз). Виміряні значення знаходяться в межах стандартного відхилення. Таким чином, щоб досягти необхідних значень шорсткості для всієї поверхні, цей ефект слід враховувати при виборі технологічних параметрів. На розкид параметрів шорсткості впливає також однорідність структури оброблюваного матеріалу. Також з експериментальних результатів було виявлено, що максимальні значення Ra і Rz також значно нижчі, ніж значення, обмірювані раніше для торцевого фрезерування з твердосплавним інструментом при аналогічних швидкостях подачі. В останньому випадку швидкість різання (і, отже, продуктивність обробки) становила всього 10-12% від швидкості алмазного інструменту.

**Ключові слова:** торцеве фрезерування; алюміній; алмазна вставка; шорсткість поверхні.

V. Molnár, I. Deszpoth, J. Kundrák, Miskolc, Hungary,  
A.P. Markopoulos, Athens, Greece

## **EFFICIENCY OF MATERIAL REMOVAL AND MACHINING IN CUTTING**

**Abstract.** *Among the methods and parameters used for analyzing the productivity of machining procedures, this paper deals with an analysis based on the efficiency (material volume removed in unit time) of material removal. The paper focuses on how this specific indicator, the material removal rate (MRR), changes when different machining procedures and production sub-phases are considered.*

**Keywords:** *MRR; hard machining; machining time.*

### **1. INTRODUCTION**

The quality of a product, from its design to the end of production process – i.e. all the steps of its production – is determined and influenced by the quality and efficiency of each phase. The machining procedures are qualified as up-to-date, developed, etc. based on their efficiency. Tremendous variations have already been exploited during development, making the procedures shorter, more profitable, etc. The machined parts became more exact and their quality is improved; therefore, overall they became better and more efficient. Some examples: high-speed machining procedures; application of high feed; combined procedures; cold forming of surfaces; application of a wiper insert.

The new procedures are analyzed by comparative methods. They are applied both to the accuracy and quality of the machined parts and to the efficiency of machining or production. One of the possible analysis methods is the study of material removal efficiency, in which the volume removed in unit time, the material removal rate, is analyzed frequently.

In Table 1 the various applications are summarized by the technology used and the objective of the MRR analysis. Kumar et al., for example, analyzed the MRR by calculating the mass of the material removed in unit time [1]. Moganapriva et al. measured the material mass and density to determine the value of the MRR parameter [2]. Yadav et al. analyzed the volume of the removed material and introduced a specific indicator by the consideration of cutting time in which the tool is in direct contact with the workpiece [3]. The surface rate and the material removal rate are calculated based only on the cutting data by researchers and practitioners (e.g. tool catalogues) in [4], [5], [6]. This means that the value of the MRR parameter is calculated by the multiplication of the feed, cutting speed, and depth-of-cut.

However, if the machining incorporates more than one different pass (e.g. roughing and smoothing) or different machining procedures are intended to be compared, this parameter is difficult to specify in analyzing the removal of a certain material volume.

Furthermore, if we wish to transform this parameter into one that is suitable for comparing machining or production processes, further time components, which are needed for the production of machining of the workpieces, not only the time of direct material removal (time in which the tool and the workpiece are connected) has to be considered. Such additional time components are for example the tool's movement without any material removal (approaching, overrun), the time of preparation and finishing operations, or the time needed for workpiece changes.

Table 1 – Main applications of the material removal rate

Technology	Effect of technological parameters on the MRR	Optimization of technological parameters	Connection between surface roughness and MRR	Effects of tool wear and tool life on the MRR	Effect of vibration on the MRR
Milling	[7], [8], [9]	[10]	[11]	[11], [12]	
	Other: Connections between the cutting force and MRR [7]. Effect of material removal strategy on the MRR [13].				
Electro-discharged machining	[14], [15], [16]		[17]		[14]
	Other: Connection between surface integrity and MRR [18]. Effect of heat generation on MRR-re [19]. Effect of electrode rotation velocity on the MRR [20]. Effect of dielectricum on the MRR [21].				
Turning	[22]	[23]	[24]	[24]	
	Other: Connection between the MRR and machine-tool power [25]				
LBM	[26]	[27]	[28]		
Grinding					
	Other: Simulation of determining MRR [29].				
AWC	[1]	[30]			
Drilling		[31]			
Special examples: Chemical mechanical polishing – mathematical modeling [32]. Dental grinding – Effects of technological parameters on the MRR [33]. Mechanical polishing – Effect of vibration on the MRR [34]. Tungsten chemical mechanical planarization – mathematical modeling [35]. Grinding sapphire wafers – Effect of surface roughness on the MRR [36].					

Because of these factors (to extend the applicability and for more exact analysis) the practical parameter of the material removal rate was introduced. Its value is calculated on the basis of the actual time consumption of machining. This specific value can express the economic efficiency of machining in a realistic manner [37], [38], [39].

This paper investigates how the MRR values change in the various production phases when two different types of tools are applied in machining components having different geometrical values and being machined in different batch sizes.

## **2. ANALYSIS, METHOD**

The efficiency of material removal in cutting is expressed by the material volume removed or the surface area machined in unit time. Here time is defined as the duration when the cutting tool is working. This value is considered by us as a theoretical value [40] because this efficiency parameter is based only on the theoretical time of removing material from the machined part. This is not realistic in a real production process because production cannot be realized without the consideration of further time parameters. Several factors are often considering in machining: machining time, piece time, norm time, operation time, sequence time, etc. The time parameter is set based on which process phase is to be analyzed. If only the time ( $t$ ) of the direct continuous contact of workpiece and tool is considered, the formula is:

$$t = \frac{L}{n \cdot f}; t = \frac{A}{v_c \cdot f}; t = \frac{V}{v_c \cdot f \cdot a_p}; \quad (1)$$

where  $L$  is the machined length;  $A$  is the machines area;  $V$  is the volume of the removed material;  $n$  is the revolution-per-minute of the workpiece;  $f$  is the feed;  $v_c$  is the cutting speed and  $a_p$  is the depth-of-cut.

If this time is the basis of cutting, the specific value is only a theoretical one in the sense that it expresses only the time of material removal. This time characterizes the tool wear or tool life well but does not provide information on the efficiency of machining or production process. Here we investigate what deviations occur in the analyses if only this theoretical time is considered. This is why the theoretical material removal parameter, which is based on this cutting time, is considered as a basis (100%) in the analysis and the differences are provided in percentage values. The definitions of the most frequent parameters applied in time analysis of the material removal or production process are listed below.

Main time ( $t_m$ ): part of the base time, it expresses the duration in which shape formation is realized on the workpiece. The main time has two parts: one

is when the machining is being carried out by a workstation or machine ( $t_{m,w}$ ) and the other when the work is done manually ( $t_{m,m}$ ).

$$t_m = t_{m,w} + t_{m,m} \quad (2)$$

Additional time ( $t_a$ ): part of the base time; it is needed only indirectly for the fulfillment of the specified task. This time is an accompanying component to the main time, which means that it is present in machining each workpiece. Examples for this parameter are workpiece clamping, tool approach, machine warming-up, etc.

Base time ( $t_b$ ): sum of the main time and the additional time.

$$t_b = t_m + t_a \quad (3)$$

Supplementary time ( $t_s$ ): time rate for servicing ( $t_{serv}$ ) the workstation(s) and for personal needs or relaxing of workers ( $t_{pn}$ ). The supplementary time is expressed as a proportion of operation time.

Piece time ( $t_p$ ): sum of the base and the supplementary time.

$$t_p = t_b \left( 1 + \frac{t_{serv} + t_{pn}}{100} \right) \quad (4)$$

Time of preparation and finishing tasks ( $t_{prep}$ ): before machining it is necessary to prepare for the machining task (e.g. studying the blueprints and the technological plans; tooling the machines) and after machining some additional tasks have to be performed (e.g. doing paperwork, removing tools).

Norm time or operation time ( $t_{op}$ ): time needed to machine one workpiece of the sequence ( $n$ : batch size)

$$t_{op} = \frac{t_{prep}}{n} + t_p \quad (5)$$

In our comparative analyses these time components are used for calculating the MRR value. Machining of four disk-type components was analyzed. Geometrical values and cutting data are summarized in Table 2.

In order to analyze the efficiency of the whole sequence, further time parameters have to be considered. In our study the preparation time was 1500s and the change time of the workpiece was 10s. Two batch sizes were analyzed:  $n_1=300$  pcs and  $n_2=600$  pcs.

Table 2 – Technological data of the analysis

<b>Part</b>	<b>L [mm]</b>	<b>L' [mm]</b>	<b>D [mm]</b>	<b>v<sub>c</sub> [m/min]</b>	<b>n<sub>w</sub> [1/min]</b>	<b>L/d</b>
I	33.8	35.8	83	180	690	0.41
II	27.35	29.35	48	180	1194	0.57
III	42.8	44.8	62	175	898	0.69
IV	35.1	37.1	35	120	1091	1.00
<b>f<sub>R,st</sub></b>	0.15	<b>f<sub>R,w</sub></b>	0.3	<b>a<sub>p,R</sub> [mm]</b>	0.1	
<b>f<sub>S,st</sub></b>	0.08	<b>f<sub>S,w</sub></b>	0.12	<b>a<sub>p,S</sub> [mm]</b>	0.05	

### 3. RESULTS AND DISCUSSION

The focal point of our study is that errors can be made by the process engineer if the theoretical values are considered in the efficiency analysis. For example, in the case of comparing two different procedures, the machining or production process or sub-process incorporates different elements. The time and MRR values are summarized in Table 3.

In Fig 1 the time and MRR values characterizing the efficiency of machining or production are represented. The  $t_m(L)$  value is the time of actual material removal in length  $L$  and this value was considered as a basis for the analysis (100%). In the whole production process there are additional time components, that need to be determined for exact calculations. The  $t_m(L')$  machining time incorporates not only the machining of the  $L$  length but also the approach and the overrun of the tool. The base time ( $t_b$ ) incorporates the change time of the tool as additional time beyond the machining time. The value of this is fixed. The piece time ( $t_p$ ) incorporates the supplementary time as a rate of the base time. Its value is determined based on plant practice. In the calculation of the operation time ( $t_{op}$ ) the preparation time of the sequence was considered as a fixed value.

In case of the analyzed workpieces (different geometry and technological data) the order resulting from the calculations of the time parameters was  $II > IV > III > I$ . Varying the batch size ( $n_1$  and  $n_2$ ) and the applied insert/feed ( $st/w$ ), four technological variations can be formed:  $st/n_1$ ;  $w/n_1$ ;  $st/n_2$  and  $w/n_2$ . The change of batch size does not influence the machining main time, the base time, or the piece time. By increasing the feed (i.e. applying the wiper insert) these values decrease by 38–41%. The batch size slightly influences the operation time. The order of the technological variants based on the operation time is  $w/n_2 > w/n_1 > st/n_2 > st/n_1$ .

The practical values of the material removal rate ( $MRR_{wp}$ ) were compared to the theoretical value (Fig. 1). In contrary to the time parameters of the



machining, these values decrease because in the calculation of MRR the removed material volume is divided by higher and higher time components.

Table 3 – Time and material removal rate values

Insert	Batch size [pcs]	Part	$t_{in}(L)$ [s]	$t_{in}(L')$ [s]	$t_b$ [s]	$t_p$ [s]	$t_{op}$ [s]	$MRR_w$ [mm <sup>3</sup> /s]	$MRR_{wp,m}$ [mm <sup>3</sup> /s]	$MRR_{wp,b}$ [mm <sup>3</sup> /s]	$MRR_{wp,p}$ [mm <sup>3</sup> /s]	$MRR_{wp,op}$ [mm <sup>3</sup> /s]
wiper $n_1=300$	standard	I	56.31	59.64	69.64	80.09	85.09	0.39	0.37	0.32	0.28	0.26
		II	26.35	28.28	38.28	44.02	49.02	0.39	0.36	0.27	0.23	0.21
		III	54.78	57.34	67.34	77.44	82.44	0.38	0.36	0.31	0.27	0.25
		IV	36.99	39.09	49.09	56.46	61.46	0.26	0.25	0.20	0.17	0.16
	wiper	I	34.27	36.30	46.30	53.25	58.25	0.64	0.61	0.48	0.41	0.38
		II	16.04	17.21	27.21	31.29	36.29	0.64	0.60	0.38	0.33	0.28
		III	33.35	34.90	44.90	51.64	56.64	0.63	0.60	0.46	0.40	0.37
		IV	22.51	23.80	33.80	38.87	43.87	0.43	0.41	0.29	0.25	0.22
wiper $n_2=600$	standard	I	56.31	59.64	69.64	80.09	82.59	0.39	0.37	0.32	0.28	0.27
		II	26.35	28.28	38.28	44.02	46.52	0.39	0.36	0.27	0.23	0.22
		III	54.78	57.34	67.34	77.44	79.94	0.38	0.36	0.31	0.27	0.26
		IV	36.99	39.09	49.09	56.46	58.96	0.26	0.25	0.20	0.17	0.16
	wiper	I	34.27	36.30	46.30	53.25	55.75	0.64	0.61	0.48	0.41	0.40
		II	16.04	17.21	27.21	31.29	33.79	0.64	0.60	0.38	0.33	0.31
		III	33.35	34.90	44.90	51.64	54.14	0.63	0.60	0.46	0.40	0.38
		IV	22.51	23.80	33.80	38.87	41.37	0.43	0.41	0.29	0.25	0.23

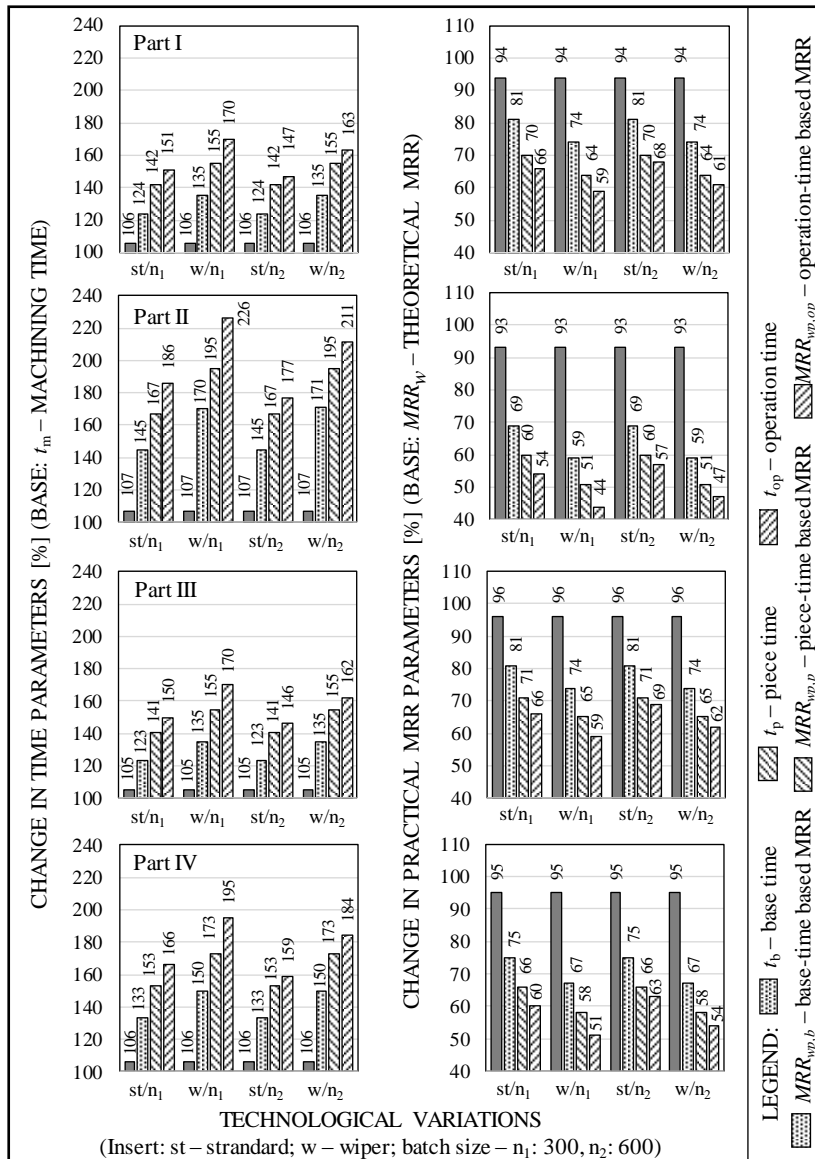


Figure 1 – Time and efficiency values for different geometrical and technological data

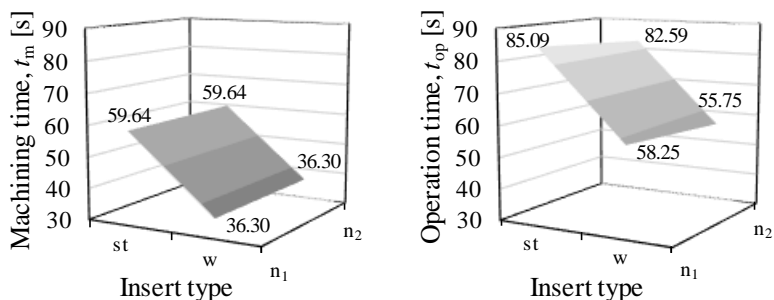


Figure 2 – Machining time and operation time as a function of the insert (applied feed) and batch size (Part: I; Borehole: L 33.8 mm, d 83 mm)

In case of the analyzed workpieces (different geometry and technological data) the order resulted from the calculations of the different material removal rate values was  $I > III > II > IV$ . The order of the technological variants based on the material removal rate calculated by the operation time is  $w/n_2 > w/n_1 > st/n_2 > st/n_1$ , which is identical to the order based on the operation time.

In Figure 2 it can be observed that the increase of batch size does not influence the machining time but it decrease the operation time by 3–4%. The applied insert and therefore the increase of feed decreases the machining time by 39% and the operation time by 32%.

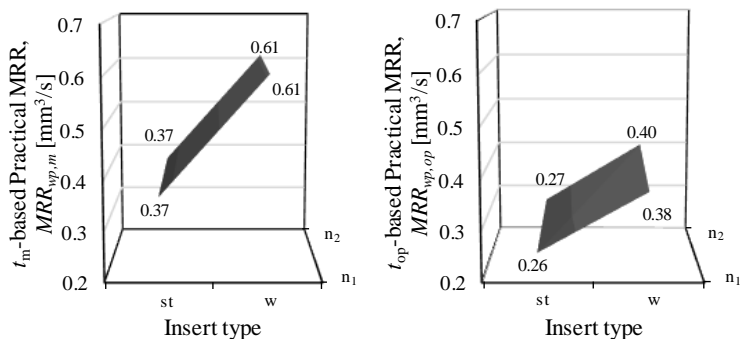


Figure 3 – The practical material removal rate based on the machining time and operation time as a function of the applied insert (Part: I; Borehole: L 33.8 mm, d 83 mm)

The following findings were made concerning the machining time and the operation-time based practical value of material removal rate (Fig. 3): the machining-time based MRR is not influenced by the increase of batch size; the operation-time based MRR is increased by 3.7–5%. With the applied insert and thus the increase of feed, the machining-time based and operation-time based MRR are increased by 64% and 48–50%, respectively. The machining-time based MRR increased by 64% and the operation time-based increased by 55.6% in case of the parallel increase of the two influencing factors ( $n_1/st \rightarrow n_2/w$ ).

The effect of change in batch size on the operation time and the material removal rate was analyzed generally. The data of Part II were considered (Fig. 4). It was found that with the increase of batch size, the operation time converges to the piece time and the operation time-based MRR converges to the  $MRR_{wp,p}$  calculated based on the piece time. On the basis of Fig. 4 a certain batch size can be determined if the practical value of the material removal rate is designated as a proportion of the  $MRR_{wp,p}$ . In the figure the batch size values used as examples are connected to the rates 0.85; 0.9 and 0.95. The intersections show the values of batch sizes ( $n_{0.85}=185$ ;  $n_{0.9}=300$ ;  $n_{0.95}=650$ ).

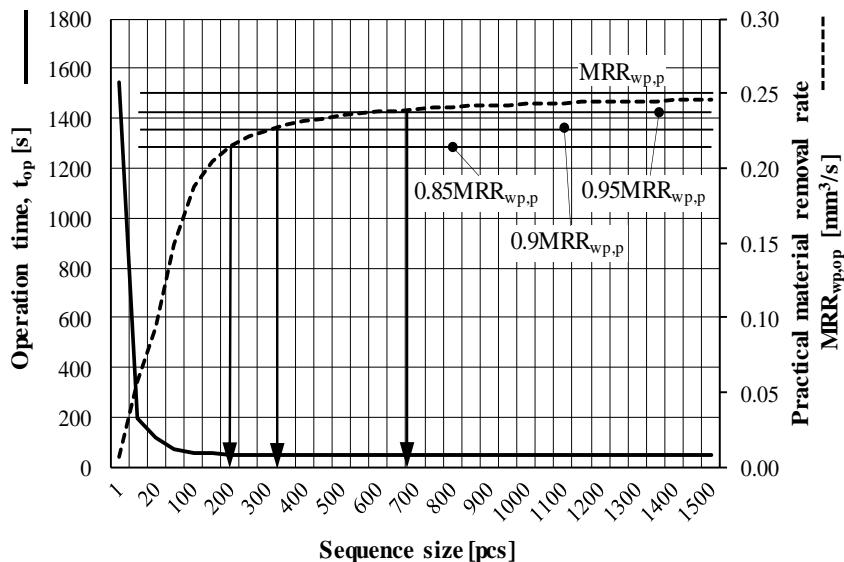


Figure 4 – The operation time and the operation-time based material removal rate as a function of batch size  
(Part: II; Borehole: L 27.35 mm, d 48 mm)

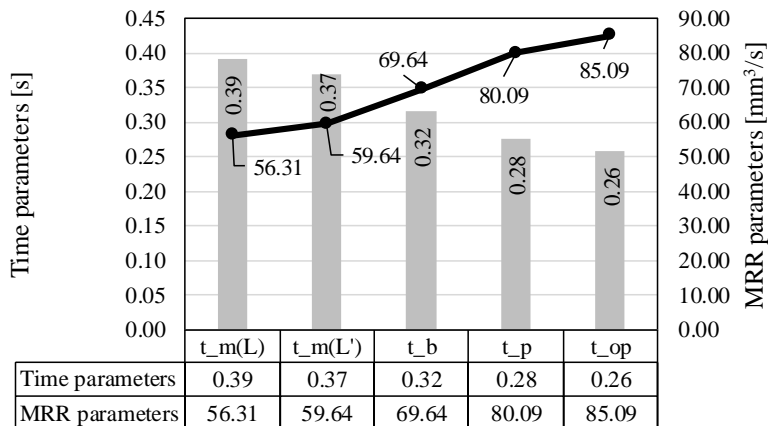


Figure 5 – The analyzed MRR and time parameters in case of the st/n1 parameter combination (Part: I; Borehole: L 33.8 mm, d 83mm)

If the batch size is given, then based on Fig. 4 the practical value of MRR and its rate to  $MRR_{wp,w}$  connected to the batch size can be determined in order to facilitate decision-making.

In Fig. 5 the analyzed time and MRR efficiency parameters are demonstrated for a chosen workpiece. The time parameters are ordered by their increase and meanwhile the practical material removal rate parameters (connected to the different time parameters) show a decrease. Thus, the higher the number of time components of the production process considered, the more the efficiency of material removal decreases.

#### 4. CONCLUSION, SUMMARY

In this paper some parameters expressing the efficiency of material removal were introduced when machining certain workpieces. It was also shown how these parameters change if more realistic time components of machining are considered in the calculations. The chosen efficiency parameter, which can be applied to any process phase, is a specific indicator which incorporates the efficiency of allowance removal and the time consumption required by the technological conditions. Since the production process incorporates numerous steps (and so different time components), the first step of the efficiency analysis has to be the decision of what process phase or what procedure the practical value of MRR is intended to be applied for, and whether we need to analyze efficiency or apply it for a comparative analysis. The deviations in the analyzed parameters from the theoretical value

demonstrated for different geometries. The results proved that it is not enough to analyze the theoretical MRR values, because this can result in a distorted conclusion.

**References:** 1. Kumar, R., Bilga, P.S., Singh, S.: Multi Objective Optimization Using Different Methods of Assigning Weights to Energy Consumption Responses, Surface Roughness and Material Removal Rate during Rough Turning Operation, Journal of Cleaner Production, No.164., 2017., pp.45–57. 2. Moganapriya, C., Rajasekar, R., Ponappa,K., Venkatesh, R., Jerome,S.: Influence of Coating Material and Cutting Parameters on Surface Roughness and Material Removal Rate in Turning Process Using Taguchi Method, Materials Today: Proceedings, No.5., 2018., pp.8532–8538. 3. Yadav, R.K., Abhishek, K., Mahapatra, S.S.: A Simulation Approach for Estimating Flank Wear and Material Removal Rate in Turning of Inconel 718, Simulation Modelling Practice and Theory, No.52., 2015., pp 1–14. 4. Yeh, L-J., Lan,T-S.: The Optimal Control of Material Removal Rate with Fixed Tool Life and Speed Limitation, Journal of Materials Processing Technology, No.121, 2002., pp.238–242. 5. Hernandez, A.E.B., Beno, T., Repo, J., Wretland, A.: Integrated Optimization Model for Cutting Data Selection Based on Maximal MRR and Tool Utilization in Continuous Machining Operations, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, No.13., 2016., pp.46–50. 6. Zhong, Q., Tang, R., Peng, T.: Decision Rules for Energy Consumption Minimization during Material Removal Process in Turning, Journal of Cleaner Production, No.140, 2017, pp.1819–1827. 7. [Ahmed, N., Pervaiz, S., Ahmad, S., Rafiqat, M., Hassan, A., Zaindin, M.: LBM of Aluminum Alloy: Towards a Control of Material Removal and Roughness, Vol.105., No.5-6., 2019., pp.1901–1915.](#) 8. [Zahoor, S., Ameen, F., Abdul-Kader, W., Stagner, J.: Environmentally Conscious Machining of Inconel 718: Surface Roughness, Tool Wear, and Material Removal Rate Assessment, Vol.106., No.1-2., 2020., pp.303–313.](#) 9. [Ahmed, N., Ahmad, S., Anwar, S., Hussain, A., Rafiqat, M., Zaindin, M.: Machinability of Titanium Alloy through Laser Machining: Material Removal and Surface Roughness Analysis, Vol.105., No.7-8., 2019., pp.3303–3323.](#) 10. [Chang, W., Xi, Y., Li, H., Chen, S., Dong, B., Yang, Q., Zhankg, J.: Experimental Research on the MRR of Ultrasonic Vibration Aided Electric Discharge Milling of Ceramic Materials Using Deionized Water as Processing Medium, Vol.24., No.1., 2020., pp.136–150.](#) 11. [Qiu, J., Ge, R.: A Theoretical Model and Experimental Investigation to Predict and Evaluate Cutting Capability of Turning Center Based on Material Removal Rate, Vol.104., No.9-12., 2019., pp.3287–3302.](#) 12. [Dutta, H., Debnath, K., Sarma, D.K.: A Study of Material Removal and Surface Characteristics in Micro-Electrical Discharge Machining of Carbon Fiber-Reinforced Plastics, Vol.40., No.10., 2019., pp.4033–4041.](#) 13. [Singh, D., Goud, M.: A 3D Spark Model to Evaluate MRR in ECDM, Journal of Advanced Manufacturing Systems, Vol.18., No.3., 2019., pp.435–446.](#) 14. [Shi, X., Huang, S., Wang, L.: Investigation of the Material Removal Mechanism in Electrochemical Discharge Drilling Using a High-Speed Rotating Helical Tool-Electrode, Vol.14., No.9., 2019., pp.9239–9254.](#) 15. [Siyaprakasam, P., Prakash, J.U., Hariharan, P.: Enhancement of Material Removal Rate in Magnetic Field-Assisted Micro Electric Discharge Machining of Aluminium Matrix Composites, International Journal of Ambient Energy, Early Access: AUG 2019.](#) 16. [Zhang, N., Shi, Y.: Improvement of Cutting Force and Material Removal Rate for Disc Milling TC17 Blistk Tunnels Using GRA-RBF-PSO Method, Vol.233., No.16., 2019., pp.5556–5567.](#) 17. [Lee, H.: Semi-Empirical Material Removal Model with Modified Real Contact Area for CMP, Vol.20., No.8., 2019., pp.1325–1332.](#) 18. [Chaudhary, T., Chanda, A. K., Siddiquee, A. N., Gangil, N.: Effect of Different Dielectric Fluids on material Removal Rate, Surface Roughness, Kerf Width and Microhardness, Vol.41., No.8., 2019., Article Number: UNSP 344.](#) 19. [Nam, S.,](#)

- [Kim, B.: Design of Material Removal Rate to Reduce Machining Time of Dental Crown](#), Vol.33., No.7., 2019., pp.3423–3434. **20.** [Sharma, V.K., Kumar, V.: Study on Material Transfer and Surface Properties during Fiber Laser Cutting of A653 Galvanized Steel Sheet](#), Vol.41., No.8., 2019., Article Number: UNSP 341. **21.** [Yu, T., Wang, Z., Guo, X., Xu, P., Zhao, J., Chen, L.: Effect of Ultrasonic Vibration on Polishing Monocrystalline Silicon: Surface Quality and Material Removal Rate](#), Vol.103., No.5–8., 2019., pp.2109–2119. **22.** [Lu, X., Wang, F., Xue, L., Feng, Y., Liang, S.: Investigation of Material Removal Rate and Surface Roughness Using Multi-Objective Optimization for Micro-Milling of Inconel 718](#), Vol.71., No.6., 2019., pp.787–794. **23.** [Kumar, S.P.L.: Measurement and Uncertainty Analysis of Surface Roughness and Material Removal Rate in Micro Turning Operation and Process Parameters Optimization](#), Vol.140., 2019., pp.538–547. **24.** [Xu, Q., Chen, L., Liu, J., Cao, H.: A Material Removal Rate Model for Tungsten Chemical Mechanical Planarization](#), Vol.8., No.6., 2019., pp.370–378. **25.** [Fang, C., Yan, Z., Deng, W., Zhang, L.: Material Removal In Grinding Sapphire Wafers with Brazed-Diamond Pellet Plates](#), Vol.34., No.7., 2019., pp.791–799. **26.** [Ishfaq, K., Mufti, N.A., Ahmed, N., Pervaiz, S.: Abrasive Waterjet Cutting of Cladded Material: Kerf Taper and MRR Analysis](#), Vol.34., No.5., 2019., pp.544–553. **27.** [Straka, L., Hasova, S.: Optimization of Material Removal Rate and Tool Wear Rate of Cu Electrode in Die-Sinking EDM of Tool Steel](#), Vol.97., No.5-8., 2018., pp.2647–2654. **28.** [Jenarthanan, M.P., Gavireddy, P.K.R., Gummadi, C.S., Mandapaka, S.R.: Optimization of Process Parameters on Machining Force and MRR during End Milling of GFRP Composites Using GRA](#), World Journal of Engineering, Vol.15., No.3., 2019., pp.407–413. **29.** [Kountanya, R., Guo, C.: Specific Material Removal Rate Calculation in Five-Axis Grinding](#), Vol.139., No.12., 2017., Article Number: 121010. **30.** [Huu-That, N., Hsu, Q-C.: Study on Cutting Forces and Material Removal Rate in Hard Milling of SKD 61 Alloy Steel](#), Vol.38., No.1., 2017., pp.41–51. **31.** [Bagci, E., Yuncuoglu, E.U.: The Effects of Milling Strategies on Forces, Material Removal Rate, Tool Deflection, and Surface Errors for the Rough Machining of Complex Surfaces](#), Vol.63., No.11., 2017., pp.643–656. **32.** [Ponnuvel, S., Moorthy, T.V., Hariharan, P.: Effect of Multi-Walled Carbon Nanotubes on Surface Roughness and Material Removal Rate in Drilling Epxy/Glass Fabric Composite](#), Vol.22., No.2., 2016., pp.1363–1375. **33.** [Ghubade, A., Gupta, A., Abrol, A., Singh, S.: Study of Uncoated and Coated Carbide Insert on Tool Life, Surface Roughness and Material Removal Rate in Machining of EN27 Steel](#), Journal for Manufacturing Science and Production, Vol.15., No.2., 2015., pp.205–214. **34.** [Kuttolamadom, M., Mehta, P., Mears, L., Kurfess, T.: Correlation of the Volumetric Tool Wear Rate of Carbide Milling Inserts with the Material Removal Rate of Ti-6Al-4V](#), Vol.37., No.2., 2015., Article Number: 021021. **35.** [Bhavsar, S.N., Aravindan, S., Rao, P.V.: Investigating Material Removal Rate and Surface Roughness Using Multi-Objective Optimization for Focused Ion Beam \(FIB\) Micro-Milling of Cemented Carbide](#), Vol.40., 2015., pp.131–138. **36.** [Zohourkari, I., Zohoor, M., Annoni, M.: Investigation of the Effects of Machining Parameters on Material Removal Rate in Abrasive Waterjet Turning](#), Article Number: 624203. **37.** [Kundrak, J., Deszpoth, I., Molnar, V.: Comparative Study of Material Removal in Hard Machining of Bore Holes, Tehnicki Vjesnik – Technical Gazette](#), Vol.21., No.1., 2014., pp.183–189. **38.** [Kundrak, J., Varga, G., Deszpoth, I., Molnar, V.: Some Aspects of the Hard Machining of Bore Holes](#), Applied Mechanics and Materials, No.309., 2013., pp.126–132. **39.** [Kundrak, J., Molnar, V., Deszpoth, I.: Analysis of Machining Time and Material Removal Performance as Factors Influencing Efficiency and Profitability](#), Lecture Notes in Mechanical Engineering, Vehicle and Automotive Engineering 2 , 2018., pp. 268–279. **40.** [Toth, T., Kundrak, J., Gyani, K.: The Removal Rate as a Parameter of Qualification for hard Turning and Grinding](#),

Proceedings of the Fifth International Symposium on Tools and Methods of Competitive Engineering, Vol.2., 2004., pp.629-639.

Віктор Мольнар, Іштван Дезпот, Янош Кундрак, Мішкольц, Угорщина,  
Ангелос П. Маркопулос, Афіни, Греція

## **ЕФЕКТИВНІСТЬ ВИДАЛЕННЯ МАТЕРІАЛУ ПРИ МЕХАНІЧНІЙ ОБРОБЦІ РІЗАННЯМ**

**Анотація.** Ефективність видалення матеріалу при різанні виражається обсягом матеріалу, що видаляється або площею поверхні, обробленої в одиницю часу. Час визначається як тривалість роботи ріжучого інструменту. Це значення розглядається як теоретичне, оскільки цей параметр ефективності заснований тільки на теоретичному часі видалення матеріалу з оброблюваної деталі. Це нереально у виробничому процесі, тому що виробництво не може бути реалізоване без урахування додаткових часових параметрів. Одним з можливих методів аналізу є вивчення ефективності видалення матеріалу, при якому аналізується обсяг, видалений в одиницю часу (MRR). У цій статті досліджуються зміни MRR на різних етапах виробництва, при використанні двох різних типів інструментів, застосовуваних у різних видах обробки, які мають різні геометричні параметри і при обробці різних розмірів партій деталей. При обробці певних деталей були введені деякі параметри, що виражають ефективність видалення матеріалу. Також було показано, як змінюються ці параметри, якщо в розрахунках враховуються більш реалістичні компоненти терміну обробки. Вибраний параметр ефективності, який може бути застосований до будь-якої фази процесу, є спеціальним індикатором, який включає в себе ефективність видалення припуску і витрати часу, необхідні за технологічними умовами. Оскільки виробничий процес включає в себе численні етапи (і, отже, різні часові компоненти), першим етапом аналізу ефективності має бути рішення про те, для якої фази процесу або для якої процедури повинна застосовуватися практична цінність MRR, і чи потрібно нам проаналізувати ефективність або застосувати її для порівняльного аналізу. Відхилення аналізованих параметрів від теоретичного значення продемонстровані для різних геометрій інструментів. Результати довели, що недостатньо проаналізувати теоретичні значення MRR, тому що це може призвести до викривленого висновку.

**Ключові слова:** MRR; жорстка обробка; час обробки.



А. Манохін, С. Клименко, Київ, Україна

## **ВПЛИВ ТЕПЛОПРОВІДНОСТІ ПОКРИТТЯ НА ЗМІНУ ГРАДІЄНТА ТЕМПЕРАТУРИ В ІНСТРУМЕНТІ З ПКНБ**

**Анотація.** Виконаний модельний аналіз впливу теплопровідності захисного покриття TiAlN на градієнт температури в інструменті, оснащеному надтвердим композитом ПКНБ, при обробці загартованої сталі. Встановлено, що захисне покриття має суттєвий вплив на градієнт температури в різальному інструменті з надтвердого композиту ПКНБ в тому випадку, коли коефіцієнт теплопровідності покриття не перевищує 15 Вт/мК. Такі покриття обумовлюють зниження температури на поверхні розділу системи «основа з ПКНБ-покриття» при точінні загартованої сталі на 100–300 °С. Збільшення теплопровідності покриття зніжує його теплозахисний ефект по відношенню до матеріалу основи різального інструменту.

**Ключові слова:** теплове поле; надтвердий композит; захисне покриття; теплозахисний ефект; різальний інструмент.

**Вступ.** Створення і застосування різальних інструментів з захисними покриттями – одна з основних тенденцій вдосконалення технологій механічної обробки [1]. Захисні покриття дозволяють не тільки підвищити стійкість різальних інструментів, але і продуктивність процесу обробки за рахунок інтенсифікації швидкості різання. Покриття на контактних поверхнях інструменту повинні володіти комплексом фізико-механічних властивостей, що забезпечують, зниження сили і температури різання, мінімізацію зношування інструменту.

При розробці і створенні покриттів для різальних інструментів тепло-фізичні властивості вказуються в якості одного з критеріїв оптимізації їх експлуатаційних показників. При цьому переважна більшість дослідників вказують низьку теплопровідність покриття в якості одного з головних чинників, що забезпечує підвищення стійкості різального інструменту внаслідок зміни теплового балансу в зоні різання [2-4]. Наводяться такі аргументи – покриття створює тепловий бар'єр, практично ізолюючий основу інструменту від впливу тепла, що утворюється в зоні різання. Відбувається перерозподіл теплових потоків, і велика частина тепла йде в стружку.

Експериментальна або модельна перевірка цих уявлень має значний науковий і практичний інтерес, особливо для інструменту, який працює з високою швидкістю різання, наприклад, оснащений надтвердими композитами на основі кубічного нітриду бору (ПКНБ).

**Методика досліджень.** Оцінка дійсного ступеню впливу теплопровідності покриття на розподіл температурного поля в приконтактній зоні виконана шляхом чисельного моделювання тертя стружки по передній поверхні інструменту. В якості захисного покриття приймаємо композицію TiAlN, напилену вакуум-дуговим методом, яка володіє одним з найменших з покриттів цієї групи значень коефіцієнту теплопровідності (табл. 1). Залежно від співвідношення алюмінію і титану, а також від умов нанесення його величина варіюється і становить 4–10 Вт/мК.

В якості матеріалу різального інструменту прийнятий надтвердий композит на основі кубічного нітриду бору «киборит», який має високу працездатність при точінні загартованих сталей [5].

Таблиця 1 – Теплофізичні та механічні властивості матеріалів елементів моделі

Матеріал	Покриття TiAlN	ПКНБ «киборит»
$\lambda$ , Вт/мК	5	100
$C_p$ , Дж/кгК	640	760
$\rho$ , кг/м <sup>3</sup>	$4,6 \cdot 10^3$	$3,48 \cdot 10^3$

В процесі моделювання вирішувалася двовимірна лінійна нестационарна задача теплопровідності. Граничні умови для моделі схематично показані на рис. 1, *a*. На бічну поверхню стружки і контактну поверхню інструменту діють теплові потоки від деформації в площині зсуву  $q_0 = \tau_d \cdot v_d$  і від тертя на передній поверхні  $q_1 = \tau \cdot v_c$ , де  $v_d$  і  $v_c$  – швидкість деформації і швидкість стружки відповідно,  $\tau_d$  і  $\tau$  – значення межі текучості оброблюваного матеріалу в залежності від температури.

Наведені теплові потоки розраховувались на відкаліброваній моделі розрахунку температури різання і варіювались для отримання температур в діапазоні 800–1200 °С.

На вільних поверхнях різального інструменту і стружки були прийняті граничні умови 3 роду –  $\alpha_e(\theta_n - \theta_c) = \lambda \left( \frac{\partial \theta}{\partial n} \right)$ . Усереднена величина ефективного коефіцієнту тепловіддачі приймалась для зазначених елементів моделі рівною  $\alpha_e = 50$  Вт/(м<sup>2</sup>·К). Температуру навколишнього середовища прийmemo рівній 20 °С.

В двох контрольних точках на опорній частині інструменту в якості граничних умов були прийняті температури 200 і 165 °С відповідно, визначені при точінні загартованої сталі зі швидкістю різання 1,3 м/с. З огляду на те, що в стружці існує градієнт швидкостей переміщення

матеріалу з мінімумом в приконтатній області і максимумом на її вільній поверхні (рис. 1, б), модель стружки розділена на шари, швидкість руху яких дорівнює відповідно 0,4  $v_c$ , 0,6  $v_c$ , 1,0  $v_c$ . Для розрахунків прийємо величину усадки стружки рівній 2, якій при швидкості 1,3 м/с відповідає швидкість стружки  $v_c = 0,65$  м/с.

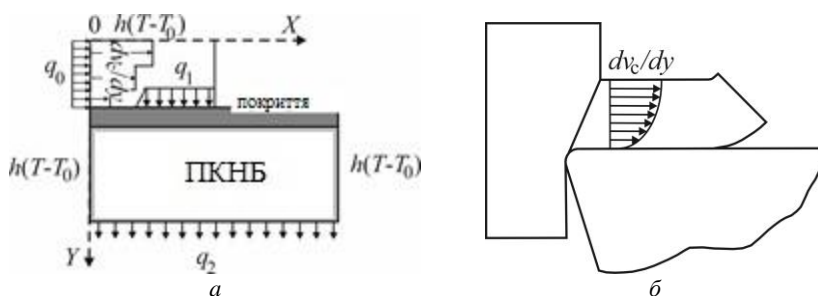


Рисунок 1 – Граничні умови при розрахунку температурного градієнта в різальному інструменті з покриттям (а), швидкість переміщення матеріалу в шарах стружки (б)

Переміщення стружки вздовж контактної поверхні імітуємо за допомогою опції KEYOPT8 елемента PLANE55, що дозволяє врахувати перенесення маси в області, де задані елементи даного типу.

Розміри моделі: товщина покриття 10 мкм, довжина та висота робочої частини різального інструменту (розміри різальної пластини з ПКНБ) 12 мм та 4 мм відповідно, ширина та товщина стружки 0,8 мм та 0,2 мм відповідно.

**Отримані результати.** На рис. 2 показано зміну градієнта температурного поля в різці зі зміною швидкості різання від близької 0 до 1 м/с.

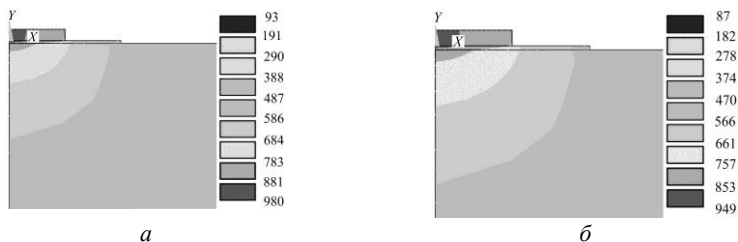


Рисунок 2 – Зміна градієнта температури в різальному інструменті при швидкості різання:

$a - v$  близька 0;  $b - v = 1,0$  м/с

Як видно, збільшення швидкості різання приведе до зниження температурного градієнта, що пов'язано зі зменшенням коефіцієнта тертя, а також сили різання.

На рис. 3, *а* показані залежності температури від координати вздовж осі *Y* в позитивному напрямку від точки 0 (рис. 1, *а*) для покриттів з теплопровідністю  $\lambda = 5, 15, 30, 60$  Вт/мК.

Перегини графіків відповідають точкам переходу від стружки до покриття і від покриття до основи. На цих ділянках відбувається падіння температури обумовлене теплопровідністю покриття.

Можна відмітити яскраво виражене падіння температури в інструменті в тому випадку, коли коефіцієнт теплопровідності покриття становить 5 Вт/мК. При коефіцієнті теплопровідності покриття  $\lambda = 60$  Вт/мК такий ефект майже не спостерігається. Також відзначимо більш високу температуру на поверхні покриття з теплопровідністю  $\lambda = 5$  Вт/мК при інших рівних умовах – 900 і 833 °С відповідно. Величини падіння температури в покритті в залежності від його теплопровідності і максимальної контактної температури показані на рис. 3, *б*.

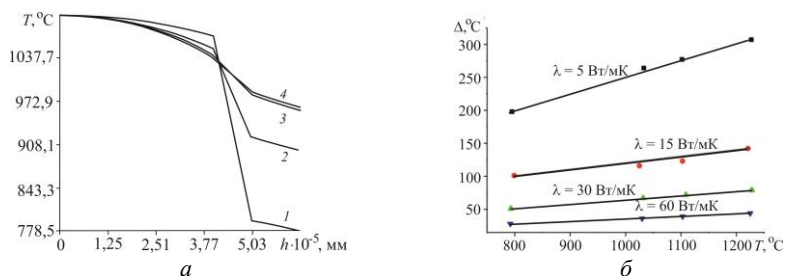


Рисунок 3 – Зміна градієнта температури в інструменті із покриттям в залежності від його теплопровідності (*а*) ( 1 – 5 Вт/мК; 2 – 15 Вт/мК; 3 – 30 Вт/мК; 4 – 60 Вт/мК), вплив коефіцієнта теплопровідності покриття і температури різання на різницю температур в точках, розташованих на покритті і на поверхні розділу системи «основа з ПКНБ – покриття» (*б*)

Потрібно відмітити, що при характерних для твердого точіння умовах обробки, температура різання інструментом з ПКНБ складає звичайно 900–1200 °С [6].

Для даних температур, теплозахисні властивості, що зумовлюють зниження теплового навантаження в діапазоні 100–300 °С в основі інструменту з ПКНБ, забезпечується тільки покриттям з теплопровідністю  $\lambda = 5\text{--}15$  Вт/мК (рис. 3, *б*). У разі, якщо коефіцієнт теплопровідності покриття вище (15 Вт/мК), такий матеріал здійснює мінімальний вплив на температуру

на поверхні розділу системи «основа з ПКНБ – покриття», не дивлячись на те, що величина теплопровідності композиту ПКНБ набагато більша.

**Висновок.** Захисне покриття має суттєвий вплив на градієнт температури в різальному інструменті з надтвердого композиту ПКНБ в тому випадку, коли коефіцієнт теплопровідності покриття не перевищує 15 Вт/мК. Такі покриття обумовлюють зниження температури на поверхні розділу системи «основа з ПКНБ – покриття» при точінні загартованої сталі на 100-300 °С. Збільшення теплопровідності покриття зніжує його теплозахисний ефект по відношенню до матеріалу основи різального інструменту.

**References:** 1. *Novikov N. V., Klimenko S. A.* Instrumental'noe obespechenie progressa mehanobrobtki v mashinostroenii. *Tehnologicheskie sustemy*, 2010, no. 1(50), pp. 69–74; 2. *Coelho R. T., Ng E.-G., Elbestawi M. A.* Tool wear when turning hardened AISI 4340 with coated PCBN tools using finishing cutting conditions. *Inter. J. of Machine Tools and Manufacture*, 2007, 47(2), pp. 263–272; 3. *Rech J., Kusiak A., Battaglia J. L.* Tribological and thermal functions of cutting tool coatings. *Surf. and Coat. Technol.*, 2004, 186(3), pp. 364–371; 4. *Verestchaka A. S., Verestchaka A. A.* Nekotorye metodologicheskie printcipy sozdaniya funktsional'nyh pokrytii dlja rezhutshchego instrumenta. *Suchasni tehnologii v mashinibuduvanni*. Kharkiv, 2010, vyp. 4, pp. 97–122; 5. *Novikov N.V., Klimenko S.A. (eds.)* Instrumenty iz sverhtverdyh materialov. – Moskow, Mashinostroyeniye Publ., 2014, 608 p.; 6. *Klimenko S. A. (ed.)*. Vysokoproizvoditel'naya chistovaya lezviynaya obrabotka detaley iz staley vysokoy tverdoshti. – Kyiv, ISM im. V. N. Bakulya NAN Ukrainy Publ., 2018, 304 p.

Andriy Manokhin, Sergiy Klymenko, Kyiv, Ukraine

## THE INFLUENCE OF COOLING CONDUCTIVITY ON THE CHANGE OF TEMPERATURE GRADIENT IN THE PCBN TOOL

**Abstract.** *A model analysis of the effect of thermal conductivity of the TiAlN protective coating on the temperature gradient in a tool equipped with a super-rigid kaborite composite was performed in the processing of hardened steel. The finite element method solved a two-dimensional linear non-stationary problem of thermal conductivity with boundary conditions of the 3rd kind. At the control points on the support part of the tool as the limit conditions to take the temperatures determined when turning hardened steel with a cutting speed of 1.3 m/s. Given the presence of a gradient of material velocities, the chip model is divided into layers with different speeds. The amount of shrinkage of the chips is taken 2, which corresponds to the chip speed  $v_c = 0.65$  m/s. The movement of the chips along the contact surface of the tool was simulated taking into account the mass transfer in the region where the elements were specified. It is shown that increasing the cutting speed leads to a decrease in the temperature gradient in the tool, which is associated with a decrease in the friction coefficient, as well as the cutting force. The magnitude of the temperature drop in the coating depends on its thermal conductivity and the maximum temperature on the contact surface of the tool. It was found that the protective coating has a significant effect on the temperature gradient in the cutting tool of the superhard PcBN composite in the case when its coefficient of thermal conductivity of the coating does not exceed 15 W/mK. Such coatings cause a decrease in the surface temperature of the section of the system «basis of PcBN coating» when turning hardened steel at 100–300 °C. If the coefficient of thermal conductivity of the coating is higher than 15 W/mK, it has a minimal effect on the temperature on the surface of the section of the system «basis of PcBN coating», despite the fact that the value of thermal conductivity of the composite PcBN much more.*

**Keywords:** *thermal field; superhard composite; protective coating; thermo protective effect; cutting tool.*

Є. Мироненко, С. Міранцов, В. Гузенко,  
Д. Гузенко, Краматорськ, Україна

## **ПРОГРАМНО-МАТЕМАТИЧНИЙ КОМПЛЕКС ДЛЯ БАГАТОКРИТЕРІАЛЬНОЇ ОПТИМІЗАЦІЇ ПАРАМЕТРІВ ТОКАРНОЇ ОБРОБКИ НА ВАЖКИХ ВЕРСТАТАХ**

**Анотація.** *В роботі розглянуті питання створення програмно-математичного комплексу (ПМК) для багатокритеріальної оптимізації. Одним з найбільш перспективних напрямків підвищення ефективності процесів механічної обробки є застосування різальних інструментів зі зносостійкими покриттями, які знаходять усе більшого застосування для напівчистої та для чорнової токарної обробки деталей важкого машинобудування.*

*Для підвищення ефективності токарної обробки на важких токарних верстатах розроблено програмно-математичний комплекс для багатокритеріальної оптимізації параметрів технологічного процесу й технологічної системи важких токарних верстатів. ПМК дозволяє виконувати настроювання значень цільових функцій оптимізації, параметрів створюваних нейронних мереж, генетичного алгоритму. Для виконання задачі багатокритеріальної оптимізації параметрів технологічного процесу механічної обробки в ПМК закладена можливість завдання параметрів інструмента (різальних пластин), з наступним формуванням і нагромадженням бази інструменту, завдання параметрів оброблюваної деталі: завдання матеріалу й зусиль різання. Також для різних параметрів технологічного переходу передбачена можливість сформувати таблицю нормативних параметрів, по якій буде зроблено навчання нейронної мережі.*

**Ключові слова:** *важкі токарні верстати; технологічний процес; технологічна система; інструмент; режим різання; багатокритеріальна оптимізація; програмно-математичний комплекс; алгоритм; цільова функція; штучний інтелект; нейронна мережа.*

**Вступ.** Токарна обробка валків прокатних станів характеризується значною питомою часткою часу в загальній трудомісткості виготовлення валків. У зв'язку із цим підвищення ефективності токарної обробки прокатних валків є актуальним і важливим науково-практичним завданням, що постає перед підприємствами-виробниками прокатного устаткування. У ході технічного переоснащення виробництва прокатних валків на провідних підприємствах галузі повною мірою проявляється проблема ефективного інструментального забезпечення токарної обробки. Зокрема, при токарній обробці сталевих прокатних валків усе частіше застосовуються токарні різці із твердосплавними різальними пластинами зі зносостійкими покриттями виробництва провідних світових фірм-виробників інструменту. Особливості технологічного процесу виготовлення прокатних валків найчастіше вимагають використання таких різців не тільки на чистових токарних операціях, але й на операціях напівчистої обробки. У зв'язку із зазначеними причинами вивчення й

наукове обґрунтування можливостей ефективної напівчистої токарної обробки сталевих валків прокатних станів різцями із твердосплавними різальними пластинами зі зносостійкими покриттями різного складу має велике практичне значення для підприємств галузі. При цьому розв'язання проблеми підвищення ефективності напівчистої токарної обробки прокатних валків повинно носити комплексний характер і включати забезпечення високих показників стійкості різців і технологічних характеристик деталей, а також високих показників енергоефективності процесу обробки.

Валки прокатних станів з великими діаметрами бочки валка є характерними деталями важкого машинобудування.

Приклади характеристик деяких сталевих валків прокатних станів виробництва ПАТ НКМЗ (м. Краматорськ, Україна) з великими діаметрами бочки валка наведені в табл. 1 [1].

Таблиця 1 – Характеристики деяких валків прокатних станів виробництва ПАТ НКМЗ (м. Краматорськ) [1]

Габаритні розміри валків (діаметр бочки×довжина бочки×довжина деталі), мм	Маса валків, т	Матеріал валків	Твердість бочки й 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 й 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 і шийок від 0,02 мм до 0,005 мм	Від <i>Ra</i> 3,2 мкм до <i>Ra</i> 0,4 мкм

У структурі технологічних процесів виготовлення подібних деталей переважає токарна обробка, яка виконується на важких токарних верстатах, причому близько 70 % часу витрачається на точіння зовнішніх циліндричних поверхонь [2].

Одним з найбільш перспективних напрямків підвищення ефективності процесів механічної обробки є застосування різальних інструментів зі зносостійкими покриттями [3–8], які знаходять усе більшого застосування й для напівчистої, і навіть для чорної токарної обробки деталей важкого машинобудування, у тому числі прокатних валків з великими діаметрами бочки валка, що вимагає у свою чергу

багатокритеріальної оптимізації параметрів технологічного процесу й параметрів технологічних систем важких токарних верстатів.

**Основна частина.** Для підвищення ефективності токарної обробки на важких токарних верстатах розроблений програмно-математичний комплекс (ПМК) для багатокритеріальної оптимізації параметрів технологічного процесу й технологічної системи важких токарних верстатів.

В ході аналізу предметної області багатокритеріальної оптимізації параметрів технологічного процесу механічної обробки, із застосуванням методів штучного інтелекту, для розробки ПМК з метою визначення оптимальних режимів різання була визначена доцільність застосування шаблону проектування «Стратегія» (англ. Strategy) [9].

Вибір шаблону «Стратегія» обумовлений потенційною розширюваністю ПМК для визначення оптимальних режимів різання. Завдання розширюваності, яке вирішує даний шаблон, можна визначити як необхідність введення додаткових методів оптимізації в кінцевий програмний продукт.

У рамках предметної області алгоритм оптимізації буде здійснювати роботу безпосередньо з генетичними методами й нейронною мережею [10]. При додаванні нових методів або підходів буде можливість легко додати новий алгоритм виконання оптимізації.

Розроблена на основі шаблону проектування «Стратегія» діаграма класів ПМК для визначення оптимальних режимів різання представлена на рис. 1. Табличний опис представлено в табл. 2.

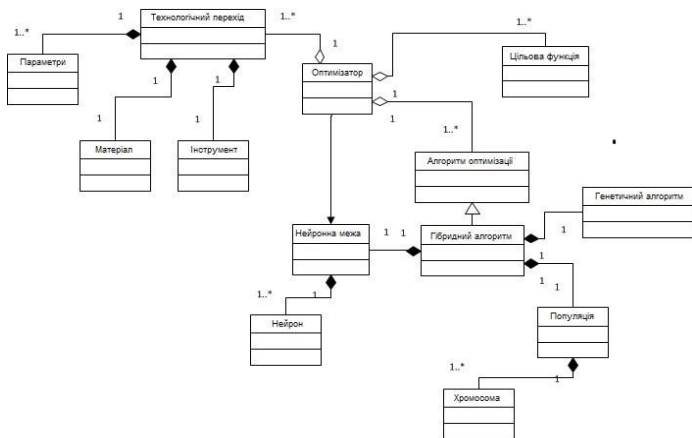


Рисунок 1 – Діаграма класів ПМК для визначення оптимальних режимів різання



Таблиця 2 – Опис діаграми класів для програмного комплексу по оптимізації параметрів технологічного процесу механічної обробки з використанням методів штучного інтелекту

Найменування класу	Обов'язки класу
Оптимізатор	Клас-контролер. Відповідає за виконання послідовності оптимізації й інші функції системи
Цільова функція	Містить цільову функцію, її параметри й методи реалізації
Технологічний перехід	Містить параметри оброблюваної деталі, параметри устаткування, на якому виконується обробка, параметри інструменту
Інструмент	Містить параметри інструменту, яким виконується обробка деталі
Матеріал	Містить параметри матеріалу, з якого виконана оброблювана деталь
Параметри	Містить різні параметри технологічного переходу: глибина різання, довжина оброблюваної поверхні, діаметр оброблюваної поверхні
Алгоритм оптимізації	Абстрактний клас, що реалізує шаблон проектування «Стратегія». Містить алгоритми виконання оптимізації
Гібридний алгоритм	Конкретна реалізація алгоритму оптимізації режимів різання, заснована на взаємодії генетичного алгоритму й нейронної мережі
Нейронна мережа	Виконує фільтрацію хромосом, що поступають, на адекватність. Виконує самонавчання на підставі навчальної вибірки, завантаженої з таблиці параметрів
Нейрон	Складений елемент нейронної мережі. Містить значення вагових коефіцієнтів
Генетичний алгоритм	Виконує створення й перетворення популяцій
Популяція	Клас-контейнер, що містить у собі хромосоми. Використовується для зручної передачі безлічі хромосом між етапами оптимізації
Хромосома	Клас-контейнер, що містить значення генів-параметрів

Для виконання задачі багатокритеріальної оптимізації параметрів технологічного процесу механічної обробки в ПМК закладена можливість визначення параметрів інструменту (ріжучих пластин), з наступним формуванням і наповненням бази інструмента, завдання параметрів оброблюваної деталі: матеріалу й зусиль різання. Також для різних параметрів технологічного переходу передбачена можливість сформувати таблицю нормативних параметрів, по якій буде зроблене навчання

нейронної мережі. Графічний інтерфейс завдання параметрів матеріалу показано на рис. 2.

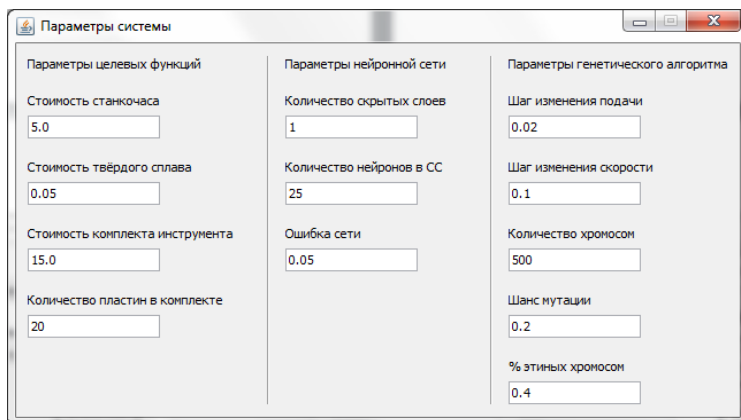


Рисунок 2 – Графічний інтерфейс налаштувань ПМК для багатокритеріальної оптимізації

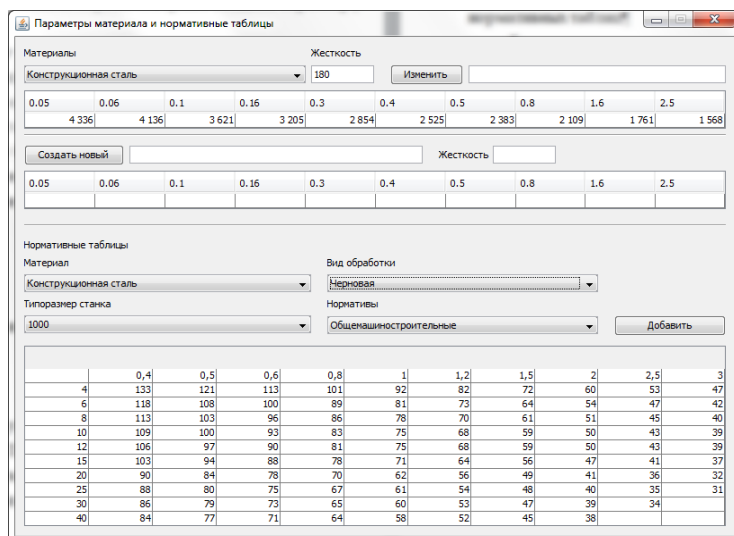


Рисунок 3 – Графічний інтерфейс завдання параметрів матеріалу й нормативних таблиць

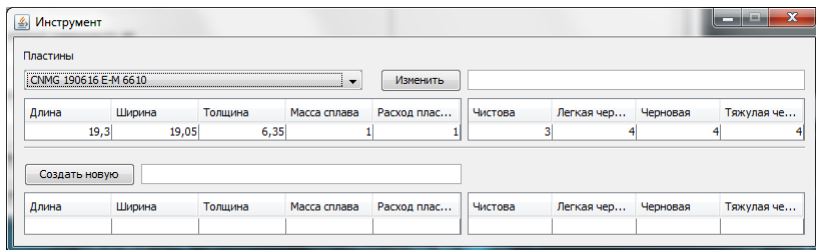


Рисунок 4 – Графічний інтерфейс завдання параметрів пластин

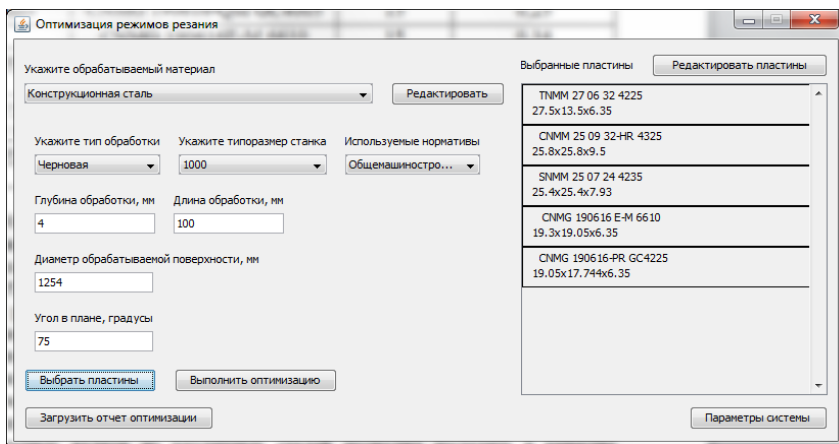


Рисунок 5 – Графічний інтерфейс вікна оптимізації

Для виконання самої задачі оптимізації реалізована можливість завдання параметрів технологічного переходу. Для переходу будуть автоматично обрані найбільш раціональні інструменти з бази.

В якості результату оптимізації надаються графіки, що містять значення цільових функцій оптимізації й інструмент, для якого проводилися розрахунки. Також відображається інформація про оптимальні режими різання, отримані у ході оптимізації. Приклад результату оптимізації представлений на рис. 6.

Використовуючи результати роботи ПМК для автоматизації процесу отримання моделей й багатокритеріальної оптимізації можна робити висновки про подальшу доцільність використання інструменту для виконання механічної обробки. Також результати допомагають визначити технологічні ніші використання інструменту та, можливо, внести

корективи у вже існуючі технологічні процеси механічної обробки.

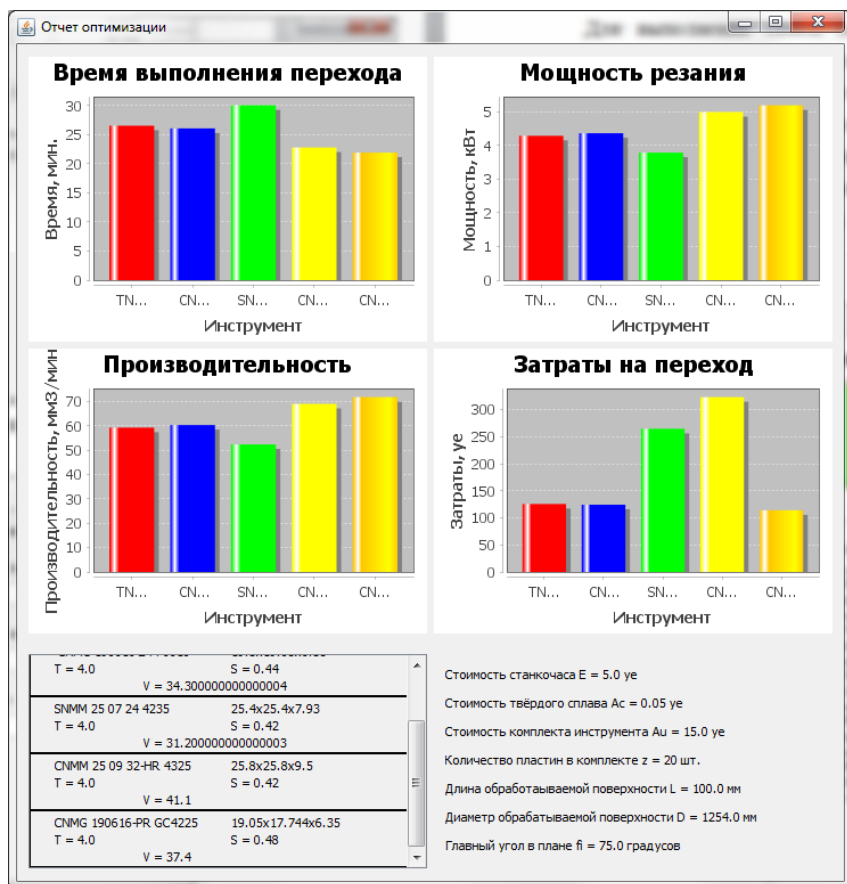


Рисунок 6 – Графічний інтерфейс результатів оптимізації

Результати оптимізації зберігаються у двох форматах:

- формат, що дозволяє повторно переглянути результати проведеної оптимізації безпосередньо в ПМК для автоматизації процесу отримання моделей й багатокритеріальної оптимізації без повторного проведення процесу оптимізації;
- текстовий файл, що містить інформацію про проведену оптимізацію для подальшого парсингу та використання у сторонніх додатках.

## **Висновки**

1. На підставі проведених досліджень систематизовані й проаналізовані результати проведених на базі ПАТ НКМЗ стійкісних випробувань токарних різців із твердосплавними різальними пластинами зі зносостійкими покриттями різних фірм-виробників при напівчистовій обробці валків прокатних станів з великими діаметрами бочки валка з метою подальшого формування комплексу рекомендацій з ефективного використання цих твердих сплавів у зазначеній області.

2. Розроблений програмно-математичний комплекс (ПМК) для автоматизації процесу отримання моделей й багатокритеріальної оптимізації. ПМК дозволяє виконувати настроювання значень цільових функцій оптимізації, параметрів створюваних нейронних мереж, генетичного алгоритму.

3. Для виконання задачі багатокритеріальної оптимізації параметрів технологічного процесу механічної обробки в ПМК закладена можливість завдання параметрів інструменту (різальних пластин), з наступним формуванням і наповненням бази інструмента, завдання параметрів оброблюваної деталі: завдання матеріалу й зусиль різання. Також для різних параметрів технологічного переходу передбачена можливість сформуванню таблицю нормативних параметрів, по якій буде зроблене навчання нейронної мережі.

4. Виконана багатокритеріальна оптимізація параметрів технологічного процесу й параметрів технологічної системи важких токарних верстатів при обробці валків прокатних станів.

**References:** 1. *Mironenko, E. V.* Obschaya struktura matematicheskoy modeli dlya opredeleniya energoeffektivnykh tehnologicheskikh parametrov tokarnoy obrabotki detaley tyazhelogo mashinostroeniya / E. V. Mironenko, G. P. Klimenko, V. V. Kalinichenko // *Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah : Mezhdunar. nauch.-tehn. sb. – Kharkiv : NTU «KhPI», 2015. – Vyip. 85. – pp. 202–210.* 2. *Mironenko, E. V.* Nauchnyie osnovyie sozdaniya sistem agregatno-modulnykh instrumentov dlya tyazhelykh tokarnykh stankov : dis. ... d-ra tehn. nauk : 05.03.01. / E. V. Mironenko ; Donbasskaya gos. mashinostroitelnaya akademiya. – Kramatorsk, 2003. – 417 p. 3. *Vereschaka, A. A.* Rezhushchie instrumenty i modifitsiruyuschimi iznosostoykimi kompleksami / A. A. Vereschaka, A. S. Vereschaka, M. I. Sedyih. – M. : MGТУ «Stankin», 2014. – 195 p. – ISBN 978-5-702S-0712-6. 4. *Vereschaka, A. A.* Funktsionalnyie pokryitiya dlya rezhushchikh instrumentov / A. A. Vereschaka // *Vestnik Bryanskogo gosudarstvennogo tehnikeskogo universiteta. – 2015. – # 4 (48). – pp. 25–39.* 5. *Vereschaka, A. S.* Metodologicheskie printsipy sozdaniya funktsionalnykh pokryitii dlya rezhushchego instrumenta / A. S. Vereschaka, S. N. Grigorev, V. P. Tabakov // *Uprochnyayushchie tehnologii i pokryitiya. – 2013. – # 3. – pp. 18–39.* 6. *Tabakov, V. P.* Formirovanie iznosostoykikh ionno-plazmennyykh pokryitiiy rezhushchego

instrumenta / V. P. Tabakov. – Moscow : Mashinostroenie, 2008. – 311 p. 8. *Matsevityiy, V. M. Pokryitiya dlya rezhuschih instrumentov / V. M. Matsevityiy. – H. :Vischashk. Izd-vo pri Khark. un-te, 1987. – 128 p. 7. Kostyuk, G. I. Effektivniy rezhuschiy instrument s pokrytiem i uprochnennim sloem : spravochnik / G. I. Kostyuk. – Kyiv. : Antikva, 2003. – 412 p. – ISBN 966-8105-21-4. 8. Solovjev, V. V. Primenenie plastin s pokrytiami pri chernovom tochenii na tyazhelyih tokarnyih stankah / V. V. Solovev, E. V. Mironenko, V. S. Guzenko // Vestnik Rossiyskogo universiteta druzhby narodov. Seriya: Inzhenernyie issledovaniya. – # 3. – 2010. – pp. 54–59. 9. Shallouey, Alan. Shablonyi proektirovaniya. Novyyi podhod k ob'ektno-orientirovannomu analizu i proektirovaniyu: Per. s angl. / Alan Shallouey, Dzheym R. Trott – M.: Izdatelskiy dom «Vilyams», 2002. – 288 p. 10. Saymon Haykin. Neyronnyie seti: polnyi kurs, 2-e izdanie. – Per. s angl. – M.: Izdatelskiy dom «Vilyams», 2006. – 1104 p.*

Yevhenii Myronenko, Serhii Mirantsov, Vitalii Huzenko,  
Denys Huzenko, Kramatorsk, Ukraine

## **SOFTWARE AND MATHEMATICAL COMPLEX FOR MULTICRITERIAL OPTIMIZATION OF TURNING PARAMETERS ON HEAVY MACHINES**

**Abstract.** *The issues of creation of a software-mathematical complex (SMC) for multicriteria optimization are considered in the work. One of the most promising ways to increase the efficiency of machining processes is the use of cutting tools with wear-resistant coatings, which are increasingly applied for semi-finishing and rough turning of heavy machinery parts.*

*Objective: to increase the efficiency of machining processes on heavy lathes due to multicriteria optimization of the parameters of the rough turning process and the parameters of the technological system. Object of study: the machining processes on heavy lathes for parts such as bodies of revolution weighing up to 20 tons. Subject of study: the relationship between the efficiency of rough turning operations on heavy lathes and the geometric and design parameters of the cutting tool.*

*To increase the efficiency of turning on heavy lathes, a software and mathematical complex for multicriteria optimization of the technological process parameters and technological system of heavy lathes has been developed. SMC allows to adjust the values of the target optimization functions, as well as the parameters of generated neural networks and the genetic algorithm. To perform the task of multicriteria optimization of the parameters of the technological process of machining in SMC there is a possibility of setting the parameters of the tool (cutting plates), followed by formation and accumulation of the tool base and setting the parameters of the workpiece: specification of the material and of the cutting effort. Also for various parameters of technological transition a possibility to form the table of normative parameters is provided, by which training of a neural network will be made.*

**Keywords:** *heavy lathes, technological process, technological system, tool, cutting mode, multicriteria optimization, software-mathematical complex, algorithm, target function, artificial intelligence, neural network.*

А. Міцик, В. Федорович, А. Грабченко, Харків, Україна

## **МЕХАНО-ФІЗИКО-ХІМІЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ РУЙНУВАННЯ ПОВЕРХНІ ДЕТАЛІ У ВІЛЬНОМУ АБРАЗИВНОМУ СЕРЕДОВИЩІ**

**Анотація.** Представлено аналіз явищ в зоні зіткнення гранул робочого середовища з поверхнею деталей. Відзначено, що гранули абразиву, які виступають зі зв'язки зернами, проникають в оброблювану поверхню деталі. Зазначено, що контакт абразивної гранули з поверхнею деталі здійснюється в межах площадок малої величини, які визначаються силою зіткнення, кількістю і станом активних зерен, рівнем їх закріплення, розмірами та фізико-механічними властивостями матеріалу деталі. Розглянуто поведінку одиначної гранули, що переміщується відносно оброблюваної деталі. Виділено основні види впливу абразивного зерна на оброблювану поверхню. Встановлено параметри режиму обробки, які визначають характер фізико-механічних процесів взаємодії одиначної гранули й оброблюваної деталі. Розглянуто відмінності методу віброабразивної обробки від відомих оздоблювально-зачищувальних методів. Наведено механізми руйнування матеріалу деталі та представлені етапи механо-фізико-хімічного моделювання процесу віброабразивної обробки.

**Ключові слова:** абразивні гранули; оброблювана поверхня; різання; пластичне деформування; тертя; сліди обробки; руйнування матеріалу.

Аналіз явищ в зоні зіткнення гранул робочого середовища з поверхнею оброблюваної деталі показує, що під дією коливань відбувається ударний контакт абразивної гранули з поверхнею деталі. При цьому гранули абразиву, які виступають зі зв'язки зернами, проникають в оброблювану поверхню деталі [1].

Гранули робочого середовища відрізняються станом активних зерен, шорсткістю, формою, розмірами, місцем розташування в резервуарі віброверстата. Внаслідок чого на характер механічного контакту гранул з оброблюваною поверхнею впливають різні за величиною нормальні сили  $F_i/N$ , де  $N$  – число зерен, що контактують.

Кожне з зерен, що контактують, гранул середовища до певної зміни свого становища, щодо сусідніх гранул, здатне розвивати деяку силу  $\tau_i/N$ , спрямовану паралельно оброблюваній поверхні (рис. 1).

Контакт абразивної гранули з оброблюваною поверхнею здійснюється в межах площадок малої величини, які визначаються силою зіткнення  $F$ , кількістю і станом активних зерен, рівнем їх закріплення, розмірами, а також фізико-механічними властивостями матеріалу деталі.

Розглядаючи одиначну гранулу, що переміщується відносно оброблюваної поверхні деталі, можна відзначити, що її профіль

складається з зерен, які здійснюють мікрорізання, пластичне і пружне деформування, а також зерен, які не беруть участі в роботі. В результаті зіткнення абразивної гранули з поверхнею деталі під її вплив потрапляють всі шари оброблюваного матеріалу, розташовані в зоні активних зерен гранули. Характер впливу абразивних зерен на метал залежить від геометричних параметрів їх вершин і робочого контуру гранули в цілому. Залежно від орієнтації різальних кромek абразивних зерен щодо твірної гранули мають місце три основних види впливу абразивного зерна на оброблювану поверхню, тобто різання, пластичне деформування і тертя.

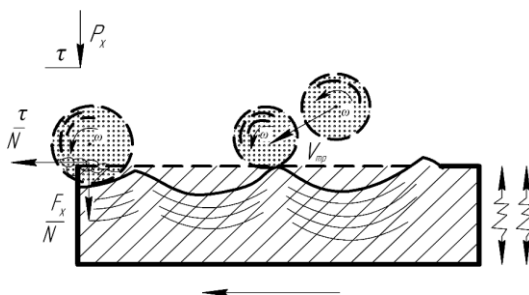


Рисунок 1 – Схема взаємодії абразивної гранули вільного середовища з оброблюваною поверхнею деталі

При цьому кожне абразивне зерно з плином часу в процесі обробки може спочатку виконувати тільки тертя, потім пластичне деформування і нарешті здійснювати різання. Таке чергування роботи, що здійснюється абразивними зернами гранули, пов'язано з характером переміщення її по поверхні оброблюваної деталі. Швидкісне відеознімання одиничних слідів обробки показало, що гранули залишають на контактній поверхні складні по контурах сліди обробки, які відрізняються по глибині та розташуванню на поверхні. Глибина сліду змінюється в напрямку руху гранули та визначається швидкістю її переміщення, а також силою і частотою проникнення в матеріал деталі за час контакту й іншими факторами [2].

При віброабразивній обробці відбувається взаємодія двох робочих поверхонь, а саме поверхонь одиничної гранули та оброблюваної деталі. Характер фізико-механічних процесів взаємодії визначається властивостями різальних зерен, розмірами, формою, їх кількістю і розташуванням на поверхні гранул. Крім того, враховується характеристика оброблюваного матеріалу і його властивості, схильність



до схоплювання, здатність до окислення і властивості окисних плівок, зносостійкість до окислення та інші параметри взаємодії, які залежать від технологічного режиму обробки.

Процес віброабразивної обробки залежить від характеру локального контакту робочих зерен абразивної гранули з тонким поверхневим шаром оброблюваної деталі. Прі контактуванні деталей з абразивними гранулами, що коливаються й переміщуються по оброблюваних поверхнях відбувається їх взаємне інтенсивне руйнування, тобто протікає процес підробітки. Характер динамічних навантажень в зоні контакту гранул робочого середовища і деталей відрізняє метод віброабразивної обробки від інших відомих методів оздоблювально-зачищувальної обробки. Ці відмінності наступні:

- навантаження зерен абразивних гранул відрізняється рівномірністю, а глибина проникнення кожного з них стабільністю;
- внаслідок переривчастості взаємодії з поверхнею деталей забезпечується чергування деформуючих і різальних зерен;
- наявність коливань забезпечує зменшення сил тертя на контактних поверхнях технологічної системи «гранула – деталь»;
- завдяки невеликим розмірам абразивна гранула надійно просочується хімічно-активним розчином і забезпечує його подачу в зону взаємного контакту з оброблюваною поверхнею;
- забезпечується зниження сил мікрорізання і контактної температури.

Більшість з перерахованих відмінностей обумовлюється характерним для віброабразивної обробки процесом саморегулювання, який дозволяє рухомим гранулам з проникними в поверхню металу зернами займати оптимальне положення і рівномірно наносити на поверхню елементарні сліди обробки, зміщені відносно один одного. При цьому створюються умови утворення однорідного поверхневого шару, а також усувається можливість виникнення грубих слідів руйнування. У точках фактичного контакту тіл виникає складний спектр напруг, відбувається мікрорізання, пружнопластичне деформування зі значним збільшенням щільності дислокацій і утворенням активних дислокаційно-вакансійних центрів [3].

З огляду на специфічні закономірності віброабразивної обробки, зазначені відмінності поширюються досить рівномірно по всій поверхні деталі. Під дією абразивних гранул, що коливаються, виникає рівномірний шар пластично деформованого активного металу. Пластично деформований шар металу вступає у взаємодію з компонентами навколишнього середовища, тобто з киснем повітря і хімічно-активними

розчинами. Пластично деформований метал абсорбує на своїх поверхнях активні компоненти середовища та інтенсивно вступає з ними в реакцію.

Хімічна абсорбція на поверхні деформованого металу протікає з інтенсивністю на порядок вище, ніж на поверхнях, що знаходяться в стані рівноваги. Аналогічна картина спостерігається і на поверхнях, підданих мікрорізанню.

Електронно-мікроскопічні дослідження показують наявність утворення адгезійних плям і окисних плівок на площадках контакту. Це свідчить про те, що в даному процесі також, як і при шліфуванні, поліруванні, доведенні відбувається безперервне оголення ювенільних поверхонь [4, 5].

Якщо розглядати ці відмінності з позиції фізико-хімічної механіки обробки матеріалів, то атоми ювенільної поверхні, володіючи високою активністю можуть вступати у взаємодію з навколишнім середовищем [1]. Взаємодія активних ювенільних поверхонь, пластично деформованих об'ємів металу з агресивними компонентами робочого середовища призводить до утворення вторинних ослаблених структур на їх поверхнях [6]. Товщина шару вторинних структур в залежності від умов їх утворення знаходиться в межах 0,05 ... 0,08 мкм. Подальший контакт поверхні, покритої ослабленими вторинними структурами абразивними гранулами, що коливаються, призводить до їх руйнування внаслідок крихкості, меншої міцності та зв'язку з основним металом. При цьому на поверхні оброблюваної деталі спостерігається тонкий, рівномірно розподілений, шар зруйнованих частинок основного металу, що нагадує ущільнену масу дрібноподріблених частинок. Зазначений шар покриває всю поверхню оброблюваної деталі, приховуючи від спостереження границю зерен.

Прилипання до обробленої поверхні раніше роздроблених частинок вказує на наявність явища схоплювання, яке виникає при зіткненні ювенільних поверхонь. Це явище протікає в малі проміжки часу  $1,0 \dots 2 \cdot 10^{-2}$  с, коли оголені поверхні диспергованого металу не встигають вступати у взаємодію з навколишнім середовищем. Явище схоплювання також може служити причиною руйнування поверхневого шару оброблюваної деталі.

Тонкодисперсні частинки металу внаслідок тяжіння електричного поля схоплюються уздовж границі зіткнення з поверхнею металу, тому, що це тяжіння в місцях контакту наближається за величиною до міжатомних сил зчеплення. При подальшій обробці сколювання такої частки може відбутися не на границі дотику, а по основному металу. В окремих випадках ці частинки ущільнюються ударами гранул і набувають матовий відтінок при їх візуальному розгляді.

У загальному вигляді фізичний мікро- і субмікрорельєф утворюється в результаті наявності гладких шорсткуватих ділянок з плівками оксидів, що утворилися при руйнуванні плівки й налиплих при схоплюванні з поверхнею частинок металу.

Слід зазначити й особливість протікання процесу за часом. Відзначається [7], що руйнування матеріалу починається лише після закінчення деякого періоду. Протягом цього часу протікають підготовчі процеси, тобто утворення слідів обробки, наклепу поверхні, виникнення мікротріщин і ін. Тривалість періоду залежить від фізико-механічних властивостей матеріалу та умов обробки.

У зв'язку з наявністю явищ багаторазового пружнопластичного деформування і передеформування елементарних ділянок оброблюваної поверхні, поряд з процесом прямого руйнування при одноразовому зіткненні, проявляється процес багаточиклового пластичного деформування і руйнування.

Процеси мікрорізання, пружнопластичного деформування, активації поверхневого шару металу, утворення і руйнування вторинних структур, полідеформаційного руйнування повторюються з частотою зіткнення гранул середовища з робочою поверхнею. Наведений аналіз механізму руйнування матеріалу деталей гранулами робочого середовища при віброобразивній обробці дозволяє побудувати наступну механо-фізико-хімічну модель процесу руйнування поверхні деталі. Вона складається з етапів:

1. Ударний механічний контакт, на якому відбуваються пружне, пластичне, пружнопластичне деформування і руйнування поверхневого шару з видаленням частинок металу.

2. Утворення розпушеного шару активного металу.

3. Взаємодія активного шару металу з навколишнім середовищем, який характеризується утворенням ослаблених вторинних структур.

4. Руйнування вторинних структур наступними ударами гранул середовища.

5. Утворення специфічного субмікрорельєфу, що уявляє собою шар дрібноподріблених частинок, як з'єднаних між собою «містками» схоплювання своїми ювенільними поверхнями, так і пов'язаними з основним металом.

Таким чином, інтенсивність зняття металу при віброобразивній обробці залежить від інтенсивності механічного та хімічного впливу, а також здатності матеріалу деталі чинити опір дії зазначених процесів. У зв'язку з розглянутою моделью руйнування поверхневого шару оброблюваної деталі представляє інтерес визначення співвідношення кожного з перерахованих етапів процесу, частки участі кожного з них у загальній обробці. Встановлено, що орієнтовне співвідношення процесів

мікрорізання і пружнопластичного деформування орієнтовно становить 30 ... 35 і 70 ... 65 %.

**References:** 1. Babichev A.P. Osnovy vibratsionnoy tehnologii / A.P. Babichev, I.A. Babichev. – Rostov n/D: Izdatelskiy tsentr DGTU, 2008. – 694 p. 2. Kartashov I.N. Obrabotka detaley svobodnyimi abrazivami v vibriruyuschih rezervuarah / I.N. Kartashov, M.E. Shainskiy, V.A. Vlasov. – Kyiv: Vischa shkola, 1975. – 188 p. 3. Politov I.V. Vibratsionnaya obrabotka detaley mashin i priborov / I.V. Politov, M.A. Kuznetsov. – L.: Mashinostroenie, 1965. 4. Rebinder P.A. Vliyanie aktivnykh smazочно-ohlazhdayuschih zhidkostey na kachestvo poverhnosti pri obrabotke metallov rezaniem i davleniem. – Moscow: Izd-vo AN SSSR, 1946. – 432 p. 5. Babichev A.P. Primenenie vibratsionnykh tehnologiy na operatsiyah otdelочно-zachistnoy obrabotki detaley (ochistka, moyka, udalenie obloya i zausentsev, obrabotka kromok) / A.P. Babichev, P.D. Motrenko, L.K. Gillespi. Rostou-na-Donu: DGTU. – 2010. – 289 p. 6. Kostetskiy B.I. Trenie, smazka i iznos v mashinah / B.I. Kostetskiy. – Kyiv, 1970. 7. Babichev A.P. Vibratsionnyye stanki dlya obrabotki detaley / A.P. Babichev, V.B. Trunin, Yu.M. Samodumskiy, V.P. Ustinov. – Moscow: Mashinostroenie, 1984. – 168 p.

Andrii Mitsyk, Volodymyr Fedorovich, Anatoly Grabchenko,  
Kharkiv, Ukraine

## MECHANO-PHYSICO-CHEMICAL MODELING OF THE PROCESS OF DESTRUCTION OF THE PART SURFACE IN A FREE ABRASIVE MEDIUM

**Abstract.** *The analysis of the phenomena in the zone of collision of the working medium granules with the parts surface is presented. It is noted that the abrasive granules of are embedded in the processed part surface by the grains protruding from the bundle. It is indicated that the contact of the abrasive granule with the part surface carried out within small size areas, determined by the strength of the collision, the number and state of the active grains, their level of fixation, dimensions and physical and mechanical properties of the part material. The behavior of a single granule moving relative to the processed part is considered. The main types of abrasive grain action on the processed surface are highlighted, that is, cutting, plastic deformation and friction, it is noted that over time, abrasive grain can initially perform only friction, then plastic deformation, then cutting. It is established that such an alternation of the abrasive grains work is associated with the nature of the movement of the granules on the surface of the processed part. High-speed video recording of single processing traces showed that granules leave on contact surfaces the processing traces that are difficult to outline, differ in depth and location on the surface. It was determined that the track depth changes in the direction of granule movement and is calculated by the speed of its movement, as well as by the strength and frequency of penetration into the material of the part during contact. Electron microscopic studies show the presence of adhesive spots and oxide films at the contact sites. This confirms that in the process under consideration, as well as during grinding, polishing, and finishing, continuous exposure of juvenile surfaces occurs. It was established that the interaction of active juvenile surfaces and plastically deformed volumes of metal with aggressive components of the working medium leads to the formation of secondary weakened structures on their surface, the layer thickness of which is 0.05 ... 0.08 μm. The parameters of the processing mode that determine the nature of the physical and mechanical processes of interaction of the single granule and the processed part are established. The differences of the vibrating abrasive treatment method from the known finishing methods are considered. The mechanism of destruction of the part material is shown and the stages of mechanical and physicochemical modeling of the process of vibrating abrasive treatment are presented.*

**Keywords:** *abrasive granules; the processed surface; cutting; plastic deformation; friction; traces of processing; destruction of the material.*

A.W. Mgherony, B. Mikó, Á. Drégelyi-Kiss,  
Budapest, Hungary

## DESIGN OF EXPERIMENT IN INVESTIGATION REGARDING MILLING MACHINERY

**Abstract.** *Design of experiment (DOE) is a systematic method used to determine the relationships between independent factors and dependent variables. This information can be used either to get deep knowledge of the existing problems or to explore new processes. The DOE is important because it can give more details about the processes with the minimum usage of resources, materials and time. In this paper, four methods of design of experiment and their applications in the field of milling machines (full factorial, fractional factorial, Taguchi method and response surface methodology) are argued. The aim of this paper is to give a comprehensive overview and classification of the use of these methods and present the current trends in investigation of milling technology.*

**Keywords:** *DOE; full factorial design; fractional factorial design; Taguchi method; response surface methodology; milling technology.*

### 1 INTRODUCTION

Design of Experiments is a statistical methodology used for analysing the data obtained by given experiments as well as planning and conducting these experiments. In other words, Design of Experiments used for applying scientific studies of a process, product or system in a way that manipulates one or more independent variables to investigate their effects on one or more dependent variable [1].

By choosing the design of experiments well, the information obtained by these experiments can be maximized, which is the aim of Design of Experiments. In manufacturing, studying all the parameters and their effects on the output is not possible in all cases. The time and cost are the main factors in any industrial process. That makes using Design of Experiments a necessary to investigate the output parameter and obtain the needed manufacturing information with few but appropriate experiments [2].

The milling technology is one of the most often used cutting method in case of non-axial-symmetrical machine pare. In case of milling, the chip removal is done by a multi-edge rotational cutting tool, and because of the several variations of feed direction, different shape of surfaces can be produced from a simple slot of the complex free form surfaces. Several parameters define the machining performance, the technical and financial proprieties of the process. The milling technology is widely used in machining industry including automotive, aeroplane, and mould and die making.

This paper argues three methods of Design of Experiments (full factorial, fractional factorial, Taguchi method and response surface methodology) and their applications in investigations regarding milling machinery. The purpose of this work is to study and present the recent literature on this topic.

## **2 DESIGN OF EXPERIMENTS**

The first step to design the experiment is to define the objective. Choosing the key object helps to determine the outputs and inputs parameter, which the next step is. In the second step, it is important to define the levels of each factor. These factors can be divided into two groups: controllable factors, which can be adjusted easily during the experiment and play a key role in the process. Cutting speed, feed rate are two examples of these factors in the case milling technology. On the other hand, uncontrollable factors or noise factors are difficult to be controlled during the experiments, such as temperature and other environmental conditions. These factors could have a major effect on the product performance. From another point of view, these factors can be classified into two sets: quantitative factors which can be determined by specific number (e.g. depth of the cut, cutting speed, etc.). The second one is the qualitative factors such as kind of cutting tool [2][3].

Figure 1 depicts the factors and the output response of the process. Each factor has several levels. The number of levels depends on the purpose of the experiments, but it could be from 2 up to 5. On the other hand, the number of factors and their levels determine the Design of Experiments approach that should be used [2]. In the next chapters four approach of Design of Experiments will be discussed.

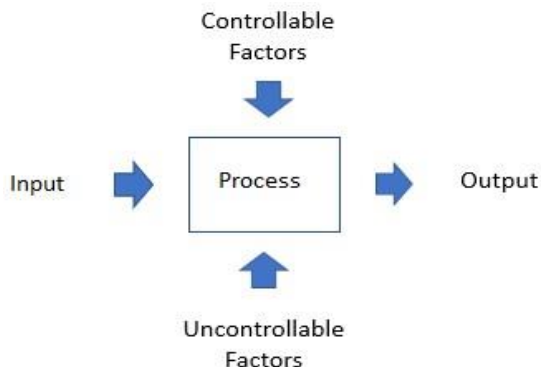


Figure 1 – Factors and output of process

### **2.1 Full factorial design**

In case of full factorial design method, all the factors and their interactions are investigated. The number of levels usually is 2 and rarely 3. If the number of level equals to 2, the linear effect of the factors should be investigated. In case of 3 or more, not only the linear effects but also the quadratic effects of each factor should be studied.

The number of the experiments that should be done is determined by  $n^k$ , where  $k$  is the number of the factors, and  $n$  the number of level of each factor. As an example, if we have three factors at two levels then the number of experiment is 8. In this case, all the possible combinations of the factors at all levels are investigated. Full factorial design is suitable for the number of the factors is less or equal to four [3].

Many researchers depend on this method to determine the most important inputs those have a remarkable effect on the output. Noorani, Farooque and Ioi [4] studied the effect of four factors: spindle speed, depth of cut, feed rate and tool size on the surface roughness of the aluminium alloy 6061, and they found that feed rate and tool size are highly responsible for surface roughness. The least surface roughness is when the spindle speed and depth of cut are adjusted to the highest level and the feed rate is low.

Investigating the tool life using the same material of work-piece, M. Kasim et al. [5] found that the highly responsible factor for tool life is the cutting speed, In a way that increasing of the cutting speed will decrease the tool life. Maximum life of 97 minutes can be obtained by when cutting speed is 115 *m/min*, feed rate is 0.15 *mm/tooth* and depth of cut is 0.5 *mm*.

A Multi objective optimization was done by Kiran and Kumar [6]. They found that the least total cost is  $Rs = 12.22$  and maximum tool life is 170.19 *min* and obtained when feed = 0.3 *mm/rev*, the cutting speed = 50 *m/min* and depth of cut = 0.3 *mm*.

Lakshmi and Subbaiah [7] studied the effect of the cutting speed, feed rate and depth of cut on surface roughness and they found that the feed has the main effect on surface roughness and then the cutting speed .Moreover, a multi objective optimization was conducted with the target of maximizing metal removal rate  $MRR$  and minimizing the surface roughness  $R_a$  the optimum

conditions were when feed  $800 \text{ mm/min}$ , speed  $160 \text{ m/min}$  and depth of cut  $0.5 \text{ mm}$ .

Using the same factors but spindle speed instead of cutting speed Shahrajabian and Farahnakian [8] investigated the effect the same factors on the surface roughness and machining forces on CFRPs, the results were as follows: By increasing the feed rate the surface roughness will increase, while it decreases with the spindle speed. By increasing the feed rate the machining force will increase, while it decreases with the spindle speed.

Similar results were founded by Abbas et al. [9] when they investigated the effect of the same factors on surface roughness of the high strength steel. Besides they conducted a multi objective optimization with the target of maximize metal removal rate and minimize the surface roughness  $R_a$ . The optimum parameters were: depth of cut  $1.0 \text{ mm}$ , spindle speed  $1250 \text{ rpm}$  and feed rate  $67 \text{ mm/min}$  with a composite desirability of 0.83, to give  $R_a = 0.15 \text{ }\mu\text{m}$  and  $MRR = 233 \text{ mm}^3/\text{min}$ .

Different results were found by Vipindas, Kuriachen and Mathew [10] when they did their experiments using  $0.5 \text{ mm}$  tool diameter, they found that depth of cut is the most significant factor on surface roughness followed by spindle speed and feed rate. Feed rate - spindle speed interaction has a significant effect, while the results were similar to other studies, when they used  $1 \text{ mm}$  tool diameter. However, for both tools, feed rate-spindle speed interaction has a significant effect on surface roughness. Vipindas et al. [10] studied the effect on top burr formation also and found that depth of cut is the most significant factor, on the other hand, the feed rate - depth of cut interaction is the most significant interaction.

For Deshmukh et al. [11] who studied material removal rate as well, the results were as follows: feed rate has the main effect over surface roughness, whereas the depth of cut is the most important factor in case of material removal rate. Material removal rate and surface roughness are proportional to each other. In their study, they found that the minimum surface roughness is  $R_a = 1.2 \text{ }\mu\text{m}$ , when feed rate  $250 \text{ m/min}$ , depth of cut  $0.2 \text{ mm}$  and spindle speed  $600 \text{ rpm}$ . Whereas maximum material removal  $29.214 \text{ mm}^3/\text{s}$  is when feed rate  $300 \text{ m/min}$ , depth of cut  $0.6 \text{ mm}$  and spindle speed  $800 \text{ rpm}$ . In addition, they found that the minimum time  $13.03 \text{ s}$  required for maximum material removal rate.



Bolar, Das and Joshi [12] investigated the effect of tool diameter, feed rate and axial and radial depth of cut on surface roughness. They found that:

- The best surface finish quality has been achieved by applying Lower values of feed rate, axial depth of cut and radial depth of cut with tool diameter of 8 mm.
- Tool diameter has a main effect on both surface roughness and cutting force.
- In cases of 4 mm diameter tool with high depth of cut and feed rate a tool breakage is noticed.

Mikó and Nagy [13] studied the effect of tool's corner radius as well as the feed rate and depth of cut over surface roughness and his results can be summarized as follows:

- The effect of the depth of cut and the feed rate are the same
- Higher feed has small effect on surface roughness but can improve the surface error a little bit.
- The higher depth of cut impairs both investigated input parameters.
- The larger tool corner radius decreases the surface roughness. But increases the surface error.

Table 1 is a summery to number of researches used full factorial design in their studies. In this table we can notice that the number of the input factors is three in eight studies only two studies have four in put factors. However, the number of the levels is not the same in all researches, some researches have 2 levels others have 3 levels only one study has 4 levels. From the Table 1 also, we can see the highest number of the needed experiments is  $3^4 = 81$ .

On the other hand, feed rate, depth of cut, spindle speed and cutting speed are the most important factors in the case of milling machine. Whereas the surface roughness  $R_a$  is the output in most of these studies.

Using full factorial design helps studying all the possibilities of the levels of the factors. It gives enough information about the output response of the process. However, the limitation of this method is that the number of the experiments is related with the number of the factors and their level, which makes applying this method impossible, because the limitation in the time and the cost. In such cases, another method could be chosen like fractional factorial design which will be discussed in the next chapter.

Table 1 – Full factorial design in milling machine experiments

Author/ year	Work piece Material	Input Factors	No. levels	No. Experiments	Response Variables
Noorani Farooque Ioi 2009 [4].	AL 6061	Spindle Speed Depth of Cut Feed Rate Tool Size	2	24 3 replications	Surface roughness <i>Ra</i>
Lakshmi Subbaiah 2012 [7]	EN24 alloy steel	Cutting speed Feed rate Depth of cut	3	33 no replication	Surface roughness <i>Ra</i> Material removal rate
Kiran Kumar 2013 [6]	AISI 304 Stainless Steel	Cutting speed Feed rate Depth of cut	3	33	Tool life Total cost
Kasim et al. 2015 [5]	AL 6061-T6	Cutting speed Feed rate Depth of cut	2	23 no replication	Tool life
Shahrajabian Farahnakian 2015 [8]	CRFP	Spindle speed Feed rate Depth of cut	3	33 no replication	Surface roughness <i>Ra</i> Machining force
Vipindas Kuriachen Mathew 2016 [10]	Titanium alloy Ti-6Al-4V	Spindle speed Feed rate Depth of cut Tool type	3 2	3 <sup>3</sup> *2 no replication	Surface roughness <i>Ra</i> Top burr formation
Abbas et al. 2016 [9]	High strength steel	Spindle speed Depth of cut Feed rate	4	33 no replicate	surface roughness <i>Ra</i> and <i>Rt</i> Material removal rate
Deshmukh et al. 2017 [11]	AISI 1020 Mild Steel	Cutting speed Depth of cut Feed rate	4 3	3 <sup>2</sup> *4 no replication	Surface roughness <i>Ra</i> Material removal rate
Bolar Das Joshi 2018 [12]	AL 2024-T35	Tool diameter Feed rate Axial depth of cut Radial depth of cut	3	34 no replication	Surface roughness <i>Ra</i> Cutting force
Mikó Nagy 2019 [13]	C45 steel	Tool's corner radius Feed rate Depth of cut	3 2	2 <sup>2</sup> *3 no replication	Surface roughness <i>Ra</i>

## **2.2 Fractional factorial**

Time, resources and budget are very important in the industry. That makes running full factorial experiments is unavailable when the number of the factors is large. Instead fractional factorial design is implemented, in this approach a smaller number of experiments can be run to get the information of the main effects and desired interactions effects, in other ward some interactions are considered unimportant will not be investigated [3].

The number of the experiment in this method can be determined by  $n^{k-p}$ , where  $n$  is the number of the levels,  $k$  is the number of factors and  $1/2^p$  is the fraction of full factorial that should be run [14]. When  $p=1$ , we got the half factorial design, in case of 3 factors with 2 levels, we need to run four experiments, which is the half what we need in case of full factorial.

In the following, a review of some researchers used fractional factorial design in milling machinery is provided:

Saini and Pradhan [15] used this method to study the effect of four machining parameters (speed, feed, depth of cut and coolant) For high carbon alloy steel. They found that: the depth of cut has the most significant effect on material removal rate, followed by feed, interaction effect of depth of cut and feed and finally on coolant. the optimum result of MRR is  $52.1512 \text{ gm/min}$ , that is when depth of cut  $3.0 \text{ mm}$  feed is  $0.15 \text{ mm/tooth}$  with coolant on.

On the other hand, Catherine, Ma'arof and Suresh [16] used five factors (depth of cut, feed rate, step over, spindle speed and plunge rate) to study the impact on surface roughness. They found that step over is the most significant factor on surface roughness.

Tseng et al. [17] used half fractional design to investigate the effect of five factors (cutting speed, feed rate, depth of cut, nose radius and cutting fluid) on surface roughness. According to their research the most important factors are feed rate, cutting speed and depth of cut.

El-Taybany et al. [18] studied 2 levels for six factors, the outputs of the experiments were the cutting forces and the moment. The results can be summarized in the following way:

- The cutting fluid has a big effect on the cutting forces. With application of cutting fluid, the moment de-creases while cutting forces increase. The case is the same with ultrasonic vibration which results in minimizing the moment and maximizing the cutting forces

- The feed rate, spindle speed and depth of cut have major effect on cutting forces which increase by increasing the depth of cut and feed rate and decreasing the spindle speed.

Table 2– Fractional factorial design in milling machine experiments

Author/ year	Work piece material	No. Fac- tors	Input Factors	No. levels	Fractional Design	Response Variables
Saini Pradhan 2014[15]	EN-31	4	Speed Feed Depth of cut Coolant	2	$2^{4-1}$ no replication	Material removal rate
Catherine et al 2015 [16]	PE board	5	Depth of cut Feed rate Step-over Spindle speed Plunge rate	2	$2^{5-1}$ no replication	Surface roughnes s <i>Ra</i>
Tseng Konada Kwon 2015 [17]	AL 6061 T6	5	Cutting Speed Feed rate Depth of cut Nose radius Cutting fluid	2	$2^{5-1}$ 3 replications	Surface roughnes s <i>Ra</i>
El- Taybany Hossam El-Hofy 2017 [18]	Soda glass	6	Spindle speed Feed rate Depth of cut Ultrasonic vibration Grain structure Cutting Fluid	2	$2^{6-1}$ 2 replications	Cutting forces and the moment

Table 2 shows five studies used fractional factorial design. It is clear that the number of factors here is higher than in table 1. Three studies used half fractional factorial where the number of factors was 5 in two of them and 6 in the other one.

Fractional factorial design is a very useful tool to investigate the most important factors which have the main effects on the output. When the time and cost are limited, using this approach would be a necessary to give a maximum amount of information in less number of experiments than full factorial. However, the information that can be received by this approach could be insufficient in some process and need a prior knowledge of the main factors that should be studied.

### ***2.3 Taguchi method***

It is a very widely used method, founded by Dr. Taguchi a Japanese engineer who introduced a new way of thinking of product quality in industry. The main idea in Taguchi's methodology is the "loss of society" which indicates that the whole society and individual firms suffer when the well-made products do not work as they could[14].

According to Taguchi view, the process of improving the quality of the product starts by taking the population distribution close to the target value. The next step is to reduce the variation around the target [19].

In his approach, Dr. Taguchi put a set of standard orthogonal arrays. These arrays determine the number of the experiments that should be implemented. Choosing the suitable array depends on the number of the factors and their levels [14]. Using these arrays, the linear effects of the factors and some relevant interactions between the factors can be investigated.

Noise or uncontrollable factors were part of Taguchi's method. These factors were usually ignored for an economic reason and because of the small effect that they have on the response of the process. By taking these factors in account, Taguchi was able to build a robust design [19]. In this robust design, an outer array represents the noise variables are added to an inner array which represents the main factors [14].

Here, we will go throw some researches where this approach was used in investigations in the field of milling machine.

Singh and Mall [20] studied the effect of cutting speed, feed rate and depth of cut in order to optimize the surface roughness of aluminium, they pointed out that the most important factor is the feed rate followed by cutting speed and depth of cut. Whereas Ramesh [21] studied the spindle speed, feed rate and depth of cut to minimize the cycle time in machining of stainless steel AISI 304, the results of this research was as follows:

- In case of cycle time, the most important factor is spindle speed followed by feed rate and depth of cut.
- In case of surface roughness, the most important factor is feed rate.

Malay et al. [22] studied the same factors to optimize the milling process in machining Al 6351. The results in this study were different from the previous one, they indicated that the most important factors in modelling surface roughness is spindle speed. However, in their research, Ghalme, Mankar and Bhalerao [23] pointed out that the optimal value of surface roughness can be achieved when: Speed= 200 rpm, depth of cut= 1.2 mm and feed= 40 mm/min.

Ratnam et al. [24] investigated in the effects of process factors on each of surface roughness, surface hardness and tool vibrations. The results of this study can be summarized in these three points:

- The most important factors on surface roughness are the feed rate and tool speed.
- While tool speed and depth of cut are the most important in case of surface hardness.
- In case of orthogonal turn-milling, depth of cut has a vital role on surface hardness and tool vibrations, whereas in tangential turn-milling, the most significant factor is tool speed.

In their research, Gupta, Krishna and Suresh [25] focused on the flatness of the work piece. From this research, it can be concluded that by increasing the spindle speed and feed rate the flatness decreases, while it increases with the increase of depth of cut. In their study Kumar et al [26] found that, the most important factor is spindle speed, then depth of cut and feed. Whereas, Sosa, Makwana and Acharya [27] did not focus only on surface roughness but also on material removal rate, they found that in case of material removal rate, feed rate has the most significant effect, while cutting speed has the main effect on surface roughness.

Kim and Lee [28] studied the cutting force and tool wear beside of the surface roughness. The results can be summarized as follows:

- In case of tool wear, spindle speed was the main factor.
- In case of cutting force, depth of cut has the most significant effect.
- Feed rate has the most significant effect on surface roughness.

In their study to minimize the energy consumption as well as the surface roughness, Ahmed and Arora [29] found that in case of surface roughness, spindle speed is the most important factor, while feed rate has the most significant effect on energy consumption.

Table 3 – Taguchi design in milling machine experiments

Author/ year	Work piece material	No. factors	Input factors	No. levels	Ortho- gonal matrix	Response variables
Singh Mall 2015 [20]	AL	3	Cutting speed Feed rate Depth of cut	3	$L_9$	Surface roughness
Ramesh 2015 [21]	AISI 304 Stainless steel	3	Spindle speed Feed rate Depth of Cut	3	$L_9$	Surface roughness Cycle time
Malay et al. 2016 [22]	AL 6351	3	Spindle speed Feed rate Depth of cut	3	$L_9$	Surface roughness
Ghalme1 Mankar Bhalerao 2016 [23]	GFRP	3	Spindle speed Feed rate Depth of cut	3	$L_9$	Surface roughness
Ratnam et al. 2016 [24]	Extruded brass (lead)	3	Tool speed Feed rate Depth of cut	4	$L_{16}$	Surface roughness Surface hardness Tool vibrations
Gupta Krishna Suresh 2017 [25]	AL/Si alloy	4	Spindle speed Feed Rate Depth of Cut Step over ratio	3	$L_9$	Flatness
Kumar et al. 2017 [26]	Al2024-SiC	4	Spindle speed Feed Rate Depth of Cut Number of Flutes	3	$L_{27}$	Surface roughness
Sosa Makwana Acharya 2108 [27]	Medium carbon steel	3	Spindle speed Feed Rate Depth of Cut	5	$L_{25}$	Surface roughness Material removal rate
Kim Lee 2019 [28]	Inconel 718	3	Spindle speed Feed rate Depth of cut	3	$L_9$	Tool wear Cutting force Surface roughness
Ahmed Arora 2019 [29]	Low carbon steel A36 K02600	4	Spindle speed Feed rate Depth of cut Cutting speed	3	$L_9$	Surface roughness Energy consumption

As it is shown in the table 3  $L_9$  orthogonal array is the most used, the array is useful in case of 3 levels and four or three factors. Using this orthogonal array in investigating surface roughness is reasonable as the most important factors, in case of surface roughness, are spindle speed, depth of cut and feed rate as it is indicated in table 2. For higher number of factor's level, another orthogonal array should be used, as in case for 4 and 5 levels the  $L_{16}$  and  $L_{25}$  orthogonal arrays were used.

Taguchi method shed the lights on the target value rather than a value within specification limits which improved the quality of the products. In addition, it gives the ability to analyse many factors with a small number of experiments. In addition, it makes it possible to focus only on the key factors and ignore the unimportant factors.

#### ***2.4 Response surface methodology***

Response surface methodology (RSM) is an integrate of mathematical and statistical techniques used to improve, develop and optimize the process. It also plays a vital rule in the formulation and design the new products [30]. In most of RSM problems, first and second order models are used. Linear terms are related with first order model, whereas, second order model has quadratic terms.

Depending on this method, many researches were done in order to optimize the cutting parameters in machining operations. Subramanian et al. [31] developed a second-order quadratic model to compute the vibration amplitude. In their research they found that: by increasing feed rate, the vibration amplitude increases. It increases also by decreasing the cutting speed. This increasing of vibration amplitude is noticed at low nose radius and low radial rake angle, whereas the decreasing of vibration amplitude took a place at high nose radius and high radial rake angle.

Jeyakumar et al. [32] investigated the influence of machining parameters on the cutting force, tool wear and surface roughness, their results were as follows:

- The z-component of the cutting force is the most dominant component and comparing to the other component in x direction, it shows a significantly higher magnitude.
- At low cutting speed, tool wear rate is high.
- At higher speed, the surface roughness was low, whereas, it was high at lower feed rate.
- When machining with high depth of cut, all of the tool wear, cutting force and surface roughness are high.



Patel et al. [33], showed, in their study the effect of cutting parameter on the temperature of the work piece, they found that: the temperature increases by increasing the depth of cut. In the same way increasing the feed and speed will increase the temperature. On another hand, the most important parameter is the depth of cut. Therefore, to minimize the temperature, lower depth of cut is desirable.

Kumar and Rajamohan [34] studied the effect of spindle speed, feed rate, axial depth of cut and radial depth over surface roughness and flatness. The research pointed out that in case of surface roughness, feed rate is the most significant factor on surface roughness. By increasing the feed rate or axial depth of cut surface roughness will increase, while by increasing the cutting speed or spindle speed, the surface roughness decreases. In case of flatness, axial and radial depth of cut can make significant changes on flatness.

In their study, Rao and Murthy [35] used a multi response optimization technique to optimize the cutting parameters in order to minimize the surface roughness and RSM of vibration velocity of the work piece. The optimum parameters were: 210 *m/min* of cutting speed, 0.6828 *mm* of nose radius and 0.10 *mm/min* of feed rate.

Khairusshima et al. [36] developed a statistical model to investigate the effect of cutting parameters on tool wear. He found that the most important factor on tool wear is the feed rate. The optimum parameters are: feed rate 200 *mm/min*, cutting speed 3510 *rpm* and depth of cut 0.5 *mm* to achieve tool wear 0.0267 *mm*.

On the other hand, Başar, Kahraman and Önder [37] investigated the effect of the cutting parameters on surface roughness and developed a model to estimate the surface roughness. They found that: the spindle speed and feed rate have the most significant effects on surface roughness. In their model, the minimum surface roughness achieved when spindle speed 5981 *rpm*, feed 3008 *mm/min* and depth of cut 0.54 *mm*.

Singh, Samad and Saraf [38] analysed the effects of the machining parameters on surface roughness in turning AL6061. The results of their model were close to the experimental values with a confidence level equals to 95 percent confidence. The minimum surface roughness parameters  $R_a = 0.6943 \mu\text{m}$ ,  $R_q = 1.0314 \mu\text{m}$ , and  $R_z = 4.1229 \mu\text{m}$  have been achieved at feed = 73.37 *mm/min*, cutting speed = 187.84 *m/min* and depth of cut = 0.48 *mm*.

Based on the Table 4 we can say:

- Surface roughness was the response variable in many researches and the work has been done to reduce the roughness using various machining parameters.
- Besides the effect of conventional factors like cutting speed, feed rate and depth of cut, the effect of nose radius also has been studied.

- Other response variables have been studied like tool wear, vibration and cutting force.

Table 4 – Response surface methodology in milling machine experiments

Author/ year	Work piece material	No. factors	Input factors	No. levels	Type	Response Variables
Subramanian et al. 2013 [31]	Al 7075-T6	5	Radial rake angle Nose radius Cutting speed Cutting feed Axial depth of cut	5	CCD	vibration amplitude
Jeyakumar Marimuthu Ramachandran 2013 [32]	Al6061/SiC	4	Spindle speed Feed rate Depth of cut Nose radius	3	CCD	Cutting force Tool wear Surface roughness <i>Ra</i>
Patel et al. 2014 [33]	Mild steel	3	Speed Feed rate Depth of cut	3	CCD	Temperature of work piece
Kumar Rajamohan 2015 [34]	AL 6063-T6	4	Spindle speed Feed rate Axial depth of cut Radial depth	5	CCD	Surface roughness <i>Ra</i> Fatness
Rao; Murthy 2016 [35]	AISI 316	3	Nose radius  Cutting speed Feed rate	2  3	CCD	Tool wear Vibration of work piece
Khairusshima et al. 2018 [36]	CFRP	3	Cutting speed Feed rate Depth of cut	5	CCD	Tool wear
Başar Kahraman Önder 2019 [37]	AL 5083	3	Feed rate Spindle speed depth of cut	3	FCD	Surface roughness <i>Ra</i>
Singh; Samad Sara; 2019 [38]	AL 6061	4	Feed Depth of cut Spindle speed Nose radius	2	CCD	Surfaceroughn

### 3 CONCLUSION

In this paper, a review of the recent literature for the use of design of experiments in investigations in the field of milling machinery has been done. From this review we found that design of experiment methods are widely used to determine the most important factors those have the remarkable effects during the operation done by the milling machine.

- Design of experiments approaches are found to be very useful and powerful tools for defining the factors those have the most significant effect in milling operation.
- The most important factors to be investigated in milling operations are spindle speed, axial and radial depth of cut and feed rate.
- Surface roughness is by far the most important output parameter to be considered in determining the quality of the component. In addition, cutting force and material removal rate are should be taken in account.
- Choosing the suitable approach of design of experiments depends on the number of the parameters those should be examined and the level of each parameter. On the other hand, time and cost play a vital role in preferring one approach over the other.
- For optimization problem RSM, full factorial and fractional factorial design are appropriate methods.

**References:** 1. *B. Durakovic*: Design of experiments application, concepts, examples: State of the art. Periodicals of Engineering and Natural Sciences, 5(12):421–439 2017. 2. *A. Drégelyi-Kiss, R. Horváth, B. Mikó*: Design of experiments (DOE) in investigation of cutting technologies. Development in Machining Technology/Scientific-Research Reports 3:20-34 2013. 3. *J. Antony*: Design of Experiments for Engineers and Scientists. Elsevier Science, 2014. 4. *R. Noorani, Y. Farooque, T. Ioi*: Improving surface roughness of CNC milling machined aluminium samples due to process parameter variation. CiteSeerX: [http://ineer.org/Events/ICEEiCEER2009/full\\_papers/full\\_paper\\_188.pdf](http://ineer.org/Events/ICEEiCEER2009/full_papers/full_paper_188.pdf) 2009. 5. *M. Kasim, M. Atan, C. Haron, J. Ghani, M. Sulaiman, E. Mohamad, M. Minhat, M. Hadzley, and J. Saedon*: Analysis of tool performance during ball-end milling of aluminium alloy 6061-T6. Applied Mechanics and Materials, 761(05):318–323 2015. 6. *D. S. R. Kiran and S. P. Kumar*: Multi objective optimization of tool life and total cost using 3-level full factorial method in CNC end milling process. Int. J. Mech. Eng. Robot. Res, 2(3):255–270 2013. 7. *V. Lakshmi and K. V. Subbaiah*: Modelling and optimization of process parameters during end milling of hardened steel. International Journal of Engineering Research and Applications 2(2):674–679 2012. 8. *H. Shahrajabian and M. Farahnakian*: Multi-constrained optimization in ball-end machining of carbon fiberreinforced epoxy composites by PSO. Cogent Engineering, 2(1):993157 2015. 9. *A. T. Abbas, A. E. Ragab, A. Bahkali, E. Ali, E. Danaf, and E. Adel*: Optimizing cutting conditions for minimum surface roughness in face milling of high strength steel using carbide inserts. Advances in Materials Science and Engineering ID:7372132 2016. 10. *K. Vipindas, B. Kuriachen, and J. Mathew*: Investigations into the effect of process parameters on surface roughness and burr formation during micro end milling of Ti-6Al-4V. Int. J of Adv Manuf Tech 100(5-8):1207–1222 2019.

- 11. D. T. Deshmukh:** Experimental investigation of factors affecting milling operation. *MAYFEB Journal of Mechanical Engineering*, 2: 2017. **12. G. Bolar, A. Das, and S. N. Joshi:** Measurement and analysis of cutting force and product surface quality during end-milling of thin-wall components. *Measurement*, 121:190–204 2018. **13. B. Mikó, J. Nagy:** Surface profile error of free form surface in z-level milling. *Development in Machining Technology* 9:75-85 2019. **14. T. Ryan:** *Statistical Methods for Quality Improvement*. Wiley Series in Probability and Statistics, Wiley 2011. **15. S. K. Saini and S. K. Pradhan:** Optimization of machining parameters for CNC turning of different materials. *Applied Mechanics and Materials* 592:605–609 2014. **16. L. D. K. Catherine, R. Ma'arof, R. Aziz, and S. Suresh:** A study on the impact of the milling parameters on the surface roughness when using polyurethane board as a base material in manufacturing automotive checking fixtures. *Materials Science Forum* 819:449–454 2015. **17. T.-L. B. Tseng, U. Konada, Y. J. Kwon:** A novel approach to predict surface roughness in machining operations using fuzzy set theory. *Journal of Computational Design and Engineering* 3(1):1-13 2016. **18. Y. El-Taybany, M. Hossam, H. El-Hofy:** Experimental investigation of ultrasonic-assisted milling of soda glass using factorial design of experiments. *Procedia CIRP* 58:381–386 2017. **19. R. Roy:** A Primer on the Taguchi Method. *Society of Manufacturing Engineers* 2010. **20. D. P. Singh, R. Mall:** Optimization of surface roughness of aluminum by Anova based taguchi method using Minitab15 software. *International Journal For Technological Research In Engineering* 2(11):2782–2787 2015. **21. K. Ramesh:** Optimization of cutting parameters for minimizing cycle time in machining of SS 310 using Taguchi methodology and Anova. *IOSR Journal of Mechanical and Civil Engineering* 12(1):31–39 2015. **22. K. G. Malay, H. N. K. Jaideep Gangwar, A. M. Nitya Prakash Sharma, R. G. Sudhir Kumar:** Optimization of process parameters of CNC milling. *International Journal of Advance Research and Innovation* 3(4):59–63 2016. **23. S. Ghalme, A. Mankar, Y. Bhalerao:** Parameter optimization in milling of glass fiber reinforced plastic (GFRP) using DOE - Taguchi method. *SpringerPlus* 5(1):1376 2016. **24. C. Ramam, K. A. Vikram, B. Ben, B. Murthy:** Process monitoring and effects of process parameters on responses in turn-milling operations based on sn ratio and Anova. *Measurement* 94:221–232 2016. **25. A. Gupta, C. Krishna, S. Suresh:** Modelling and analysis of CNC milling process parameters on aluminium silicate alloy. *International Journal of Engineering Technology Science and Research* 4(8):1038-1043 2017. **26. A. Kumar, N. Kumar, S. Kumar, R. Garg:** Comparative study of parametric optimization of the end milling of Al2024-SiC MMC on surface roughness using Taguchi technique with applied statistical plots. *International Journal of Applied Engineering Research* 12(21):10816–10823 2017. **27. P. B. Sosa, R. D. Makwana, G. Acharya:** Optimization of machining parameters on end milling of EN 8 back shaft for power press. *Trends in Mechanical Engineering & Technology* 8(3) 2018. **28. E. J. Kim, C. M. Lee:** A study on the optimal machining parameters of the induction assisted milling with Inconel 718. *Materials* 12(2):233 2019. **29. S. U. Ahmed, R. Arora:** Quality characteristics optimization in CNC end milling of A36 K02600 using Taguchi's approach coupled with artificial neural network and genetic algorithm. *International Journal of System Assurance Engineering and Management* 10(4):676–695 2019. **30. R. H. Myers, D. C. Montgomery, C. M. Anderson-Cook:** *Response surface methodology: process and product optimization using designed experiments*. John Wiley & Sons 2016. **31. M. Subramanian, M. Sakhivel, K. Sooryaprakash, R. Sudhakaran:** Optimization of end mill tool geometry parameters for AL7075-T6 machining operations based on vibration amplitude by response surface methodology. *Measurement* 46(10):4005–4022 2013. **32. S. Jeyakumar, K. Marimuthu, T. Ramachandran:** Prediction of cutting force, tool wear and surface roughness of AL6061/SiC composite for end milling operations using RSM. *Journal of Mechanical Science and Technology* 27(9):2813–2822 2013. **33. B. Patel, H. Nayak, K. Araniya, G. Champaneri:** Parametric optimization of temperature during CNC end milling of mild steel using RSM. *International Journal of Engineering Research & Technology* 3(1):69–73 2014. **34. D. Kumar, G. Rajamohan:** Optimization of surface roughness and flatness in end milling of aluminium alloy AL6063-T6. *International Journal of Advances in Engineering & Technology* 8(6):937 2015. **35. K. V. Rao, P. Murthy:** Modelling and optimization of tool vibration and surface

roughness in boring of steel using RSM, ANN and SVM. Journal of intelligent manufacturing 29(7):1533–1543 2018. **36.** M. K. N. Khairusshima, B. M. H. Zakwan, M. Suhaily, I. S. S. Sharifah, N. M. Shaffiqar, M. A. N. Rashid: The optimization study on the tool wear of carbide cutting tool during milling carbon fiber reinforced (CFRP) using response surface methodology (RSM). IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 290:012068 2018. **37.** G. Başar, F. Kahraman, G. T. Önder: Mathematical modelling and optimization of milling parameters in AA5083 aluminum alloy. European Mechanical Science 3(4):159-163 2019. **38.** A. P. Singh, A. Samad, A. K. Saraf: Enhancement of surface finish by optimization technique employed for AL6061 considering different parameters using RSM. Proceedings of International Conference on Advancements in Computing & Management (ICACM) 1083-1090 2019.

Абдул В. Мгхероні, Балаш Міко, Агота Дрегел'ї-Кіш,  
Будапешт, Угорщина

## ПЛАНУВАННЯ ЕКСПЕРИМЕНТУ ДЛЯ ДОСЛІДЖЕНЬ СТОСОВНО ФРЕЗЕРНОГО ОБЛАДНАННЯ

**Анотація.** *Планування експерименту (DOE) - це систематичний метод, який використовується для визначення взаємозв'язків між незалежними факторами і залежними змінними. Ця інформація може бути використана або для отримання глибоких знань про існуючі проблеми, або для вивчення нових процесів. DOE важливий, тому що він може дати більш детальну інформацію про процеси з мінімальним використанням ресурсів, матеріалів і часу. У даній статті обговорюються чотири методи планування експерименту і їх застосування в області фрезерних верстатів (повний факторіал, дробовий факторіал, метод Тагучі і методологія поверхні відгуку). Метою даної роботи є дати вичерпний огляд і класифікацію використання цих методів і представити сучасні тенденції в дослідженні технології фрезерування. З огляду зроблено висновок, що розробка методів планування експерименту широко використовується для визначення найбільш важливих факторів, що помітний вплив на роботу, виконувану фрезерним верстатом. Встановлено, що підходи до планування експериментів є дуже корисними і потужними інструментами для визначення факторів, які надають найбільш значний вплив на операції фрезерування. Найбільш важливими факторами, які необхідно досліджувати при фрезерних операціях, є швидкість шпинделя, осьова і радіальна глибина різання і швидкість подачі. Шорсткість поверхні - безумовно, найважливіший вихідний параметр, який слід враховувати при визначенні якості компонента. Крім того, сила різання і швидкість видалення матеріалу повинні бути прийняті до уваги. Вибір відповідного підходу до планування експериментів залежить від кількості параметрів, які необхідно вивчити, і рівня кожного параметра. З іншого боку, час і витрати відіграють життєво важливу роль в перевазі одного підходу іншому. Для завдання оптимізації поверхні відгуку (RSM) придатними є повний факторний і дробовий факторний дизайн.*

**Ключові слова:** *планування експерименту; повнофакторне планування; дробовий факторний план; метод Тагучі; методологія поверхні відгуку; фрезерні технології.*

A. Nagy, J. Kundrak, Miskolc, Hungary

## CHANGES IN THE VALUES OF ROUGHNESS PARAMETERS ON FACE-MILLED STEEL SURFACE

**Abstract.** *In this paper, the roughness characteristics of the face milled surface were investigated made with a parallelogram insert ( $\kappa_r = 90^\circ$ ) on C45 steel. Changes in surface roughness were analyzed for the specific surface created by the milling movement conditions (rotational main movement and linear feed motion). The topography was created by a tool moving in the plane of symmetry of the workpiece, which produced double cutting-edge grooves. We found that the roughness varies in different parts of the resulting pattern, and we analyzed its nature and the magnitude of the variance based on the average over the entire surface. Also, in parallel measurements, the  $R_z$  parameter was at its maximum in the symmetry plane, and in the perpendicular direction roughness values are the lowest in the middle and increase with distance.*

**Keywords:** *face milling; surface roughness; distribution of roughness.*

### 1 INTRODUCTION

Face milling is a commonly used machining method worldwide, and because high quality flat surfaces can be produced with high productivity, machined parts are used for a wide range of applications. To expand this and incorporate components, many researchers are conducting research on surface roughness and machining surface topography to better meet operational requirements. Most of the analyses are characterized primarily by analyzing the impact of the cutting data, using different methods and under varying machining conditions.

Bhardwaj et al. [1] analyzed the surface roughness of EN353 steel alloy with a PVD carbide insert by Response Surface Methodology (RSM) method, with Box-Cox transformation. The influence of cutting speed  $v_c$ , feed rate  $f_z$ , depth of cut  $a_p$ , and nose radius  $r_n$  were investigated. They found that increasing the feed increased the roughness, since greater forces affect the tool and the grooves are deeper as the distance between the milling tracks increases. However, increasing the cutting speed reduced the roughness because higher cutting temperatures occur, which softens the workpiece material. Increasing the peak radius also reduced roughness and had a negligible effect on the depth of cut.

Subramanian et al. [2] investigated face milling of Al7075-T6 aluminum workpiece for roughness development with the aim of selecting appropriate cutting data to achieve the desired roughness. In addition to the cutting data ( $v_c$ ,  $f_z$  and  $a_p$ ), the effects of  $r_n$  and rake angle  $\gamma$  were also observed. The RSM method was used to determine the mean roughness  $R_a$  and was validated with experimental results.

A decrease in roughness was observed as the rake angle and nose radius were increased, and the roughness increased as the depth of cut increased. When increasing feed rate and cutting speed, roughness first decreased and then increased after a given value. The minimum roughness was achieved at  $f_z = 0.03$  mm/rev and  $v_c = 115$  m/min.

Seth et al. [3] analyzed the flatness and roughness of the milled surface of ASTM A216 cast steel, where the tool rotation  $n$ , the feed rate  $f_z$  and the depth of cut  $a_p$  were varied. They found that as the feed increased, the roughness increased as well, but decreased with cutting speed and first decreased then increased with depth of cut.

Benardos et al. [4] used Artificial Neural Networks (ANN) and Taguchi methods to study the effect of depth of cut, feed rate, cutting speed, and coolant lubricant and tool wear on roughness in aluminum milling. It was found that the feed had the greatest influence on the change in roughness, followed by feed force component, depth of cut, and coolant lubricant, in decreasing order.

Baek et al. [5] studied the effect of feed rate and insert runouts on roughness on a face-milled surface. They found that larger runouts led to higher maximum surface roughness  $R_t$ , and the mean ( $R_a$ ) and maximum height roughness ( $R_t$ ) both increased with the increase of the feed rate within the investigated range. A mathematical model was used to estimate the expected roughness and to use it to determine the optimum feed rate based on the given roughness value and material removal rate.

Filho et al. [6] performed milling experiments where the effect of changing cutting speed and feed rate on tool life and surface roughness were investigated. It has been observed that although both tool wear and surface roughness increased with time, the increase in roughness was not closely related to the increase in wear.

Gong et al. [7] investigated the fatigue wear development and pattern of a coated carbide tool insert in high speed face milling of SKD11 hardened steel, by analyzing the tool surface, cutting force, and surface roughness of the workpiece. Increasing the material removal rate was observed to increase the intensity of flank wear, cutting force, and surface roughness, with the same trend. Furthermore, it was concluded that during the initial wear phase, the value of roughness had a jump increase. Although the amount of flank wear was relatively low, the condition of the rake face continued to deteriorate due to repeated impact loading. The friction between the tool and the workpiece was unstable, resulting in a jumping change in the surface roughness. During the steady wear phase, the flank wear and cutting forces increased rapidly, leading to a rapid increase in surface roughness.

Earlier analyses were conducted by our institute. Felhő and Kundrák examined the 2D and 3D surface roughness parameters with a theoretical machined

surface model. The effect of feed rate variation on C45 steel workpieces was investigated [8], taking into account axial runouts of the tool edges and changes in chip cross section. It was found that the accuracy of the estimation method increased with increasing feed rate and the runouts had a significant effect on roughness. In another work [9] the topographies of surfaces made with the same cutting data but with tools with different edge geometries were compared. It was found that while the model is generally useful for estimating 2D and 3D roughness, it is not suitable for all edge geometries. A case for this, for example, is cutting with tools with an edge parallel to the surface.

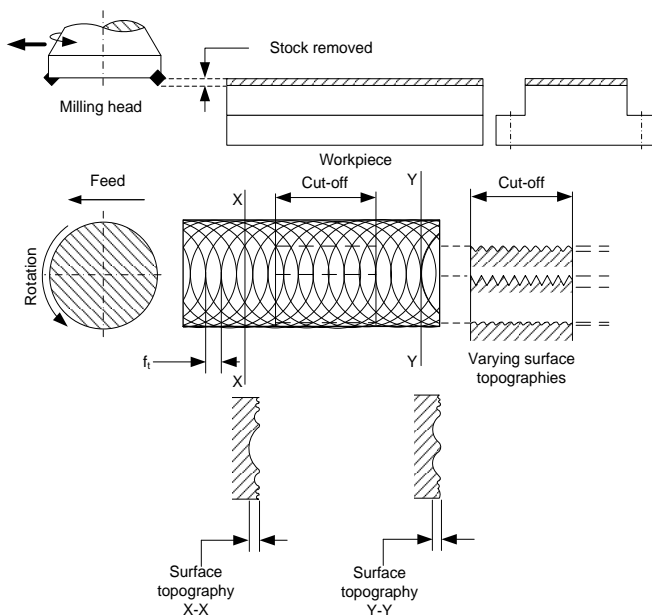


Figure 1 – Change in surface roughness with measurement direction in face milling [13]

Nagy and Kunderák investigated the influence of changing the feed [10] and cutting speed [11] on 2D and 3D surface roughness of specimens produced by cutting experiments. Overall, it was found that in the investigated ranges, the increase in feed and roughness ( $R_a$ ,  $R_z$  and  $S_a$ ,  $S_z$ ) was almost linear, and increasing the cutting speed resulted in a decrease in roughness. In addition, maximum roughness was observed in the symmetry plane of the workpieces, and different values were measured in pairs on the entry and exit sides (from the tool's point of view).



When investigating the roughness of the face-milled surface, in most cases (supported by the examples above) the specimens are only measured parallel to the feed direction at a point where theoretically maximum values are obtained. However, there are little or no publications examining the roughness distribution of the entire machined surface (Figure 1). Other parts of the created surfaces are also connected to joining surfaces of the parts, which have other roughness values [12-14].

This is of particular importance for contacting surfaces, so in this article we examine how the characteristic imprint of the tool edge path at various points on the surface affects roughness. The mean value of the whole surface is taken as the base value and the deviation of the values measured at the test points is examined.

## **2 EXPERIMENTAL CONDITIONS**

For roughness measurement, a PerfectJet MCV-M8 vertical CNC milling machine was used for experiments on a normalized C45 non-alloy carbon steel specimen with tensile strength 580 MPa and Brinell hardness 207 HBW [15]. The surface was milled by dry machining with a Sandvik R252.44-080027-15M milling head equipped with a single Sandvik R215.44-15T308M-WL coated parallelogram carbide insert ( $\kappa_r = 90^\circ$ ,  $\gamma_o = 0^\circ$ ,  $\alpha_o = 11^\circ$ ,  $r_e = 0.8$  mm). With the diameter of  $D_t = 80$  mm, the tool cut the 58 mm wide specimen with a symmetrical setting, the workpiece length was 50 mm. In one turn, the cutting edge of the tool cut forward and scratched the surface backward, creating double cutting-edge grooves. The cutting speed used was  $v_c = 300$  m/min, the depth of cut was  $a_p = 0.8$  mm and the feed rate was  $f_z = 0.3$  mm/rev. Photos of the tool and the workpiece and the milled surface are shown in Figure 2.



Figure 2 – The cutting system and the milled surface

The 2D roughness measurements were conducted on an AltiSurf 520 3D surface topography measuring device (Figure 3). The surface was measured with a CL2 confocal chromatic sensor which has a vertical resolution of 0.012  $\mu\text{m}$ . The measurement results were evaluated with AltiMap Premium.

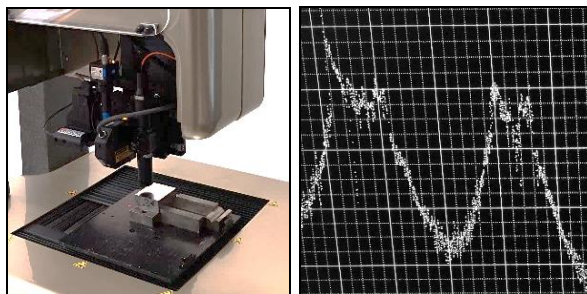


Figure 3 – The measurement system and the profile drawn

To measure the changes in roughness values, 5 measurement planes were taken at the same distance from each other, and 5 measurement locations were placed at the same distance along each plane. First, the measurement was made in planes parallel to the feed direction, one of these (plane C) is the symmetry plane of the workpiece, where the tool axis moves along the feed direction. Subsequently, it was measured in a direction perpendicular to the feed, during which the midpoints of the central measurements were aligned to the symmetry plane. Figure 4 explains the system used, along with the coordinate system. In all locations, the measurement length was 4 mm according to ISO 4287:1997 and the cut-off length was adjusted to 0.8 mm during evaluation.

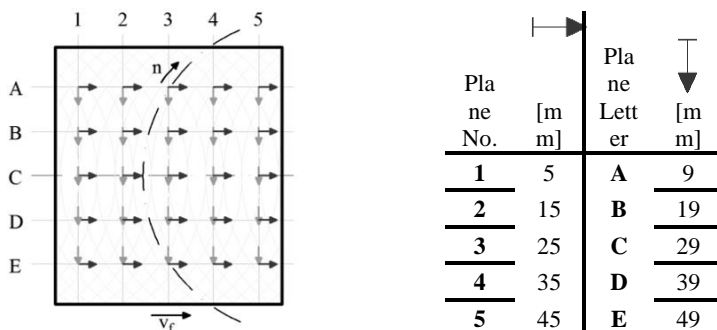


Figure 4 – Roughness measurement points on the face milled surface

### 3 RESULTS OF EXPERIMENTS

There are many parameters to describe the roughness of a surface. Of these, average surface roughness ( $R_a$ ) is one of the most widely accepted and used in the industry. However, from a functional point of view (fitting, abrasion behavior, abrasion resistance, lubrication properties, etc.), we also consider several parameters important. Therefore, we report the parameters: mean roughness  $R_a$ , height of roughness profile  $R_z$  and relative load length ratio  $R_{mr}$ . The measurement results are summarized in Table 1. Gaussian filtering was used for all parameters. The load length expressing the fraction of the material was taken at a cut level (depth) of 1  $\mu\text{m}$ , considering the arithmetic mean of the  $R_z$  values for all measurements (Fig. 5).

Table 1 – Measurement results in different measuring directions

		parallel to $\vec{v}_f$					perpendicular to $\vec{v}_f$				
		1	2	3	4	5	1	2	3	4	5
$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	A	1.528	1.552	1.557	1.520	1.552	0.760	1.150	0.986	0.993	1.175
	B	1.128	1.033	0.906	0.843	0.926	0.442	0.574	0.648	0.435	0.541
	C	1.759	1.821	1.892	1.757	1.515	0.206	0.158	0.161	0.159	0.145
	D	2.033	1.924	1.879	1.857	1.847	0.488	0.515	0.590	0.549	0.606
	E	1.553	1.565	1.572	1.598	1.605	1.258	1.222	1.198	1.292	1.221
$R_z$ [ $\mu\text{m}$ ]	A	6.892	6.929	6.963	6.562	6.876	4.260	5.651	4.944	5.054	5.860
	B	5.287	5.402	4.392	4.216	4.383	2.841	3.706	4.800	2.973	3.564
	C	8.785	8.396	8.295	8.208	8.144	1.394	0.959	1.122	1.296	1.053
	D	8.089	7.675	7.453	7.283	7.141	3.243	3.269	3.319	3.326	4.175
	E	6.880	6.842	6.805	6.945	6.933	6.082	5.882	5.960	6.182	5.670
$R_{mr}$ [%]	A	4.50%	5.27%	4.94%	7.94%	5.24%	7.65%	4.19%	4.47%	3.36%	5.19%
	B	6.72%	2.34%	7.09%	7.72%	9.56%	4.29%	5.37%	1.72%	3.22%	3.91%
	C	2.85%	2.93%	3.31%	2.31%	3.12%	66.8%	89.6%	94.4%	61.9%	97.6%
	D	5.68%	7.34%	8.34%	10.3%	8.43%	2.16%	2.62%	3.03%	3.41%	1.79%
	E	6.88%	6.98%	7.00%	7.78%	8.04%	7.12%	6.59%	7.00%	7.97%	4.25%

### 4 DISCUSSION

For the evaluation we need a base to which we compare the difference in the values measured at each point. As shown in Figure 1, depending on which point on the surface is being measured the values of the roughness parameters may be very different based on the edge impression; thus, we use the average of the measured values. Figure 5 shows the mean roughness of the measured values of the parameters ( $R_a$ ,  $R_z$ ,  $R_{mr}$ ) determined from parallel and perpendicular measurements

as well. In this figure, roughness values are also visually represented by map charts, with lighter sections indicating higher values.

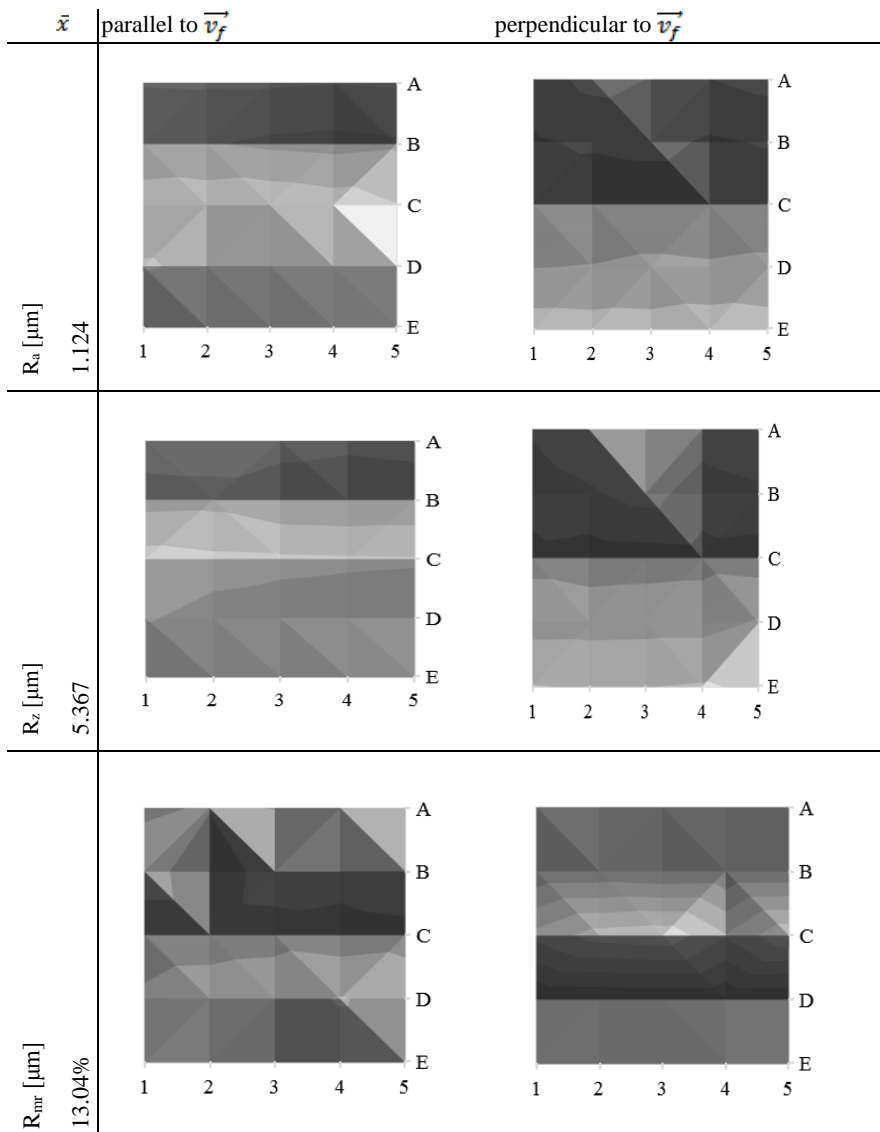


Figure 5 – Arithmetic mean values and measurement results plotted

Figure 5 shows clearly that the surface roughness values are very diverse. This is a consequence of the theoretical profile created by the milling motion shown in Figure 1, and the fact that both directions of measurement were taken into account in determining the base values, and in addition the effects analyzed several times in our previous articles. Thus, for example, down-milling on one side of the symmetry plane and up-milling on the other side creates the topography. We chose this average value (as determined from bidirectional data) because every time two surfaces are allowed to move in any direction during operation or there may be a shift in one direction or another during assembly, it can be a good starting point for analyzing wear and/or tribological relationships. Of course, for the study of unidirectional displacements, we consider it useful to base the measurement points on the average of the values measured in that direction.

The percentage deviation of  $R_a$  and  $R_z$  values from the base value in the measurement directions at each point of the surface is determined (Table 2).

Table 2 – The magnitude of deviations from the base at each measurement location

		parallel to $\vec{v}_f$					perpendicular to $\vec{v}_f$				
	$\Delta$	1	2	3	4	5	1	2	3	4	5
$R_a$ [%]	A	34.04	36.14	36.58	33.33	36.14	-32.37	2.28	-12.30	-11.66	4.51
	B	-1.05	-9.39	-20.53	-26.05	-18.77	-60.69	-48.91	-42.36	-61.33	-51.90
	C	54.30	59.74	65.96	54.12	32.89	-81.66	-85.92	-85.67	-85.85	-87.06
	D	78.33	68.77	64.82	62.89	62.02	-56.58	-54.15	-47.55	-51.17	-46.07
	E	36.23	37.28	37.89	40.18	40.79	11.90	8.69	6.60	14.98	8.59
$R_z$ [%]	A	24.29	24.96	25.57	18.34	24.00	-20.63	5.30	-7.88	-5.83	9.18
	B	-4.65	-2.58	-20.79	-23.97	-20.96	-47.07	-30.95	-10.57	-44.60	-33.60
	C	58.43	51.42	49.59	48.03	46.87	-74.03	-82.13	-79.10	-75.86	-80.38
	D	45.88	38.41	34.41	31.34	28.78	-39.57	-39.10	-38.16	-38.03	-22.21
	E	24.08	23.39	22.72	25.25	25.03	13.31	9.60	11.05	15.19	5.64

The percentage differences are also shown in graphs, where the values are grouped according to the parallel planes (Figure 6).

Analyzing the results, it can be concluded that roughness shows significant differences at different points of the surface. When looking at the values independently of the measurement directions, the minimal values of  $R_a=0.145 \mu\text{m}$ ,  $R_z=0.959 \mu\text{m}$ ,  $R_{mi}=1.72\%$ , and the maximal  $R_a=2.033 \mu\text{m}$ ,  $R_z=8.785\mu\text{m}$ ,  $R_{mi}=97.6\%$  (Table 1). If we take the values in parallel planes, the deviation is smaller. It can also be stated that the base (average) value is increased by the measurements parallel to the feed direction, while the base value is decreased by

perpendicular measurements. Furthermore, the mean roughness ( $R_a$ ) and the height of the roughness ( $R_z$ ) diagrams in each direction of measurement show very similar characteristics.

In the measuring direction parallel to the feed motion, the maximum values were measured in two planes, the maximum of  $R_a$  in plane **D** and the maximum of  $R_z$  in symmetry plane **C**. At the values of the parameter  $R_z$ , it is clear that the greatest difference in height of the roughness profile can be measured in the symmetry plane, when examining the surface parallel to the feed direction. This is consistent with the fact that the grooves formed by the tool edge are at their greatest distance in this plane (Figure 1).  $R_a$  is less sensitive to this.

In planes equidistant from plane **C**, typically similar values were measured. The differences can be explained by the fact that the milling in the **E-C** planes is up-milling, while in the **C-A** planes down-milling occurs [10]. An exception to this regularity is the values measured in plane **B**. The reason for this requires further investigation.

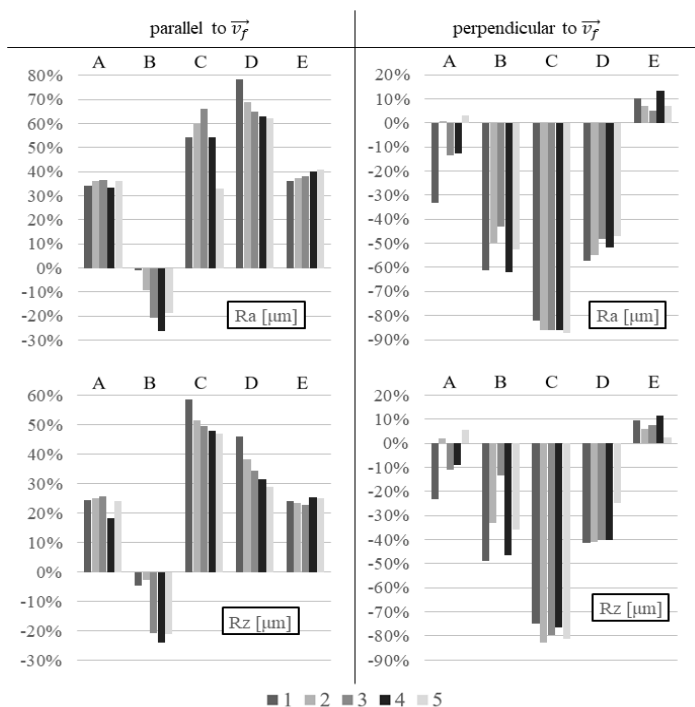


Figure 6 – Magnitude of deviations from the arithmetic mean in graphs

For measurements in the perpendicular direction, a relatively large deviation of the values along the planes is observed. Higher values are found farthest from the mid-plane, on both the entry and exit sides.

Between planes 1-5 there is a small variance of the values in the side (A and E) planes, and a larger deviation in the intermediate planes. However, in most cases, observing only the values of a chosen numbered plane do not change the characteristics of the graphs. In most cases, even larger deviations are observed in the perpendicular direction of measurement, but the latter statement is equally valid here.

## 5 CONCLUSIONS

This article presents a study of the roughness of a face milled flat surface with a carbide insert to a C45 steel specimen. During the research, surface roughness was measured at 5×5 locations parallel and perpendicular to the feed direction. The arithmetic mean of the roughness values of the measured points was taken as the base value as the characteristic roughness value. The values of the measurement points were also analyzed in relation to this base. The experiments confirmed that the values of the roughness parameters change on the face milled surface depending on the measurement direction and location. The experiments verified that the planes parallel to the feed show a difference depending on their position and distance based to the symmetry plane, which is primarily determined by the position of the cutting edge on the entry or exit side. On the basis of the examinations, the average of the roughness values measured at the measuring points was equally distributed on the surface. In addition, the roughness values measured in the plane of symmetry can be recommended for the evaluation of the milled surface roughness.

## ACKNOWLEDGMENTS

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.

**References:** 1. *Bhardwaj, B., Kumar, R., Singh, P.K.*: An improved surface roughness prediction model using Box-Cox transformation with RSM in end milling of EN 353, *Journal of Mechanical Science and Technology* 28(12), pp.5149-5157. (2014). 2. *Subramanian, M., Sakthivel, M., Sudhakaran, R.*: Modeling and analysis of surface roughness of AL7075-T6 in end milling process using response surface methodology, *Arabian Journal for Science and Engineering* 39(10), pp.7299-7313. (2014). 3. *Sheth, S., George, P.M.*: Experimental investigation and prediction of flatness and surface roughness during face milling operation of WCB material, *Procedia Technology* 23, pp.344-351. (2016). 4. *Benardos, P.G., Vosniakos, G.C.*: Prediction of surface roughness in CNC face milling using neural networks and Taguchi's design of experiments, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 18, pp.343-354. (2002). 5. *Baek, D.K., Ko, T.J., Im, H.S.*: Optimization of feedrate in a face milling operation using a surface roughness model, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 41, pp.451-462. (2001). 6. *Filho, C.J., Diniz, A.E.*: Influence of cutting conditions on tool life, tool wear and surface finish

in the face milling process, Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences 24, pp.10-14. (2002). 7. Gong, F., Zhao, J., Jiang, Y., Tao, H., Li, Z., Zang, J.: Fatigue failure of coated carbide tool and its influence on cutting performance in face milling SKD11 hardened steel, International Journal of Refractory Metals and Hard Materials 64, pp.27-34. (2017). 8. Felhő, C., Kundrák, J.: Effects of setting errors (insert run-outs) on surface roughness in face milling when using circular inserts, Machines 6(2), 14. (2018). 9. Felhő, C., Nagy, A., Kundrák, J.: Effect of Shape of Cutting Edge on Face Milled Surface Topography, Proceedings of the International Symposium for Production Research 2019, pp.525-534. Springer, Cham, 2019. 10. Nagy, A., Kundrak, J.: Investigation of surface roughness characteristics of face milling, Rezanie I Instrumenty V Tekhnologicheskikh Sistemah 90, pp. 63-72. (2019). 11. Nagy, A., Kundrak, J.: Effect of cutting speed on surface roughness: face milling of steel with a parallelogram insert, MultiScience - XXXIII. microCAD International Multidisciplinary Scientific Conference, Miskolc-Egyetemváros, Magyarország, 2019., Paper: D1-4, pp. 1-10. 12. Smith GT. Cutting Tool Technology: Industrial Handbook. London: Springer, 2008. 13. Felhő, C., Karpuschewski, B., Kundrák, J.: Surface roughness modelling in face milling, PROCEDIA CIRP 31, pp. 136-141., (2015). 14. 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, Rezanie I Instrumenty V Tekhnologicheskikh Sistemah 91, pp. 87-96. (2019). 15. European Steel and Alloy Grades, C45, <https://tinyurl.hu/GtDr/>

Антал Надь, Янош Кундрак, Мішкольц, Угорщина

## **ЗМІНИ ЗНАЧЕНЬ ПАРАМЕТРІВ ШОРСТКОСТІ ПОВЕРХНІ СТАЛЕВИХ ЗАГОТОВОК ПІСЛЯ ТОРЦЕВОГО ФРЕЗЕРУВАННЯ**

**Анотація.** У цій статті представлено дослідження шорсткості обробленої торцевим фрезеруванням поверхні сталевий заготовки фрезою з твердосплавною пластинкою. Для вимірювання змін в значеннях шорсткості були взяті 5 площин вимірювання на однаковій відстані одна від одної, і 5 точок вимірювання були розміщені на однаковій відстані уздовж кожної площини. Спочатку вимір робився в площинах, паралельних напрямку подачі, одна з яких - це площина симетрії заготовки, де вісь інструменту рухається вздовж напрямку подачі. Згодом зміни вимірювали в напрямку, перпендикулярному подачі, де середні точки центральних вимірювань були вирівняні по площині симетрії. Середнє арифметичне значення шорсткості виміряних точок було взято в якості базового характеристичного значення шорсткості. Значення точок вимірювання також були проаналізовані щодо цієї бази. Можна констатувати, що базове (середнє) значення шорсткості збільшується при вимірах, паралельних напрямку подачі, в той час як базове значення зменшується при перпендикулярних вимірах. Крім того, діаграми середньої шорсткості ( $R_a$ ) і висоти шорсткості ( $R_z$ ) в кожному напрямку вимірювання показують дуже схожі характеристики. Експерименти підтвердили, що значення параметрів шорсткості змінюються на поверхні фрезерованій поверхні в залежності від напрямку і розташування вимірювання. Експерименти підтвердили, що площини, паралельні подачі, показують різницю в залежності від їх положення і відстані від площини симетрії, яка в основному визначається положенням ріжучої кромки на стороні входу або виходу. На підставі досліджень середнє значення шорсткості, виміряне в точках вимірювання, було рівномірно розподілено по поверхні. Крім того, значення шорсткості, виміряні в площині симетрії, можуть бути рекомендовані для оцінки шорсткості фрезерованої поверхні.

**Ключові слова:** торцеве фрезерування; шорсткість поверхні; розподіл шорсткості.



J. Kundrák, A. Nagy, Miskolc, Hungary,  
A.P. Markopoulos, N.E. Karkalos,  
D. Skondras-Giousios, Athens, Greece

## **EXPERIMENTAL STUDY ON SURFACE ROUGHNESS OF FACE MILLED PARTS WITH ROUND INSERT AT VARIOUS FEED RATES**

**Abstract.** *In the present paper, the variation of surface roughness of machined parts during symmetrical face milling is investigated. During this experimental work, the effect of using a milling insert with a round geometry under various feed rate values on the topography of milled parts is examined. For that purpose, both 2D and 3D surface roughness measurements were performed in three planes parallel to the feed direction, with one of the planes being on the symmetrical plane and the other two being at the same distance from it but in opposite sides. The analysis of the experimental results indicated that although surface roughness increases gradually with increase of feed rate, a considerable increase of surface roughness occurs for feed rate values over 0.4 mm/tooth. Moreover, the overall higher surface roughness values were found to be on the symmetrical plane, which was also more affected by the increase of feed rate than the other two planes.*

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

### **1. INTRODUCTION**

Surface quality of mechanical components is considered very crucial, as it is one of the main indicators of surface integrity and it was shown to affect produced parts' life directly [1]. High surface quality at the last stages of the production can usually be obtained by abrasive processes suitable for finishing, like grinding or polishing, but it is also required to achieve sufficient surface quality from the early stages of manufacturing when turning or milling processes are carried out. In specific, face milling, which is widely used in the industrial environment, is used to create flat surfaces with high dimensional accuracy, appropriate flatness and high surface quality.

Surface roughness is one of the most important aspects of surface quality. For that reason, many scientific works regarding surface roughness during face milling have already been reported in the relevant literature. In the existing experimental studies, it was shown that surface roughness decreases at high cutting speed values [2-4], possibly due to more stable conditions. Moreover, improved machining performance was observed at intermediate and high speeds [3,4]; on the contrary, lower values of cutting speed were related to built-up edge creation and chip fracture, leading to deterioration of surface quality [2,3]. The increase of feed rate, axial and radial depth of cut also lead to surface quality

deterioration [2-4] and particularly, the feed rate is considered as the parameter that mostly affects surface roughness [5,6].

Various researchers have used different approaches for predicting surface roughness. Torra et al. [7] developed a surface morphology prediction model for high feed milling able to consider different geometries, tool configurations and real cutting vibrations with negligible errors. Arizmendi and Jimenez [8] proposed a methodology for predicting the 3D topography based on the kinematics of the face milling process, which can be applied to various insert geometries. By using a regularly spaced grid of points along the feed and pick feed direction they were able to sufficiently predict the surface roughness, including runout effects, as a good agreement was found with experimental face milling tests. Felhő et al. [9] presented a detailed approach for the modeling of surface roughness during face milling with different cutting insert geometries, such as polygonal, round and triangular. The insert geometrical features were modeled, and the technological parameters of the process were taken into account, so that the calculation of the surface topography was possible based on the insert trajectory relative to the workpiece. With this model, sufficient accuracy of the prediction of  $R_a$  and  $R_t$  was achieved, compared to experimental results. Moreover, Jin et al. [10] presented a unified prediction model of 3D surface topography in face milling, considering multi-error sources, with cutting wipers on the inserts. The model could generate point cloud to simulate the machined surface topography and was established by considering the insert geometry, machining process parameters and tool-workpiece dynamics, and integrating them with several error sources. Svalina et al. [11] employed an alternative approach by correlating 23 machined surface images with their actual roughness statistical measurements.

In addition to the above-mentioned works, few researchers have employed artificial intelligence methods for surface roughness prediction. Pimenov et al. [12] compared various methods such as random forest, multilayer perception, radial-basis functions and regression trees for the prediction of surface roughness by monitoring the tool wear. The analysis of the results showed that random forest and regression tree methods exhibited higher accuracy and could provide essential information about the relation of input and output variables, as well as their critical values. Abbas et al. [13] used ANN with the Edgeworth-Pareto method for a face milling operation in order to optimize the cutting conditions, e.g. cutting speed, depth of cut and feed per tooth for a desired value of  $R_a$ . Alharthi et al. [1] developed an ANN model and regression analysis model to predict surface roughness for different values of spindle speed, depth of cut and feed rate. After experimental validation tests, both models were able to predict  $R_a$  with an accuracy of about

95% and 94%, respectively. In addition, a higher surface roughness with increasing feed rate was reported.

Although most researchers investigate the effect of process parameters values on surface roughness, the effect of milling strategy, such as symmetric or asymmetric milling on the surface quality during face milling has rarely been investigated. Bağcı and Aykut [14] compared symmetric and asymmetric face milling strategies, showing that during symmetric milling a lower value of roughness was obtained. Pimenov et al. [15] investigated the effect of the relative position of the milling cutter, which characterizes the face milling process kinematics and affects the contribution of up and down milling. It was found that this factor directly affected milling vibrations, cutting forces and surface roughness and the lowest values of vibrations and cutting forces were observed for the case of up-milling. Finally, they were able to optimize the relative position of the milling cutter for obtaining better machining conditions such as reducing the roughness parameter.

In the present work, an experimental study is conducted with a view to determine the effect of feed rate values on workpiece surface quality during face milling. Contrary to most of the works in the relevant literature, both 2D and 3D surface roughness parameters are determined not only in a single position or plane but in three different parallel planes on the feed direction in order to be able to determine the variation of surface roughness with the distance from the symmetric plane.

## **2. EXPERIMENTAL CONDITIONS**

The experimental tests in the present paper were carried out regarding face milling of normalized C45, 1.0503 grade carbon steel workpieces, using a single cutting insert at various feed rate values. More specifically, milling experiments were performed in a Perfect Jet MCV-M8 CNC vertical machining center with a face milling head with only one round coated carbide insert of RCKT1204M0-PM type mounted on it. The cutting length was 50 mm and the width of cut 58 mm on the milled surfaces of the samples. During the experimental procedure the feed per tooth  $f_z$  values ranged from 0.1 to 0.8 mm/tooth and the other process parameters such as the cutting speed  $v_c$  and depth of cut  $a_p$  were held constant at 200 m/min and 0.8 mm, respectively. The process parameters' values for the face milling experiments are also presented in Table 1.

The face milling head had a nominal diameter ( $D_t$ ) of 68 mm and the rake ( $\gamma_0$ ) and relief angle ( $\alpha_0$ ) of the insert were  $0^\circ$  and  $7^\circ$ , respectively. The hardness of the workpiece material was HB207 and the tensile strength  $R_m$  was 580 MPa [16]. The surfaces were produced with symmetrical setting of face milling under dry machining conditions.

Table 1 – Process parameters’ values for the face milling experiments

No.	$a_e$ [mm]	$a_p$ [mm]	$v_c$ [m/min]	$f_z$ [mm/tooth]
1	58	0.8	200	0.1
2				0.2
3				0.3
4				0.4
5				0.8

The 2D and 3D roughness measurements were carried out on an AltiSurf 520 three-dimensional surface roughness measuring device and a confocal chromatic sensor was employed to perform the measurements. The evaluation of the results, as well as the calculation of 2D and 3D roughness parameters after the measurements, was conducted using AltiMap Premium software. Roughness was measured in three planes parallel to the direction of feed with the one plane being the middle plane and the two planes being at equal distance (20 mm) from that and towards different sides. It is to be noted that the last two planes will be denoted afterwards as entry and exit side plane. The measurements were performed twice in each plane with a 20 mm separation between them, as presented in Figure 1. In accordance with ISO 4288:1998, the lengths of the 2D measurements were 4 mm, whereas for the 3D evaluations, the surface roughness on areas of 2.5 x 2.5 was recorded. The aforementioned lengths and areas are illustrated with lines and squares, respectively, in Figure 1, in respect to the milling head rotation and the workpiece movement directions.

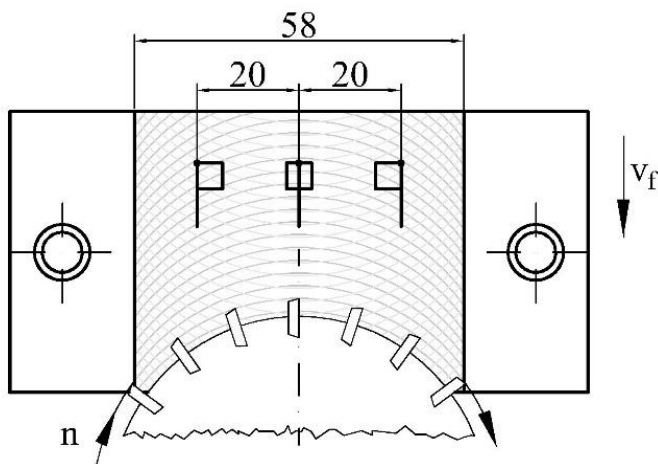


Figure 1 – Surface roughness measurements locations on the workpiece surface

### 3. RESULTS

After the face milling experiments were carried out, surface roughness measurements were performed on the machined samples, each repeated three times and then the results were processed by the aforementioned software in order to determine the values of surface roughness parameters. In Tables 2 and 3, as well as Figure 2, the average values of 2D and 3D roughness parameters, namely Ra, Rz, Sa and Sz for the three parallel planes and five different feed rate values are displayed.

In addition to the average values of 2D and 3D surface roughness parameters, the recorded 2D and 3D surface roughness profiles will be afterwards presented in Figures 3 and 4 for  $f_z = 0.1, 0.3$  and  $0.8$  mm/tooth, in order to show more directly the effect of different feed rate values on the surface topography during face milling.

Table 2 – 2D surface roughness parameters' values in three parallel planes

$f_z$ [mm/tooth]	Ra [ $\mu\text{m}$ ]			Rz [ $\mu\text{m}$ ]		
	Entry	Symm.	Exit	Entry	Symm.	Exit
0.1	0.605	0.747	0.683	3.909	4.012	3.984
0.2	0.975	0.868	1.393	6.272	4.923	7.581
0.3	0.933	0.927	0.922	6.272	4.652	5.381
0.4	0.807	0.949	0.750	4.626	4.731	4.467
0.8	1.704	2.971	1.703	9.822	15.375	9.902

Table 3 – 3D surface roughness parameters' values in three parallel planes

$f_z$ [mm/tooth]	Sa [ $\mu\text{m}$ ]			Sz [ $\mu\text{m}$ ]		
	Entry	Symm.	Exit	Entry	Symm.	Exit
0.1	0.635	0.964	1.461	3.012	5.091	7.462
0.2	1.021	0.908	1.815	5.338	4.440	7.782
0.3	0.952	0.988	0.874	4.148	4.486	4.038
0.4	0.885	0.999	0.828	4.523	4.907	4.431
0.8	1.911	2.723	1.746	8.716	12.442	7.956

### 4. DISCUSSION

The topography of the machined surfaces during face milling is considerably affected by the kinematics of this process. More specifically, during face milling, a rotating milling head is used, on which the cutting insert is mounted, and the workpiece moves with a fixed velocity relative to the cutting tool. Furthermore, during symmetrical face milling, where the

axis of the cutting tool is moving along the symmetrical plane of the machined part, the action of the cutting insert in the first half of the chip removal process corresponds to the up-milling process, whereas in the second half the chip removal process corresponds to a down-milling process. For that reason, after the face milling experiments, it is important to conduct surface roughness measurements not only on the symmetrical or middle plane, but also in parallel planes on two opposite sides. Based on the experimental results, presented in Tables 2 and 3 and depicted in Figure 2, it can be observed that surface roughness values, especially  $R_a$  and  $S_a$  generally increase with an increase of feed rate, as it was anticipated. Regarding  $R_a$ , this increase is gradual up to 0.4 mm/tooth and then  $R_a$  is increased considerably for  $f_z = 0.8$  mm/tooth.  $S_a$  values remain practically unchanged up to 0.4 mm/tooth and then increase sharply, and the same trend is observed for  $R_z$  and  $S_z$  as well. The increasing trend of surface roughness with higher feed rate values and the sharp rise of its values at  $f_z = 0.8$  mm/tooth can be also seen in the 2D surface roughness profile, depicted in Figure 3. From Figure 3, it becomes evident that the height of the profiles becomes much larger at the highest feed rate value.

When the surface roughness values in the case with the lowest and highest feed rate values were compared on the symmetrical plane, it was found that  $R_a$  increased by 3.98 times,  $R_z$  by 3.83 times,  $S_a$  by 2.82 times and  $S_z$  by 2.44 times. On the entry side,  $R_a$  increased by 2.82 times,  $R_z$  by 2.51 times,  $S_a$  by 3.01 times and  $S_z$  by 2.89 times. Moreover, on the exit side,  $R_a$  increased by 2.49 times,  $R_z$  by 2.49 times,  $S_a$  by 1.19 times and  $S_z$  by 1.07 times. From these findings, it can be observed that the effect of increasing feed rate values was more important on the symmetrical plane than the other two planes, on which the increase of roughness values regarding  $R_a$  and  $R_z$  was almost similar and lower than that on the symmetrical plane. When the surface roughness values between different planes are compared, it can be clearly seen that the highest overall values, for the highest feed rate value are recorded on the symmetrical plane. However, in the other cases the surface roughness is not always higher on the symmetrical plane and the highest values can be observed on the entry or exit side as well. Regarding the difference between  $R_a$  and  $S_a$  values between the symmetrical plane and other two planes, it becomes smaller for  $f_z = 0.3$  mm/tooth, implying that the roughness profile becomes more homogenous in this case, as average roughness values are almost similar in all planes.

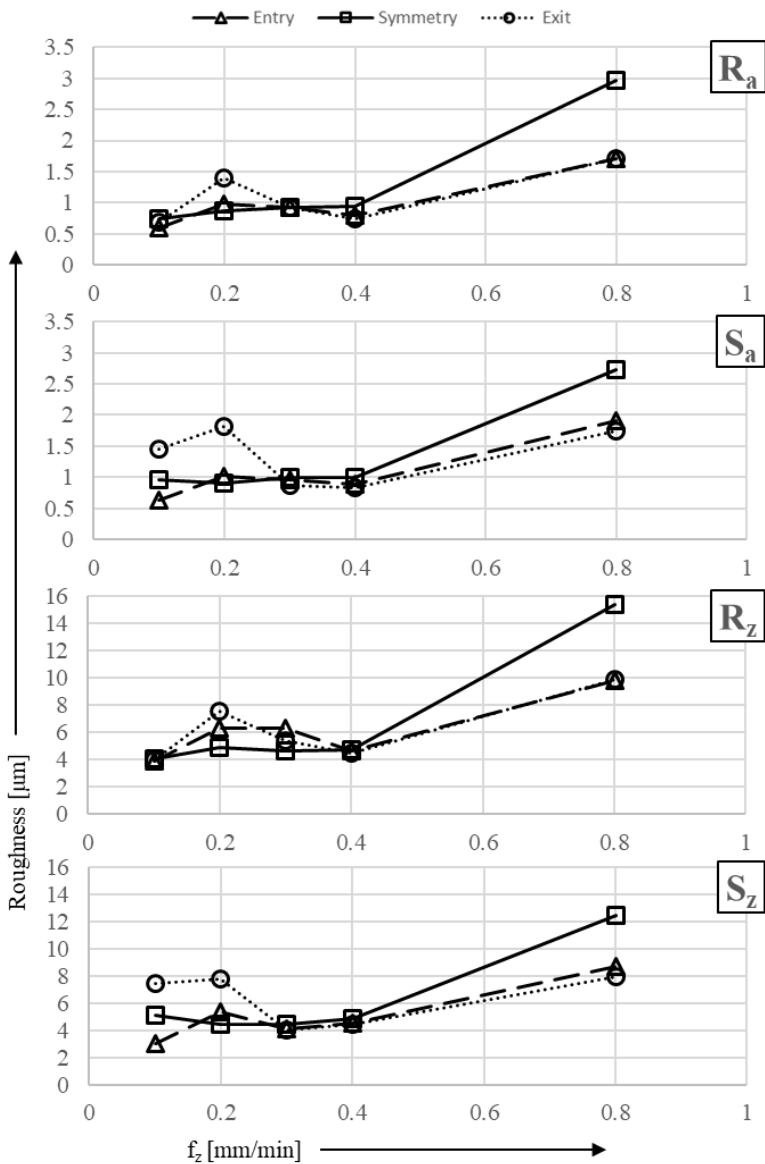


Figure 2 – 2D and 3D surface roughness parameters' values at the three parallel planes for various feed rate values

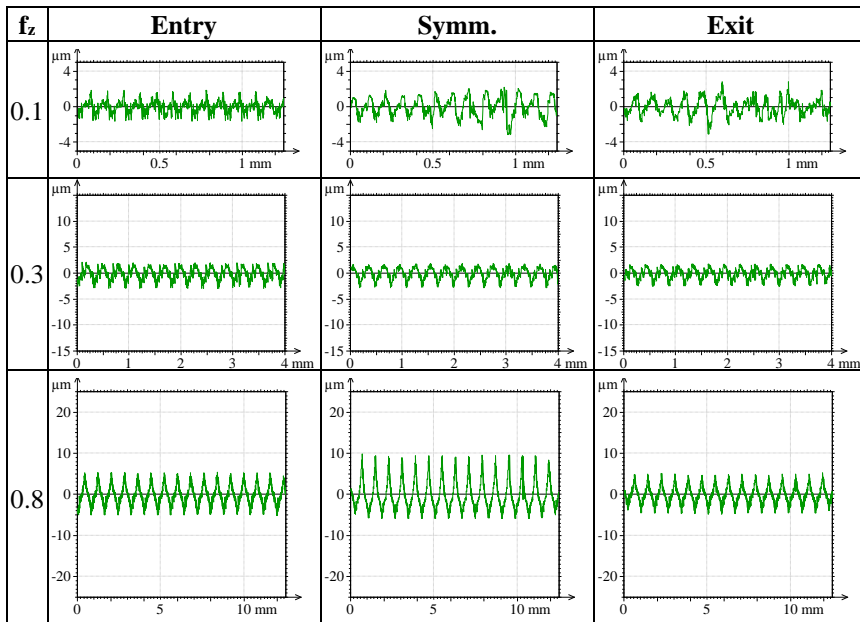


Figure 3 – 2D roughness profiles of the milled surfaces at different feed rates at three parallel planes

The variations in surface topography of the milled workpieces under different feed rates can be also seen in the 3D surface roughness graphs of Figure 4. At first, it can be understood that the shape of the grooves is indicative of the location of each measurement, as arc shaped grooves occur in the entry and exit side, whereas on the symmetrical plane almost straight grooves are formed. However, differences regarding the grooves dimensions are more important for surface quality. The difference between the profiles are not only in the height of the profile, which is much bigger in the case with  $f_z = 0.8$  mm/tooth, but also in the spacing between the micro-grooves formed on the surfaces. As it was aforementioned, the kinematics of the face milling process directly affect the shape of the profile, with a higher feed rate leading to larger spacing between adjacent grooves and also higher height of the profile. In the case with the lowest feed rate, the 3D profile seems less smooth, as irregularities of the surface are comparable to the dimensions of the grooves, whereas for higher feed rates, as the grooves become deeper and spacing between them is increased, these irregularities become less significant. However, the adverse result of surface quality deterioration at the



highest feed rate value becomes obvious by comparing the 3D profiles at every parallel plane.

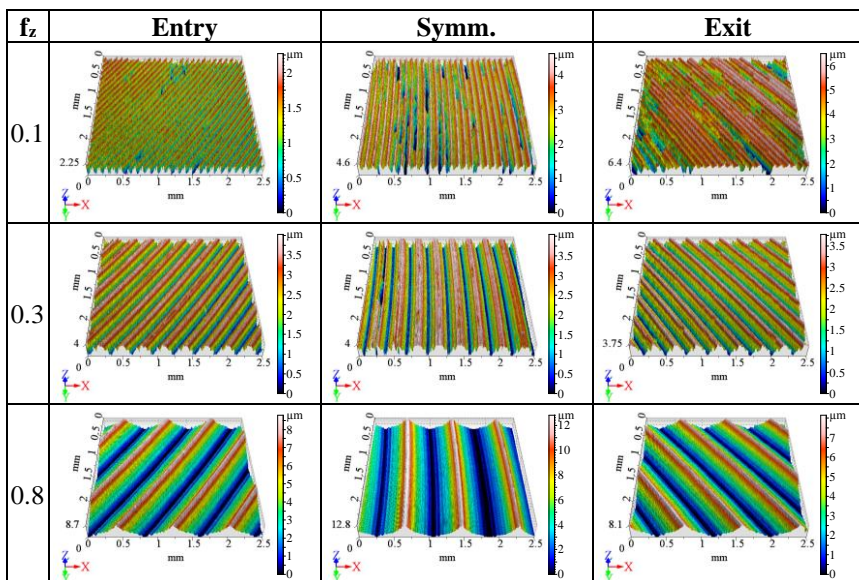


Figure 4 – 3D roughness profiles of the milled surfaces at different feed rates at three parallel planes

## 5. CONCLUSIONS

In the present work, symmetrical face milling experiments on steel workpieces at different feed rate values were carried out with the use of a single round insert, with a view to determine the effect of feed rate on surface topography of the milled parts. The surface quality was examined in every case in three planes parallel to the feed direction and both 2D and 3D surface roughness parameters were determined. From the analysis of the experimental results, various important conclusions were drawn.

The values of all surface roughness parameters showed a variation with feed rate, with a considerable rise for feed values over 0.4 mm/tooth, whereas the variation was minimal for lower values of feed. From these findings, it became clear that feed value should be selected lower than 0.4 mm/tooth in order to achieve an acceptable surface quality, with Ra lower than 1  $\mu\text{m}$ . The highest increase of roughness values was observed on the symmetrical plane,

as well as the largest overall values of every surface roughness parameter. Finally, it was found that the minimum difference of Ra and Sa values between the symmetrical and the other two planes was achieved for  $f_z = 0.3$  mm/tooth.

## ACKNOWLEDGMENTS

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/SiCp using response surface methodology, *Journal of Applied Research and Technology* 15, pp. 283-296. (2017) 3. 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) 4. 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) 5. Selaimia, A.A., Yaltese, M.A., Bensouilah, H., Meddour, I., Khattabi, R., Mabrouki, T.: Modeling and optimization in dry face milling of X2CrNi18-9 austenitic stainless steel using RMS and desirability approach, *Measurement* 107, pp. 53-67. (2017) 6. Hoang, T.D., Nguyen, N.T., Tran, D.Q., Nguyen, V.T.: Cutting forces and surface roughness in face milling of SKD61 hard steel, *Journal of Mechanical Engineering* 65(6), pp. 375-385. (2019) 7. Torta, M., Albertelli, P., Monno, M.: Surface morphology prediction model for milling operations, *The International Journal of Manufacturing Technology* 106(7-8), pp.3189-3201. (2020) 8. Arizmendi, M., Jiménez, A.: Modelling and analysis of surface topography generated in face milling operations, *International Journal of Mechanical Sciences* 163, pp. 105061. (2019) 9. Felhő, C., Karpuschewski, B., Kundrák, J.: Surface roughness modeling in face milling, *Procedia CIRP* 31, pp. 136-141. (2015) 10. Jin, S., Liu, S., Zhang, X., Chen, K.: A unified prediction model of 3D surface topography in face milling considering multi-error sources, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 102 (1-4), pp. 705-717. (2019). 11. Svalina, I., Havrlišan, S., Šimunović, K., Šarić, T.: Investigation of Correlation between Image Features of Machined Surface and Surface Roughness, *Tehnički vjesnik*, 27(1), pp. 27-36. (2020) 12. 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) 13. Abbas, A.T., Pimenov, D.Y., Erdakov, I.N., Mikolajczyk, T., Soliman, M.S., El Rayes, M.M.: Optimization of cutting conditions using artificial neural networks and the Edgeworth-Pareto method for CNC face-milling operations on high-strength grade-H steel, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 105(5), pp. 2151-2165. (2019) 14. Bağcı, E., Aykut, Ş.: 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) **15**. Pimenov, D.Y., Hassui, A., Wojciechowski, S., Mia, M., Magri, A., Suyama, D.L., Bustillo, A., Krolczyk, G., Gupta, M.K.: Effect of the relative position of the face milling tool towards the workpiece on machined surface roughness and milling dynamics, Applied Sciences 9(5), pp. 842. (2019) **16**. European Steel and Alloy Grades, C45, <https://tinyurl.hu/GtDr/>.

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

## **ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ШОРСТКОСТІ ОБРОБЛЕНОЇ ТОРЦЕВИМ ФРЕЗЕРУВАННЯМ ПОВЕРХНІ ФРЕЗОЮ З КРУГЛИМИ ВСТАВКАМИ ПРИ РІЗНИХ ШВИДКОСТЯХ ПОДАЧІ**

**Анотація.** У даній роботі досліджується зміни параметрів шорсткості поверхні оброблюваних деталей при симетричному торцевому фрезеруванні. В ході цієї експериментальної роботи досліджується вплив використання фрезерної пластини з круглою геометрією при різних значеннях швидкості подачі на топографію фрезерованих деталей. Для цієї мети були виконані як двовірні, так і тривимірні вимірювання шорсткості поверхні в трьох площинах, паралельних напрямку подачі, причому одна з площин перебувала на симетричній площині, а дві інші перебували на тій же відстані від неї, але в протилежних сторонах. Експериментальні випробування в цій статті були проведені відносно торцевого фрезерування заготовок з нормалізованої вуглецевої сталі марки С45, з використанням однієї ріжучої пластини при різних значеннях швидкості подачі. 2D і 3D вимірювання шорсткості були виконані на тривимірному пристрої вимірювання шорсткості поверхні AltSurf 520, і для виконання вимірювань використовувався конфокальний хроматичний датчик. Відмінності в топографії поверхні фрезерованих заготовок при різних швидкостях подачі полягають в тому, що форма канавок вказує на місце розташування кожного вимірювання, так як канавки у формі дуги зустрічаються на стороні входу і виходу, тоді як на симетричній площині утворюються майже прямі канавки. Однак відмінності в розмірах канавок важливіші для якості поверхні. Різниця між профілями полягає не тільки в висоті профілю, яка значно більше в разі  $f_z = 0,8$  мм / зуб, але також в відстані між мікроканавками, сформованими на поверхнях. Кінематика процесу торцевого фрезерування безпосередньо впливає на форму профілю, причому більша висота швидкості подачі призводить до більшої відстані між сусідніми канавками, а також до більшої висоти профілю. У випадку з найнижчою швидкістю подачі тривимірний профіль виглядає менш гладким, оскільки нерівності поверхні можна порівняти з розмірами канавок, тоді як для більш високих швидкостей подачі, коли канавки стають глибшими і відстань між ними збільшується, ці нерівності стають менш значущими.

**Ключові слова:** шорсткість поверхні; симетричне торцеве фрезерування; кругла вставка; швидкість подачі.

G. Kostyuk, O. Melkozirova, E. Kostyuk,  
Iyr. Shirokiy, Kharkiv, Ukraine

## **PROSPECTS FOR PRODUCING NANOSTRUCTURES IN THE VOLUME OF PARTS UNDER THE ACTION OF PLASMA FLOWS**

**Abstract.** *The paper presents the results of calculations of temperature fields and temperature stresses based on the solution of the unsteady joint problem of thermal conductivity and thermoelasticity. Zones of the material of the part were found where the conditions for the formation of nanostructures in the temperature range, rate of temperature increase, and maximum temperature stresses are realized. It is shown that under the action of nitrogen ions on steel, a significant region with nanostructures is obtained, while under the action of titanium ions on an aluminum alloy, this zone is limited. Under the action of electrons, nanostructures are not formed, temperature stresses in both cases have values of the order of  $10^8$  N/m<sup>2</sup>, they also do not make it possible to obtain nanostructures directly, while they can accelerate their production over the temperature range and their growth rate.*

**Keywords:** *nanostructured layers; temperature fields; temperature strains; nanoclusters; grain size; joint problem of thermal conductivity and thermoelasticity.*

### **Formulation of the problem**

Processing technologies using plasma flows are used in mechanical engineering, but the production of nanostructures was not theoretically predicted, but not experimentally studied.

All this says that the study of the possibility of obtaining nanostructures under the action of plasma flows is an important and timely task, since expanding the range of technologies for producing nanostructures gives prospects for increasing the physicomechanical characteristics of materials and increases the service life of parts [1-20].

This work was carried out within the framework of the program of the Ministry of Education and Science of Ukraine “New and resource-saving technologies in the energy sector, industry and the agro-industrial complex” (subsection 13 “Aerospace engineering and transport”) on the topics: “Creation of physical and technical foundations for improving the quality of materials of aerospace structures” and “ Development of the technological foundations of integrated technologies for plasma-ion processing of aerospace engineering parts ”(subsection 6“ Physical and technical problems of materials science”), “The concept created nanostructures, nano- and traditional coatings taking into account the influence of adhesion on the efficiency and performance of parts of AT, AD and CT”, "Experimental-theoretical study of the production of nanostructures under the action of ion and light-beam fluxes on structural materials and CT", contractual works and cooperation agreements.

### **Question Status**

In [16–19], the effect of grain size on the physicomechanical and electrical properties of materials was studied; in [16–18], the maximum microhardness was found to depend on grain size. In [17], a weak effect of grain size on microhardness of nitride in nc – TiN/ $\alpha$ Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> magnetron nanocomposites at various annealing temperatures, whereas for vacuum-arc nanocomposites there are grain sizes for which maximum microhardness is realized.

In works [1-5], high microhardness values were obtained for a coating of 0,8ZrN+0,2HfN during combined treatment up to 45 GPa, an increase in wear resistance and resistance of a cutting tool up to 20 times, and when applying only a coating 0,8ZrN+0,2HfN, microhardness amounted to about 35 GPa, which exceeds the microhardness of the individual components by more than 2 times, all this makes it possible to assume that even when coating is applied, the appearance of nanostructures is realized, while the additional electron beam modification will make it possible to obtain more efficient nanostructures with improved properties and at a considerable depth (up to 1 mm).

Due to the action of ions of various sorts, energies, charges and electrons and their current densities, it is possible to maintain sufficient temperatures (due to the corresponding distribution of temperatures along the depth, a high average temperature is ensured), at the same time, choosing a location by depth (varying energies, charges and varieties of ions and electrons) provide high temperature gradients. Consequently, in a rather large volume of material, significant stresses will act, i.e. the conditions for obtaining nanocrystalline structures will be satisfied.

Therefore, having slightly modernized the model of the action of individual particles on structural materials [1, 10], we obtain a model that takes into account the necessary factors (in particular, the charge of the ion and the nature of their complex interaction in a rather large volume under consideration were not taken into account in the model) and the simultaneous action of electrons.

### **1. Model of action of an individual ion and electron on a structural materia**

The interaction of charged particle flows and plasma flows with structural materials is associated with the implementation of a wide range of processes: collisional, thermophysical, thermomechanical thermo-fatigue, diffusion, thermochemical and plasma chemical, but there are currently no studies that take these factors into account and, moreover, their relationship. All these processes affect both the nature of heat transfer in the volume of the part and on the surface, therefore, consideration of these processes is necessary both in

the energy balance in the elementary volume of the metal target and in heat transfer on the target surface, i.e. in boundary conditions.

### 1.1. Heat balance in the elementary volume of a part

The change in the amount of heat in a unit volume (the first term on the left side of the equality) is realized due to: moving the particle flux along the surface to be treated or moving the target relative to the plasma flow with a velocity  $V_n$  (second term), thermophysical processes: the influence on the heat transfer of the final heat propagation velocity (third term), thermal conductivity (first term on the right), displacement of the evaporation front (second term), melting (third term); collision processes: a volumetric heat source due to the action of an ion and an electron particle (fourth term), energy consumption for atomic displacement (fifth term); thermoelastic, thermoplastic and thermo-fatigue processes that determine the energy of deformation of an elementary volume material (sixth term); diffusion processes that determine heat transfer by diffusing material (seventh term); thermochemical processes associated with the implementation of chemical reactions between the target material and the bombarding ions or between the components of alloys and composite materials (the eighth term) and Lenz Joule heating due to current spreading (the ninth term for ion and electron fluxes) and the crystallization energy (last term).

$$\begin{aligned}
 & c[T] \cdot \gamma[T] \frac{dT(x, y, z, t)}{dt} + c[T] \cdot \gamma[T] \frac{\partial T(x, y, z, t)}{\partial y} \cdot V_n + \\
 & + c[T] \cdot \gamma[T] \cdot \tau_p \frac{d^2 T(x, y, z, t)}{dt^2} = \nabla \lambda [T \cdot \nabla T](x, y, z, t) + \\
 & + c[T] \cdot \gamma[T] \cdot V_{tm} \frac{\partial T(x, y, z, t)}{\partial x} - \\
 & - A \cdot L_{i,e} \cdot \gamma [T] \frac{dV_{i,e}}{dt} + B \cdot j_{i,e} \cdot \mu_{i,e} \frac{\partial E_{i,e}}{\partial x} - E_{„M} \cdot S_{„M} \frac{j_{i,e}}{\lambda_{cpi,e}} \pm \\
 & \pm D \frac{dW(x, y, z, t)}{dt} \pm m_a \cdot C_a [T_a] \frac{dn_a}{dt} (T_a - T(x, y, z, t)) \pm \\
 & \pm P_{T,X} \cdot (n_A, n_B, T, t_e) \frac{dn_{A(B)}}{dt} L_{T,X,P} + \rho [T] \cdot j^2(x, y, z, t), \tag{1}
 \end{aligned}$$

where  $C [T]$  and  $\gamma [T]$  are the specific heat and density of the target material corresponding to temperature  $T$ ;

$\tau_p$  – time of temperature relaxation by one Kelvin;

$V_n$  – the velocity of the plasma, electron or ion stream or target relative to it;

$L_{пл}$  and  $L_{т.х.р}$  – specific heat of fusion and thermochemical reaction;

$V_{\dot{\phi}}[T]$  – rate of displacement of the evaporation front;

$V_{нл}$  – volume of molten metal;

$j_{i,e}$  – current density of ions, electrons or plasma flow;

$\mu_{i,e}$  – coefficient of accommodation of an ion and an electron;

$\frac{\partial E_{i,e}}{\partial x}$  – energy loss of the ion and electron at the depth of the target;

$E_{см}$  – atomic displacement energy;

$S_{см}$  – the number of displaced atoms as a result of the action of an ion or electron;

$\lambda_{срi,e}$  – average linear mean free path of ions and electrons in the target material;

$W(x, y, z, t)$  – strain energy of a unit target volume;

$m_a$  – mass of a diffusing atom;

$C_a[T_a]$  – the heat capacity of the diffusing material at a temperature of  $T_a$ ;

$P_{т.х}(n_A, n_B, T, t_{B3})$  – the probability of a thermochemical reaction, depending on the concentration of reagents  $n_A$  and  $n_B$ , temperature  $T$  and interaction time  $t_{B3}$ ;

$n_A$  and  $n_B$  - concentration of the reagent that determines the possibility of a reaction;

$\rho[T]$  – electrical resistivity at temperature  $T$ ;

$j(x, y, z, t)$  – current density taking into account current spreading.

$W_{кр}$  – crystallization energy.

The energy of deformation of a unit volume is defined as:

$$W = G \left[ \begin{array}{l} \varepsilon_{xx}^2 + \varepsilon_{yy}^2 + \varepsilon_{zz}^2 + 2(\varepsilon_{xy}^2 + \varepsilon_{yz}^2 + \varepsilon_{zx}^2) + \\ + \frac{\mu}{1-\mu} \ell^2 - \frac{2(1+\mu)\alpha_1}{1-2\mu} \ell (T(x, y, z, t) - T_i) \end{array} \right], \quad (2)$$

where  $2\varepsilon_{ik} = 2\varepsilon_{ki} = \frac{\partial u_k}{\partial i} + \frac{\partial u_i}{\partial k}$  ( $k, i = x, y, z$ );  $\ell = \varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz}$ ,

$\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy}, \varepsilon_{zz}$  – lengthenings;

$\varepsilon_{xy}, \varepsilon_{yz}, \varepsilon_{zx}$  – shifts relative to the corresponding axes;

$u_x, u_y, u_z$  – movement relative to the corresponding axes;

$\alpha_i$  – coefficient of linear expansion of the target material;

$\mu$  – Poisson's ratio (the ratio of lateral to longitudinal deformation,  $\mu$

values are between 0 and 0.5);

$G$  – shear modulus (second-kind modulus);

$T_n$  – initial temperature. For iron  $G = 3,5\dots5,3 \cdot 10^{10}$  N / m<sup>2</sup>,  $\mu = 0,23\dots0,31$ .

The shear strain  $\varepsilon_{ik}$  cannot be set arbitrarily, they are connected by differential relations - compatibility conditions:

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 \varepsilon_{xx}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_{yy}}{\partial x^2} &= 2 \frac{\partial^2 \varepsilon_{xy}}{\partial x \partial y}; \\ \frac{\partial^2 \varepsilon_{yy}}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_{zz}}{\partial y^2} &= 2 \frac{\partial^2 \varepsilon_{zy}}{\partial z \partial y}; \\ \frac{\partial^2 \varepsilon_{xx}}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_{zz}}{\partial x^2} &= 2 \frac{\partial^2 \varepsilon_{xz}}{\partial x \partial z}; \\ \frac{\partial^2 \varepsilon_{xx}}{\partial y \partial z} &= \frac{\partial}{\partial x} \left[ -\frac{\partial \varepsilon_{yz}}{\partial x} + \frac{\partial \varepsilon_{zx}}{\partial y} + \frac{\partial \varepsilon_{xy}}{\partial z} \right]; \\ \frac{\partial^2 \varepsilon_{yy}}{\partial x \partial z} &= \frac{\partial}{\partial y} \left[ -\frac{\partial \varepsilon_{zx}}{\partial y} + \frac{\partial \varepsilon_{xy}}{\partial z} + \frac{\partial \varepsilon_{yz}}{\partial x} \right]; \\ \frac{\partial^2 \varepsilon_{zz}}{\partial y \partial x} &= \frac{\partial}{\partial z} \left[ -\frac{\partial \varepsilon_{yx}}{\partial z} + \frac{\partial \varepsilon_{yz}}{\partial x} + \frac{\partial \varepsilon_{xz}}{\partial y} \right]. \end{aligned} \tag{3}$$

These conditions verify the correctness of the determination of elongations and shifts, and their correction by introducing additional stresses. To determine the elongations  $\varepsilon_{xx}$ ,  $\varepsilon_{yy}$ ,  $\varepsilon_{zz}$  and the shifts  $\varepsilon_{xy}$ ,  $\varepsilon_{yz}$ ,  $\varepsilon_{zx}$ , we use the expression of the thermoelastic displacement potential  $F$ .

$$\begin{aligned} \Delta \Phi - \frac{1 - 2\mu}{2(1 - \mu)} \cdot \frac{\gamma}{G} \cdot \frac{\partial^2 \Phi}{\partial t^2} &= \\ &= \frac{1 + \mu}{1 - \mu} \cdot \alpha_1 \cdot [T(x, y, z, t) - T], \end{aligned} \tag{4}$$

where  $\gamma$  is the density of the target material.

Given that the problem is solved in a moving coordinate system and upon reaching a stationary or close to it mode, the second term on the left side of equation (4) becomes insignificant, we obtain:

$$\Delta \Phi = \frac{1 + \mu}{1 - \mu} \cdot \alpha_1 \cdot [T(x, y, z, t) - T]. \tag{5}$$



By the magnitude of the thermoelastic potential of displacements and by known relations we find the values of elongations and shifts:

$$\varepsilon_{ik} = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial i \partial k}, \quad (i, k = x, y, z). \quad (6)$$

The magnitude of temperature stresses is determined by the expression:

$$\sigma_{ik} = 2G \left( \frac{\partial^2 \Phi}{\partial i \partial k} - \Delta \Phi \cdot \delta_{ik} \right), \quad (7)$$

where  $\delta_{ik}$  obeys the conditions:  $\delta_{ik} = 0$  at  $i \neq k$  ( $i, k = x, y, z$ )  
 $\delta_{ik} = 1$  at  $i = k$ .

In the seventh term of formula (1), which takes into account heat transfer by a diffusing material, the mass of a diffusing atom is defined as:

$$m_a = M \cdot m_p, \quad (8)$$

where  $M$  is the atomic weight of the applied material;

$m_p$  is the mass of the proton.

The change in the concentration of diffusing atoms per unit time can be determined for  $t < t_k$  as:

$$\frac{dn_a}{dt} = \frac{j}{e \cdot z \cdot \sqrt{\alpha t}},$$

At  $t \geq t_k$

$$\frac{dn_a}{dt} = \frac{j}{e \cdot z \cdot L_D}, \quad (9)$$

where  $j$  – the current density;

$e$  – electron charge;

$z$  – charge number of the applied material;

$L_D$  – part thickness;

$t_k$  – the time during which the part warms up to its entire thickness,  $t_k = L_D^2/\alpha$ ;

$\alpha$  – thermal diffusivity coefficient.

The formula for calculating the diffusion coefficient:

$$K_{\text{diff}} = a_d \cdot d_s^2 \cdot V_0 \cdot \exp(-U / (kT)), \quad (10)$$

where  $a_d$  – factor of the order of 0.1, determined by the type of crystal lattice;

$d_s$  – the distance between the nearest equivalent positions of vacancies in

the crystal;

$V_0$  – a value of the order of the frequency of atomic vibrations in a crystal ( $10^{12} - 10^{14} \text{ s}^{-1}$ );

$U$  – the potential barrier that vacancies must be overcome when shifting to an adjacent position;

$k$  – Boltzmann constant;

$T$  – absolute temperature.

$q_n(x, \tau)$  – the bulk density of the heat flux of radiation at a distance  $(0, l, \delta)$  during the wear time  $\tau$ ,  $\delta = 10^{-5} \div 10^{-4}$  – the thickness of the layer in which the energy of ionizing radiation is absorbed,  $1-R$  is the absorption and  $\alpha$  – the absorption coefficient.

## **1.2. Heat transfer on the part surface**

The heat flux on the target surface is created due to:

1. Collision processes: heat generated on the surface due to the action of an electron or ion (first term on the right), heat flux with atomized particles (third term), with thermoelectrons (fourth term), for ions - heat flux with ion-ion emission or secondary ion emission (fifth term), potential ion-electron emission (sixth term), kinetic ion-electron emission (seventh term), characteristic x-ray radiation (eighth term), bremsstrahlung x-ray (ninth term), transition radiation (tenth term), for electrons heat is removed with secondary electrons (eleventh term), with secondary photons (twelfth term), with Cherenkov radiation (the thirteenth term), with transition radiation (the fourteenth term), with X-ray radiation (the fifteenth term), with the characteristic X-ray radiation (seventeenth term).

2. Thermophysical processes: the heat flux is removed with the vaporized material (the eighteenth term), with the left material in the liquid phase, if conditions are created for its emission (the nineteenth term), with the thermal radiation of the heated surface (the twentieth term) and with condensed atoms previously vaporized (twenty first term).

3. Plasma-chemical processes that occur due to reactions of a plasma stream or ion stream with atomized and vaporized target material or with adsorbed radiation.

Energy is also transmitted through the emission of a stream of ions, electrons or plasma (last term) процессы при действии плазменного потока в широком диапазоне интенсивности потока частиц.

$$\begin{aligned}
 -\lambda [T] \frac{\partial T(x, y, z, t)}{\partial x} = & F_{i,e} + q(r) - F_{расп} - F_{м.э.} - \\
 & - \left[ F_{иу.е} + F_{у.ф.э} + F_{у.э.э} + F_{куэ} + F_{х.ру} + F_{тру} + F_{ну} \right]_i - \\
 & - \left[ F_{еэ} + F_{еф} + F_{у.э} + F_{ну} + F_{х.ру} + F_{тру} + F_{нул} \right]_e - \\
 & - F_{исп} - F_{пл} - \sigma \varepsilon T^*(0, y, z, t) \pm F_{кюнд} + F_{пх} + \sigma \varepsilon_c T_c^*,
 \end{aligned} \tag{11}$$

where  $\sigma$  – the Stefan-Boltzmann constant;

$\varepsilon$  and  $\varepsilon_c$  – the degree of blackness of the surface of the target and the medium;

$T_c$  – medium temperature.

Let us consider in more detail each term in the formula (11):

The heat flux density due to the action of incident particles is:

$$F_{i,e} = \mu_{i,e} E_{i,e} J_{i,e} - K_{omp\ i,e} J_{i,e} E_{omp\ i,e}, \tag{12}$$

where  $\mu_{i,e}$  – the coefficient of accommodation of an ion or electron, which determines the maximum fraction of energy that an ion or electron can transfer to an atom;

$E_{i,e}$  – energy of incident particles;

$K_{omp\ i,e}$  – reflection coefficient of ions or electrons;

$E_{omp\ i,e}$  – energy of reflected particles.

Knudsen defined the coefficient of accommodation as:

$$\mu = \lim_{E_1 \rightarrow E_0} \frac{E_2 - E_0}{E_1 - E_0}, \tag{13}$$

where  $E_0$  – the energy of the incident particle;

$E_1$  – the energy of atoms on the surface;

$E_2$  – the energy of the leaving particle; the remaining notation corresponds to 1.

## 2. The results of the calculation of temperature fields and temperature stresses under the action of a plasma flow and the production of nanostructures

Thermophysical processes under the action of a plasma flow in a wide range of particle flux intensities are studied.

For individual particles ( $j \not\rightarrow_{KP}$ ) and flow as a continuous medium ( $j \not\rightarrow''_{KP}$ ), the results presented in [1] can be used. The study will be carried out mainly

for the case of the interaction of neighboring particles ( $j < j' < j''_{KP}$ ).

For individual particles ( $j \leq j'_{KP}$ ) and flow as a continuous medium ( $j \leq j''_{KP}$ ), the above results can be used. The study will be carried out mainly for the case of the interaction of neighboring particles ( $j < j' < j''_{KP}$ ).

1. We consider three cases of thermal action of plasma on a part. The action of plasma flow particles as individual heat sources, i.e. the case of the absence of superposition of temperature fields of neighboring ions and electrons ( $j \leq j'_{KP}$ ).

2. The combined thermal effect of a number of particles upon application of their temperature fields ( $j \leq j' \leq j''_{KP}$ ).

3. The effect of the plasma stream as a continuous medium ( $j \geq j''_{KP}$ ).

Consider the action of medium-energy electrons and ions in a plasma stream, provided that  $j \leq j'_{KP}$ . If the current density lies between the first and second critical, i.e. when the superposition of temperature fields from the action of neighboring particles is observed, the task becomes more complicated. Let us analyze the effect of only four heat sources, the first two of which are ions with energy  $\dot{E}_i$ , and the rest are electrons with energy  $\dot{E}_e$  (Fig. 4.1), and only a quarter of the energy of each of the four particles is released in the considered region.

This region is limited by a rectangular parallelepiped with sides equal to the distance between particles in the stream  $l_r$  and a height equal to the maximum depth of penetration of the temperature field. Heat sources - electrons - act at points A (0, 0, 0) and C (0,  $l_r$ ,  $l_r$ ), while at points B (0,  $l_r$ , 0) and D (0, 0,  $l_r$ ) ions act (along verticals passing through these points).

In the general case, the consideration of temperature fields in the zone of action of the plasma flow was carried out at current densities equal to the first critical and at intermediate values. Such a consideration makes it possible to identify all extreme situations and assess the feasibility of dividing thermophysical problems by current densities (intensities) in the plasma stream.

In fig. 2 presents a picture of the temperature distribution in the zone of action on a part of iron (steel) of a plasma stream with nitrogen ions (average energy  $\dot{E}_i=800$  eV) and electrons ( $\dot{E}_e=3$  eV) on the following surfaces:

1)  $x=0$ ; 2)  $x=0,75\lambda_{cp}$ ; 3)  $x=1,5\lambda_{cp}$

(where  $\lambda_{-p} = 1/2(\lambda_{ib} + \lambda_{i_i})$  in time

$$t = \frac{\tau_{bi} + \tau_{be}}{2} = \tau_{bcp}, t=2\tau_{bcp}, t=10\tau_{bcp}.$$

The current densities in the plasma stream were:

$j=j'_{KP}=7 \times 10^6$  A/m<sup>2</sup> (fig. 2, a);  $j=8 \times 10^7$  A/m<sup>2</sup> (fig. 2,b);

$j=j''_{кр}=0,3 \times 10^8 \text{ A/m}^2$  (fig. 2, c).

It can be seen that at low current densities the temperature fields in the particle action zone remain the same as under the action of an ion with an energy of 800 eV and an electron with an energy of 3 eV, the maximum temperature is observed in the ion action zone and amounts to 2100 K, while in the action zone electron temperature is much lower. At the considered depths, the temperature distributions differ significantly; somewhat higher temperatures are observed at a depth of  $0.75\lambda_{кр}$ . The temperature distribution over the studied surfaces is substantially inhomogeneous.

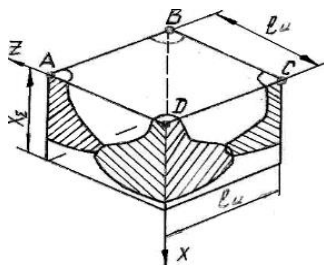


Figure 1 – A further increase in the current density to the second critical leads to an equalization of the temperature distribution

With an increase in the current density in the flow to  $8 \times 10^7 \text{ A/m}^2$ , the superposition of the temperature fields of neighboring particles is observed; the nature of the temperature change in the studied planes becomes more uniform.

In the central part of the surfaces under consideration, the temperatures increase markedly, but the maximum temperature remains the same as in the previous case. However, in this case, temperature gradients are significant, and the nature of the temperature distribution at the studied depths is preserved (Fig. 2, b).

A further increase in the current density to the second critical leads to an equalization of the temperature distribution - they are approaching the maximum. An insignificant temperature gradient is observed along the diagonal where the electrons act (Fig. 2, c). A further increase in current density will lead to an equalization of the temperature distribution over the surface.

Under the action of a plasma flow on an aluminum component ( $\dot{E}_i = 800 \text{ eV}$ ,  $\dot{E}_e = 38 \text{ eV}$ , titanium ions), the nature of the distribution of temperature over depth changes, their difference is observed. So, at a current density equal to the first critical ( $j=j'_{кр}$ , fig. 3, a), there is a significant temperature heterogeneity along the depth of the target and in the studied planes. The nature

of the distribution in the particle action zone is the same as under the action of ions with an energy of 800 eV (the maximum temperature of 637 K is observed at depths  $x = 0.6\lambda_{cp}$  for ions). Significant temperature gradients are implemented. With an increase in the current density in the beam to  $3 \times 10^7 \text{ A / m}^2$  (Fig. 3, b), some alignment occurs in the planes studied, its maximum temperature and its non-monotonicity in depth are preserved, and the gradients decrease compared to previous cases.

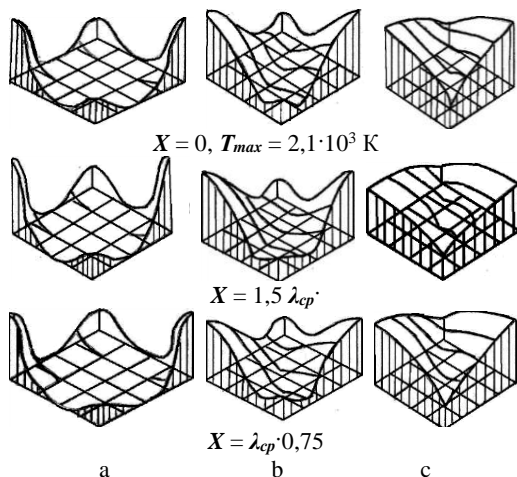


Figure 2 – Temperature fields in the zone of action of the plasma flow on iron /  $E_{cp} = 800 \text{ eV}$ ,  $E_{cpl} = 3 \text{ eV}$  / at various current densities:  
 a -  $j = j_{kp}^I = 7 \cdot 10^6 \text{ A / m}^2$ ; b -  $j = 8 \cdot 10^7 \text{ A / m}^2$ ;  
 c -  $j_{kp}^{II} = 3.3 \cdot 10^8 \text{ A / m}^2$  ( $T_{max} = 2.1 \cdot 10^3 \text{ K}$  nitrogen ions)

A further increase in the current density to the second critical one ( $2.1 \times 10^8 \text{ Am}^2$ , Fig. 3, c) leads to equalization of the temperature distribution in the studied planes and their approximation to the maximum in the diagonal plane of electron action. Thus, an increase in current density leads to equalization of temperature fields.

After the completion of the irradiation cycle, leveling of temperature fields along the surfaces and a certain increase in temperature in depth are observed, after which it decreases. The study of temperature fields showed the presence of high temperature gradients, which indicates the possibility of realizing temperature stresses of significant magnitude. The results of the calculation of temperature stresses are presented in Fig. 4 and 5. So for the case of the action of a plasma flow with nitrogen ions  $E_i = 800 \text{ eV}$  and  $E_e = 3 \text{ eV}$  on

iron, the maximum temperature stresses of  $1.4 \cdot 10^9 \text{ N / m}^2$  at a depth of  $0.6 X_{cp}$  are realized at a current density equal to the first critical ( $7 \cdot 10^6 \text{ A / m}^2$ ) with increasing current density, a decrease occurs at current densities  $j = 8 \cdot 10^6$  and become very insignificant at current densities equal to the second critical density  $j = 6.3 \cdot 10^8 \text{ A / m}^2$ . Moreover, for the first critical dense current, the temperature stresses on the surface reach  $5.7 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ , which decrease with increasing current density (Fig. 4).

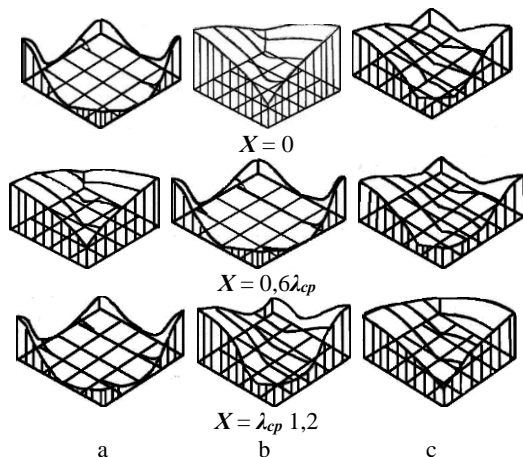


Figure 3 – The temperature fields on the surfaces  $X=0$ ,  $X=0, 6\lambda_{cp}$  and  $X=1,2 \lambda_{cp}$  in the area of the plasma flow  $E_i = 800 \text{ eV - Ti}$ ,  $E_e = 3.8 \text{ eV}$  with current density: a -  $j = j_{kp} = 2,7 \cdot 10^6 \text{ A / m}^2$ ; b -  $j = 3 \cdot 10^7 \text{ A / m}^2$ ; c -  $j = j_{kp} = 3,7 \cdot 10^7 \text{ A/m}^2$  on an aluminum target  $T_{max} = 637 \text{ K}$

In the case of a plasma flow with titanium ions  $E_i = 800 \text{ eV}$  and electrons,  $E_e = 3 \text{ eV}$  on an aluminum component with a current density equal to the first critical current density ( $j_{kp} = 2.7 \cdot 10^6 \text{ A/m}^2$ ), the maximum values of thermal stresses are realized at a depth equal to  $0.6 \lambda_{cp}$  and equal to  $5.4 \cdot 10^8 \text{ N / m}^2$  while at the same time on the surface and at a depth of  $1.2 X_{cp}$  they are small.

The integrated effect of the plasma flow can be considered as for the case of the action of the particle flow as a continuous medium [1] but there the dynamics of temperatures and temperature stresses is substantially insignificant and high temperatures and temperature stresses should not be expected, and especially higher rates of temperature rise.

$$N^+ + e^-; E_i^A = 800 \text{ эВ}; E_e^e = 3 \text{ эВ}$$

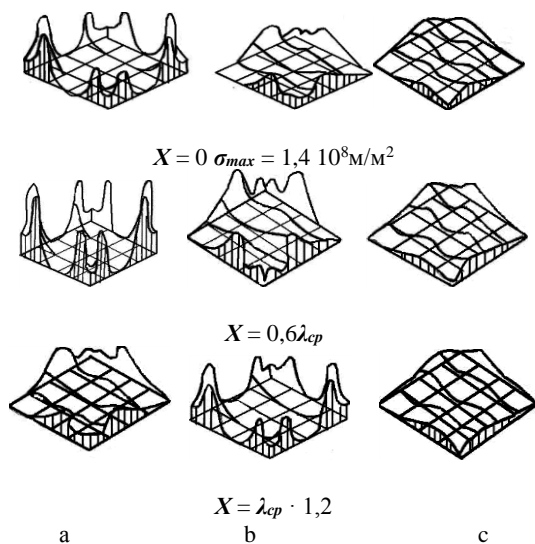


Figure 4 – Temperature stresses in the area of the plasma flow on iron (steel):

$E_i = 800 \text{ eV}$ ,  $E_e = 3 \text{ eV}$ ,  $\sigma_{np} = 1,4 \cdot 10^9 \text{ n/m}^2$ ; a -  $j = j_{kp}^I = 7 \cdot 10^6 \text{ A/m}^2$ ;

b -  $j = 8 \cdot 10^7 \text{ A/m}^2$ ; c -  $j_{kp}^{II} = 6,3 \cdot 10^8 \text{ A/m}^2$

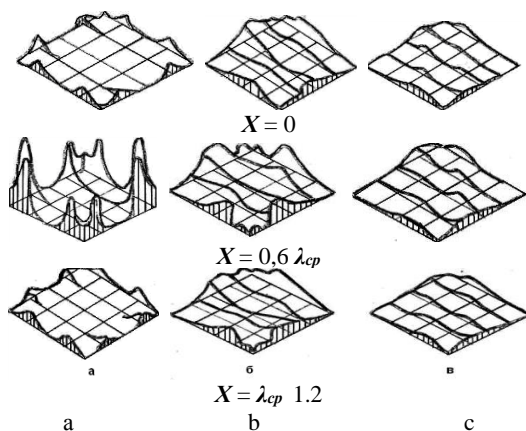


Figure 5 – The fields of temperature stresses in the area of the plasma flow on

molybdenum /  $E_{cp} 0 800 \text{ eV}$ ,  $E_{cpl} = 3 \text{ eV}$  / at various current densities:

a -  $j = j_{kp}^I = 2,7 \cdot 10^6 \text{ A/m}^2$ ; b -  $j = 3 \cdot 10^7 \text{ A/m}^2$ ; c -  $j_{kp} = 2,1 \cdot 10^8 \text{ A/m}^2$ ,

$\sigma_{max} = 5,4 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$



## Conclusions

It is shown that the required temperatures and rates of temperature rise are achieved, the temperature stresses (pressures) are sufficient to obtain nanostructures in the part volume, while at the same time, to increase the efficiency of this process, a small fraction of the catalyst ions can be supplied in the plasma stream.

It is shown that under the action of nitrogen ions on steel, a significant region with nanostructures is obtained, while under the action of titanium ions on an aluminum alloy, this zone is limited. Under the action of electrons, nanostructures are not formed, temperature stresses in both cases have values of the order of  $10^8$  N/m<sup>2</sup>, they also do not make it possible to obtain nanostructures directly, while they can accelerate their production over the temperature range and their growth rate.

**References:** 1. *Kostyuk G.I.* Physical processes of plasma-ion, ion-beam, plasma, light-beam and combined technologies. Physicotechnical foundations of coating, ion implantation and ion doping, laser processing and hardening, combined technologies [Text]: monograph. / *G.I. Kostyuk.* - Kyiv.: Publishing house of AINU, 2002. - 1038 p. 2. *Kostyuk G.I.* Effective cutting tool with a coating and a hardened layer [Text]: reference. / *G.I. Kostyuk.* - Kyiv.: Publishing house of AINU, 2003. - 414 p. 3. *Grechikhin L.I.* Physics of nanoparticles and nanotechnology [Text] / *L.I. Buckwheat.* - Minsk: UE Technoprint, 2004. - 397 p. 4. *Kostyuk G.I.* Scientific basis for the creation of modern technology [Text]: textbook. allowance / *G.I. Kostyuk.* - Kharkiv.: Nat. aerospace. University of them. NOT. Zhukovsky "KhAI", 2008. - 551 p. 5. *Aksenov I.I.* Vacuum arc in plasma erosion sources [Text] / *I.I. Aksenov.* - Publishing house of the Research Institute "KIPT", Kharkiv., 2005. - 211 p. 6. *Gusev A.I.* Nanomaterials, nanostructures, nanotechnologies [Text] / *A.I. Gusev.* - Moscow.: Fizmatlit 2005, 416 p. 7. *Andrievsky R.A.* Nanomaterials: concept and modern problems [Text] / *R.A. Andrievsky* // Physics of Metals and Metallurgy, 2003. - T. 91. - No. 1. - pp. 50 - 56. 8. *Kostyuk G. I.* Effective cutting tools with nanocoats and nanostructured modified layers: monograph-reference: in 2 books. / *G. I. Kostyuk.* - Kharkiv: Publishing house. Planet-print., 2016. - kN. 1. Plasma-ion and ion-beam technologies. - 735 p. 9. *Kostyuk, G. I.* Effective cutting tools with nanocoats and nanostructured modified layers: monograph-reference: in 2 books. / *G. I. Kostyuk.* - H.: Planeta-print, 2017. - kN. 2. Laser technology. - 507 p. 10. *Kostyuk G.* Prospects for designing the chemical composition of hardalloys, taking into account their hardening due to the formation of nanostructures [Text] / *Kostyuk G.I., Popov V.V., Yevsieienkova H.V., Torosyan G.D.* // Modern technologies in industrial production: VII All-Ukrainian scientific and technological conference, April 21-24. - Sumy city, 2020 - pp. 89-90.

Геннадій Костюк, Ольга Мелкозьорова, Олена Костюк,  
Юрій Широкий, Харків, Україна

## **ПЕРСПЕКТИВИ ОТРИМАННЯ НАНОСТРУКТУР У ОБ'ЄМІ ДЕТАЛІ ПРИ ДІЇ ПОТОКІВ ПЛАЗМИ**

**Анотація.** В роботі представлені результати розрахунків полів температур і температурних напружень на основі рішення нестационарної спільної задачі теплопровідності і термопружності. Знаходилися зони матеріалу деталі, де реалізуються умови утворення наноструктур. Розглядаємо три випадки теплової дії плазми на деталь. Дія частинок плазмового потоку:

- як індивідуальних теплових джерел, тобто випадок відсутності накладення температурних полів від сусідніх іонів та електронів ( $j \leq j'_{кр}$ );
- спільну теплову дію ряду частинок при накладенні їх температурних полів ( $j \leq j' \leq j''_{кр}$ );
- дія плазмового потоку як суцільного середовища ( $j \geq j''_{кр}$ ).

Найбільш цікавий випадок при дії електронів та іонів середніх енергій в плазмовому потоці за умови, що  $j \leq j'_{кр}$ . Якщо густина струму лежить між першою і другою критичною, тобто коли спостерігається накладення температурних полів від дії сусідніх частинок, завдання ускладнюється, тому воно і розглядалось. Показано, що при дії іонів азоту на сталь реалізується значна область з наноструктурами, тоді як при дії іонів титану на алюмінієвий сплав ця зона обмежена. При дії електронів наноструктури не утворюються, температурні напруження в обох випадках мають значення порядку  $10^8$  Н/м<sup>2</sup>, вони теж не дають можливості отримувати наноструктури безпосередньо, тоді як можуть прискорити їх отримання. Показано, що досягаються необхідні температури і швидкості наростання температур, величини температурних напружень (тисків) достатні для отримання наноструктур в об'ємі деталі, в той же час для підвищення ефективності цього процесу можна подавати в плазмовому потоці невелику частку іонів каталізатора. Показано, що при впливі іонів азоту на сталь реалізується значна область з наноструктурами, а при впливі іонів титану на алюмінієвий сплав ця зона обмежена. Під дією електронів наноструктури не утворюються, температурні напруження в обох випадках мають значення порядку  $10^8$  Н/м<sup>2</sup>, вони також не дозволяють отримувати наноструктури безпосередньо, хоча можуть прискорити їх утворення в температурному інтервалі і темп їх зростання.

**Ключові слова:** наноструктуровані шари; температурні поля; температурні напруження; нанокластери; розмір зерна; спільна проблема теплопровідності та термопружності.

С. Олійник, Краматорськ, Україна,  
Л. Калафатова, Покровськ, Україна

## **АНАЛІЗ СХЕМИ ОБРОБКИ СКЛАДНОПРОФІЛЬНИХ ОБОЛОНОК ОБЕРТАННЯ**

**Анотація.** У статті розглядаються проблеми точності обробки складнопрофільних маложорстких деталей. З метою підвищення точності шліфування виконується дослідження операційної схеми обробки тонкостінної оболонки. Моделювання похибки профілю на операції остаточного шліфування було виконано для традиційної схеми обробки, на токарному верстаті з агрегатною шліфувальною головою і системою прямого копіювання, і для схеми обробки на обладнанні, яке оснащене механізмом з паралельними структурами. Використана модель базується на математичному описі процесу утворення похибки обробки за допомогою рівнянь відносного руху технологічних баз оброблюваної заготовки і точки контакту робочої поверхні круга із заготовкою. Розрахунки довели, що запропонована схема обробки та технологічне обладнання дозволять виключити похибку установлення, виконати обробку з необхідним кутом розвороту осі круга, підвищити жорсткість технологічної системи і забезпечити точність обробки зовнішнього контуру деталі.

**Ключові слова:** тонкостінні оболонки; алмазне шліфування; похибка обробки; механізми з паралельною кінематикою; моделювання процесів.

### **Постановка проблеми**

Сучасне машинобудування відрізняється геометричною складністю виробів, які виготовлені з нових матеріалів і характеризуються високими вимогами до якості робочих поверхонь та їх обґрунтованими властивостями. В більшості випадків такі вироби виготовляються в дрібносерійному або одиничному виробництві. Це спровокувало розвиток і впровадження реконфігуруємих виробництв, що вимагає використання модульних технологічних систем, які базуються на принципах та методах мехатроніки. В цьому напрямку одним із перспективних шляхів є використання механізмів з паралельною структурою [1], які дозволяють реалізувати широкі функціональні можливості при формуванні геометрично складних поверхонь, нежорстких деталей та реалізації технологічних процесів оброблення з різною фізичною сутністю. Верстати-роботи можуть виконувати фрезерні, свердлильні, токарні, розточувальні, різьбонарізні та шліфувальні роботи [2]. Відомі компоновки таких верстатів забезпечують менші габарити, потенційно велику питому жорсткість, підвищені динамічні характеристики, простоту і технологічність конструкції, крім того похибки, які виникають під час обробки, можна компенсувати використанням відповідного

управляючого програмного забезпечення [3]. При цьому вони дешевші і простіші в обслуговуванні. Їх конструкція та технологічні можливості постійно вдосконалюються. Таке обладнання дає можливість вирішити технологічні завдання, які до цього моменту не мали досконалого рішення.

Складнопрофільні вироби машинобудівної, ракетної та авіаційної техніки характеризуються різноманітністю форм оброблюваних поверхонь та матеріалів, з яких вони виготовляються. Переважно, це тіла обертання: тонкостінні циліндри, які ускладнені елементами, складнопрофільні оболонки, обичайки, диски і т.п. Такі деталі мають різноманітну конфігурацію, конструктивні особливості, розміри, високі вимоги до точності і якості поверхонь. Складаються ці деталі з поверхонь, параметри локальної топології яких змінюються від однієї точки до іншої нескінченно близької до неї точки. Вони виготовляються, в залежності від умов експлуатації, з найрізноманітніших матеріалів: від полімерів до жароміцних і твердих сплавів та виробів з крихких неметалевих матеріалів типу технічних ситалів і кераміки. При цьому до вказаних деталей пред'являють підвищені вимоги по точності та стану поверхневого та приповерхневого шарів. Дослідження факторів, які впливають на похибки при механічній обробці деталей – тонкостінних кілець, фланців, ребер корпусів камер згорання, та методики розрахунку їх деформацій розглянуто в роботі [4]. Розробка методики із забезпечення вимог точності для автоматизованого виробництва тонкостінних деталей з використанням метода циліндричних моментних оболонок та імітаційного моделювання представлено в роботі [5]. Дослідження способів зниження вібрацій під час фрезерування тонкостінних металевих заготовок-облонок, ускладнених додатковими елементами, розглянуто в роботі [6]. Таким чином, проблема прогнозування похибок та встановлення якісного і кількісного їх зв'язку з діючими технологічними факторами при автоматизованій обробці тонкостінних деталей є актуальною в науковому і прикладному аспектах.

### **Аналіз попередніх досліджень і публікацій**

Об'єктом дослідження в статті є технологічна система шліфування складнопрофільних тонкостінних оболонок (довжиною від 0,5 до 2 м і діаметром від 200 мм до 500 мм, з товщиною стінки 4–6 мм), які виготовляються з крихких неметалевих матеріалів типу технічних ситалів і кераміки, наприклад, обтічників ракет різних класів [7]. До таких деталей висуваються високі вимоги по точності поверхонь внутрішнього, зовнішнього контурів та товщині стінки, а також до рівня мікро- і макрогеометрії, дефектності приповерхневого шару виробів. Складна

нетехнологічна форма оболонкової деталі обумовлює особливості оброблення та встановлення її на технологічному обладнанні під час алмазного шліфування, яке є виключно можливим варіантом при обробці матеріалів аналогічного класу. Оброблення кожного виробу є достатньо трудомістким процесом, який займає більше 40 годин та має значну частку доводочних робіт, що виконуються вручну. Дослідження проблеми точності оброблення таких виробів представлені в роботах [7-9], де наведені результати теоретичних та експериментальних досліджень впливу технологічних факторів і систематичних похибок на точність профіля обробленої поверхні під час внутрішнього і зовнішнього шліфування контуру. Встановлено, що основними визначальними факторами при цьому є змінна жорсткість заготовки по довжині, а також силові фактори процесу шліфування. Експериментальні та теоретичні дослідження впливу вібрацій на якість поверхні і точність профілю оболонки дозволили встановити, що головним джерелом коливань у технологічній системі є сили, які виникають з боку дії шліфувального круга на заготовку [7]. Інтенсивність коливань змінюється в залежності від місця контакту круга із заготовкою по її довжині, що впливає на хвилястість поверхні.

Для варіантів обробки на обладнанні з класичною кінематичною структурою була запропонована схема різання, яка відрізняється від традиційної зміною кута нахилу осі круга відносно осі деталі [7]. Результати попередніх досліджень якості поверхні [7, 8] дозволили сформулювати вимоги до напрямку силового впливу на оброблювану поверхню щодо забезпечення в ній мінімального рівня дефектності. Для цього необхідно, щоб основний градієнт напружень від сил різання був зосереджений в об'ємі припуску, що видаляється. В дослідженнях, які представлені в роботах [7, 8], доведено, що зміною схеми різання та режиму шліфування можна впливати на характер взаємодії робочої поверхні круга з оброблюваною поверхнею заготовки за рахунок зміни площі їх контакту. Цей фактор впливає на величину демпфування в системі інструмент-заготовка, перерозподіл припуску в необхідному напрямку вздовж утворюючої круга. Таким чином, можна направлено формувати силовий вплив на поверхню заготовки за рахунок зміни умов роботи алмазних зерен та їх зносу. Така схема обробки має назву шліфування з «перехресними осями». Дослідження схеми процесу глибинного круглого шліфування зі схрещеними осями інструменту і деталі, при якому чорновий припуск знімається торцем круга, а чистове шліфування і виходжування виконується його периферією, показує, що вибір оптимального кута орієнтації дозволяє керувати розмірами плями контакту, що, в свою чергу, впливає на продуктивність обробки, знос

шліфувального інструменту та розвантаження його калібрувальної ділянки [9]. В експериментальних дослідженнях [10] доведено, що зміна традиційної схеми обробки на обробку з перехресними осями шліфувального круга та деталі з одночасним розворотом інструмента в осьовій площині так, щоб його крайка виходила за межі припуску, що видаляється, дозволяє збільшити продуктивність обробки, підвищити стійкість інструменту та стабільність процесу шліфування. В роботі [8] була запропонована схема внутрішнього шліфування, яка відрізняється від традиційної тим, що подача круга відбувається від фланцю до носка заготовки-оболонки. Рівнодіюча сил різання при цьому спрямована в припуск, який видаляється, та прагне притиснути заготовку до установчих елементів пристрою. Така схема дозволила зменшити негативний вплив на якість поверхні, що формується, радіальної складової сили різання, яка в традиційній схемі направлена в оброблювану поверхню.

Таким чином, головними факторами, які впливають на точність та якість поверхні, є статична та динамічна настройка технологічної системи (ТС), рівень силових факторів процесу шліфування та динамічні характеристики елементів ТС. Похибки обробки, які виникають при цьому, наступні: різнововщинність виробу по діаметру та довжині; змінна хвилястість поверхні; невідповідні шорсткість оброблюваної поверхні і дефектність приповерхневого шару виробу [7-9]. Це вимагає впроваджувати у технологічний процес трудомісткі чистові та фінішні операції, які підвищують собівартість виробу.

### **Виділення не вирішених раніше частин загальної проблеми**

Аналіз результатів проведених досліджень вказує на те, що виникнення похибок формування профіля деталі провокує в тому числі і недосконалу схему шліфування заготовки, яка визначається взаємним розташуванням заготовки та інструменту, що впливає на силовий фактор під час обробки та динаміку технологічної системи. Встановлено, що в результаті формоутворення складнопрофільних деталей способом алмазного шліфування сукупна похибка обробки зовнішнього контуру досягає 0,8 мм [7], а хвилястість поверхні по висотному фактору становить до 0,13 мм [7, 9]. Необхідна точність профілю досягається за допомогою операції доведення, яка виконується вручну. Варіанти зміни схеми шліфування обмежені технологічними можливостями традиційного обладнання, яке використовується для механічної обробки таких деталей. Крім того, значний вплив на величину систематичних похибок обробки спричиняє схема базування деталі в пристосуванні та безпосередньо конструкція самого верстатного пристосування. Вдосконалення сучасних

методів отримання заготовок [9] для оболонок з крихких неметалевих матеріалів дозволяє значно зменшити припуск на механічну обробку, таким чином ще більш важливим стає питання забезпечення точності на чистових етапах обробки деталі.

**Мета роботи** є обґрунтування вибору операційних схем шліфування складнопрофільних оболонок при використанні сучасного обладнання для підвищення точності механічної обробки їх поверхонь.

### **Виклад основного матеріалу**

Технологічний процес виготовлення тонкостінних оболонок, який запропоновано в роботі, складається з трьох основних етапів: отримання заготовки, її механічної обробки та операції зміцнення поверхневого шару оброблених поверхонь деталі. Формування профілю виробу із заданими характеристиками здійснюється на етапах внутрішнього шліфування заготовки при її базуванні по зовнішній поверхні і наступного зовнішнього шліфування при базуванні на попередньо обробленій внутрішній поверхні. Традиційна схема обробки обґрунтована можливостями технологічного обладнання для виконання механічної обробки поверхонь оболонки (рис. 1 а). Сучасне обладнання з використанням механізмів з паралельною структурою та з вбудованим обертальним столом [2] дає можливість змінити розташування заготовки відносно опорних поверхонь. Розглянемо схему обробки з розташуванням заготовки у вертикальній площині та за умови зміни схеми базування (рис. 1, б).

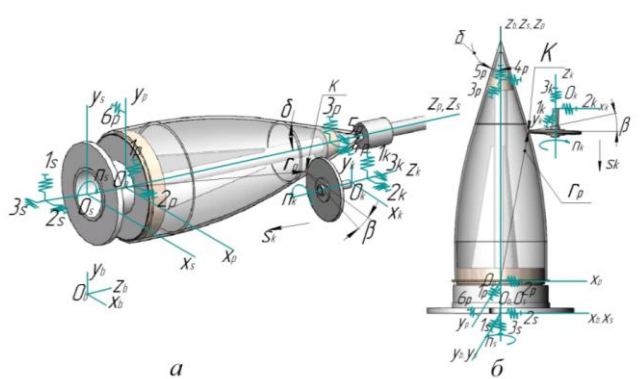


Рисунок 1 – Схеми шліфування при використанні: а – токарного верстата, оснащеного агрегатною шліфувальною головкою та системою прямого копіювання (Варіант I); б – технологічного обладнання з механізмами паралельної кінематики, вбудованим обертовим столом і з системою ЧПК (Варіант II)

Запропонована схема (див. рис. 1, б) з розтискною оправкою виключає похибку базування, дозволяє використовувати схему різання з «перехресними осями» круга і заготовки при розвороті круга відносно осі заготовки на кут, який виключає вплив на точність профілювання зміни положення формоутворюючої точки на поверхні різального інструменту при його переміщенні вздовж оброблюваної поверхні [7]. Також на точність позитивно впливає переорієнтування дії нормальної сили на оброблювану поверхню та підвищення жорсткості технологічної системи в порівнянні з традиційною схемою (див. рис. 1, а). Для оцінки впливу запропонованої схеми різання з врахуванням факторів, що виникають під час механічної обробки, на сукупну похибку виконання профілю деталі при чистовому шліфуванні використаємо імітаційну розрахункову модель, яка була досліджена в роботах [11, 12].

Для побудови математичної моделі технологічна система представлена складеною з підсистем: заготовки ( $p$ ); шпиндель-приспособування ( $s$ ); верстат-станина ( $b$ ); різальний інструмент ( $k$ ) (див. рис. 1). Кожна підсистема має свою систему координат:  $\sum_b$  – технологічного обладнання або верстата-станини,  $\sum_s$  – шпинделя-приспособування,  $\sum_p$  – заготовки,  $\sum_k$  – різального інструменту (шліфувального круга). Характеристикою, яка виконує математичний опис профілю поверхні, що формується під час обробки, в залежності від відносних переміщень баз елементів технологічної системи (з урахуванням схеми відносного руху заготовки та інструменту) виступає радіус-вектор  $\bar{r}_p$ . Радіус-вектор виходить з початку координат заготовки  $O_p$  та закінчується на утвореній поверхні (див. рис. 1, а, б), що дає можливість описати похибку профілювання як функціональну залежність між факторами процесу шліфування, параметрами технологічної системи та відхиленнями радіус-вектора  $\bar{r}_p$ .

Відповідно до обох схем обробки (див. рис. 1), система координат шпинделя з приспособуванням  $\sum_s$  обертається навколо своєї осі  $O_s X_s$ . Система координат інструмента  $\sum_k$  обертається навколо осі  $O_k X_k$  з постійною швидкістю і переміщається в подовжньому напрямку по відношенню до системи верстата  $\sum_b$  за законом  $\bar{S}_k = \bar{S}_k(t)$ . Обертання системи координат шліфувального круга не впливає на визначення



радіус-вектора  $\bar{r}_p$ , тому не враховується в математичній моделі. Таким чином, математичну модель, яка описує довжину вектора  $\bar{r}_p$  на операції зовнішнього шліфування, записуємо у наступному вигляді:

$$\bar{r}_p = M_p M_s M_k M_s' \bar{r}_k + M_p M_s M_s' (\bar{r}_{0k} + \bar{S}_k - \bar{r}_{0s}) - M_p \bar{r}_{s0_p} \quad (1)$$

де  $M_p$  – матриця поворотів системи координат заготовки навколо осей  $O_p X_p, O_p Y_p, O_p Z_p$ ;

$M_s$  – матриця повороту системи координат шпindelь-приспособування навколо осей  $O_s X_s, O_s Y_s, O_s Z_s$ ;

$M_k$  – матриця повороту системи координат шліфувального круга навколо осей  $O_k X_k, O_k Y_k, O_k Z_k$ ;

$M_s'$  – матриця повороту, яка враховує задане схемою відносного руху оброблюваної заготовки і шліфувального круга обертання системи координат шпindelь-приспособування;

$\bar{r}_k$  – радіус-вектор, який визначає місце знаходження точки  $K$  в системі координат шліфувального круга;

$\bar{r}_{0k}$  – радіус-вектор, який визначає місце знаходження початку системи координат інструмента  $O_k$  в нерухомій системі координат верстата;

$\bar{r}_{0s}$  – радіус-вектор, який визначає місце знаходження початку системи координат шпindelя-приспособування  $O_s$  в нерухомій системі верстата;

$\bar{S}_k$  – вектор переміщення системи координат шліфувального круга в нерухомій системі координат верстата;

$\bar{r}_{s0_p}$  – радіус-вектор, який визначає місце знаходження початку системи координат заготовки  $O_p$  в системі координат шпindelь-приспособування.

Похибка профілю зовнішньої поверхні в кожній обраній для дослідження точці  $K_i$  визначається відповідно до виразу:

$$\Delta r_p = r_{pi} - r_{pi0}, \quad (2)$$

де  $\bar{r}_{p_{i0}}$  – задане значення проекції радіус-вектора  $\bar{r}_p$  на площину в зоні контакту до відповідної точки контакту круга і заготовки  $K$  – площину шліфування;

$\bar{r}_{p_i}$  – фактичне значення проекції вектора  $\bar{r}_p$  на площину шліфування.

Фактичне значення проекції вектора на координатні осі представимо у вигляді суми векторів:

$$\bar{r}_p = \bar{r}_u + \bar{r}_n, \quad (3)$$

де  $\bar{r}_u$  – проекція радіус-вектора установки заготовки на площину шліфування, яка визначає вплив переміщень і поворотів системи координат заготовки на точність обробки в поперечному перерізі;

$\bar{r}_n$  – проекція радіус-вектора настройки  $\bar{r}_n$  на площину шліфування, яка визначає вплив сумарних переміщень і поворотів системи координат заготовки і шліфувального круга.

Величина проекції вектора  $\bar{r}_u$  визначається через радіус-вектор  $\bar{r}_{so_p}$  та матрицю поворотів системи координат заготовки  $M_p$ . Величина проекції вектору  $\bar{r}_n$  визначається через радіус-вектори  $\bar{r}_{o_s}$ ,  $\bar{r}_k$  та матриці  $M_s$  і  $M_k$ . Проекція радіус-вектора налаштування  $\bar{r}_n$  на площину шліфування описується векторною сумою:

$$\bar{r}_n = \bar{r}_{sn} + \bar{r}_k, \quad (4)$$

де  $\bar{r}_{sn}$  – проекція вектора  $\bar{r}_{sn}$  в площині шліфування, яка визначає відстань і напрямок між осями  $O_s X_s$  і  $O_k X_k$  у площині шліфування;

$\bar{r}_k$  – проекція вектора  $\bar{r}_k$ , що визначає відстань і напрямок між віссю  $O_k X_k$  і точкою  $K$  в площині шліфування.

Похибка установки викликає відхилення початкових значень розмірних параметрів рівняння руху, а похибки статичного та динамічного налаштувань викликають відхилення як початкових, так і поточних значень параметрів відносного руху елементів технологічної

системи. Після підстановки значень параметрів відхилень відносного руху технологічних баз у рівняння математичної моделі (1) можна визначити похибку формування профілю деталі на операції алмазного шліфування і врахувати похибки, які виникають при прямому копіюванні профілю заготовки (див. рис. 1, *a*) або залежать від конструкційних параметрів технологічного оснащення (див. рис. 1, *a, б*).

Під час обробки під дією сил різання та інерції, мас заготовки і пристосування, крутних моментів у технологічній системі порушується задане відносне розташування систем координат заготовки, шліфувального круга, шпинделя-пристосування. Особливістю цієї моделі для визначення похибки профілювання складних поверхонь є те, що вона дозволяє врахувати змінності зазначених сил і моментів за величиною і напрямком, які пов'язані не тільки з нерівномірним припуском і змінною приведеною жорсткістю заготовки і пристосування вздовж профілю деталі по ходу подачі інструмента, але і з складною формою оброблюваної деталі та станом алмазного круга.

Розрахункова модель розроблена з використанням математичної моделі (1) в системі візуального математичного моделювання Matlab Simulink. Застосування системи імітаційного моделювання дозволяє досліджувати формування профілю поверхні під час шліфування з урахуванням змінного характеру вихідних даних, які описуються як аналітичними, так і експериментальними залежностями. Розроблена модель надалі буде використана як інструмент для перевірки нових технологічних рішень, що стосуються обробки маложорстких складнопрофільних виробів на технологічних машинах із механізмами паралельної структури.

Змодельємо величину похибки профілювання на операції чистового шліфування зовнішньої поверхні виробу за традиційною схемою обробки (див. рис. 1, *a*) – варіант I, та схемою, яка пропонується (див. рис. 1, *б*) – варіант II.

Похибка статичної настройки ТС з'являється в результаті помилок у налаштуванні, вимірах, наявності геометричної неточності обладнання, похибки встановлення заготовки на обладнанні. Похибка устанавлювання складається з похибок базування, затискання та самого пристосування. Установчі поверхні пристосування обробляють на тому ж верстаті, тому похибка пристосування має незначний вплив і не враховується далі. Похибка затискання визначається контактними деформаціями виробу. За експериментальними даними [7] величина похибки затискання незначна в порівнянні з похибкою базування. Похибка базування має осьову та кутову складові, які врахуємо в імітаційній моделі. Осьова складова похибки виникає через розбіжність технологічної та виміральної баз та

за даними роботи [7] для традиційної схеми обробки складає на остаточній операції алмазного шліфування зовнішнього контуру  $\Delta_{\sigma o} = 1,13$  мм. Базування заготовки виконується по поверхням опор оправки (див. рис. 1, *a*). Між заготовкою та циліндричною частиною оправки існує зазор, який приводить до повороту заготовки під час обробки під дією сили різання. Таким чином, кутова похибка базування складається з похибки вивірки осі заготовки при внутрішньому шліфуванні та величини зазору між циліндричною опорою оправки та базовою поверхнею заготовки [7]. В результаті похибка базування впливає на відхилення товщини стінки заготовки по її довжині, що унеможливує використання автоматичного отримання розміру і для варіанту традиційного методу обробки приводить до необхідності здійснення корегування позиції інструмента відносно заготовки.

Похибка статичного налаштування верстату в традиційній схемі обробки зовнішньої поверхні обумовлена налаштуванням шпинделя шліфувального круга відносно установчих елементів пристосування та копіру, так як обробка виконується методом прямого копіювання. Похибка налаштування верстата на розмір в осьовому та діаметральному напрямках приймається за вимірами та розрахунками, представленими в роботі [7], і складає в осьовому напрямку  $\Delta_{но} = 0,58-1,66$  мм в залежності від місця обробки по довжині контуру і в радіальному напрямку –  $\Delta_{нр} = 0,054$  мм.

Знос шліфувального круга впливає на зміну величини радіус-вектора  $r_k$ . Під час шліфування профіль круга нерівномірно змінює свою форму, що приводить до похибки профілювання. Способом зменшення похибки є розворот круга на кут  $\beta$  між осями круга та заготовки. В роботі [7] доведено, що при розвороті круга на кут більше  $10^\circ$ , похибка, пов'язана зі зміною контактної поверхні інструмента, зникає. При традиційній схемі обробки розворот круга через конструктивні особливості верстату та схеми шліфування можливо виконати тільки на  $7^\circ$ , що обумовлює похибку при обробці параболічної поверхні, яка збільшується вздовж заготовки. При обробці конічної поверхні похибка профілювання, яка залежить від зношення поверхні круга, відсутня. При моделюванні обробки заготовки за схемою (див. рис. 1, *b*) круг можливо розгорнути на  $12^\circ$ , що виключить появу цієї похибки.

В процесі обробки при переміщенні точки  $K$  – точки контакту інструменту і виробу, який обробляється, вздовж осі  $Z_p$  (див. рис. 1) відбувається зміна жорсткості технологічної системи, що пов'язано з

особливостями конструкції деталі і обраної схеми шліфування. Це впливає на величину відхилення пристосування і заготовки і, як наслідок, на зміну величини радіус-вектора  $\bar{r}_p$ . Для розрахунків визначено зміну жорсткості заготовки-оболонки, яка встановлена на оправці, під дією складових сил різання для обох варіантів (див. рис. 1, а, б). Також враховані зміни геометричних характеристик деталі, які виникають при видаленні припуску під час обробки, таких як пересування координати центра тяжіння, зміна центробіжних моментів інерції, що впливає на появу сил та моментів інерції.

Крім сил різання на заготовку діють сили інерції, які можуть виникати через обертання неврівноважених мас, що було враховано в роботі [12] при моделюванні чорнового етапу внутрішньої обробки контуру оболонки. Для чистового етапу обробки зовнішнього контуру сили інерції незначні і мало впливають на точність профілювання.

Для моделювання сумарного впливу перерахованих факторів на точність обробки були прийняті наступні умови зовнішнього шліфування оболонки: матеріал оброблюваної заготовки ситал АС-418, шліфування виконується алмазним кругом ІАІ 200x10x3x76 315/250-4-M2-01 зі сталою формою круга, яка за рахунок його прироблення виникає після 60 годин шліфування [7]; режим шліфування відповідає рекомендованому в роботах [7-9] (глибина різання 1 мм, подача 0,65 мм/об, швидкість різання 40 м/с, частота обертання заготовки 80 об/хв); нормальна складова сили різання змінюється при переміщенні інструмента по координаті  $Z_p$  від 150 до 420 Н [7]; для варіанта І змодельована обробка поверхні з кутом нахилу осі шліфувального круга до осі заготовки  $\beta=7^\circ$ , де при зміні миттєвого кута  $\delta$  поверхні оболонки (див. рис. 1) виникає похибка профілювання, для варіанта II –  $\beta=12^\circ$ , як наслідок – відсутня похибка профілювання на параболічній частині заготовки; розрахунок приведеної жорсткості, моментів інерції, координати центра тяжіння виконано в прикладній програмі SolidWorks Simulation та відповідають експериментальним даним, які представлені в роботах [7-9]; для варіанту II згідно даним роботи [2] прийнята просторова точність  $\pm 0,025$  мм, постійна для всієї зони обробки.

Похибка профіля заготовки по координаті  $X_p$  (див. рис. 1) впливає на похибку товщини стінки оболонки і відображається на її експлуатаційних характеристиках. На рис. 2 представлена залежність

сумарної похибки профіля від координати  $X_p$  для обох варіантів схем обробки.

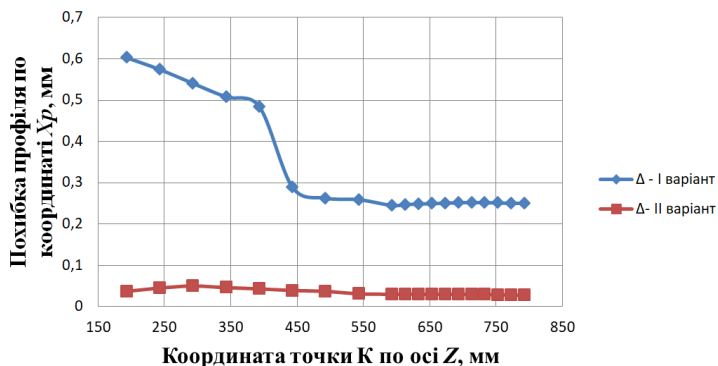


Рисунок 2 – Результат моделювання похибки профіля деталі по координаті  $X_p$

Розрахунки похибки профіля оболонки, які виконані для схеми варіанта I, відповідають експериментальним даним, які надаються в роботі [7], і підтверджують адекватність моделі. Виходячи з цього, порівняння отриманих результатів при реалізації обох варіантів обробки (див. рис. 2) свідчить про підвищення точності профілювання деталі при використанні запропонованого варіанту шліфування у порівнянні з базовим від 12 до 5 разів в залежності від положення зони контакту круга із заготовкою по її довжині. Таким чином, модель можливо використовувати, як інструмент для перевірки технологічних рішень відносно обробки тонкостінних складнопрофільних оболонок, а також інших подібних деталей для будь-яких схем обробки, які реалізовані на існуючому технологічному обладнанні.

### **Висновки і пропозиції.**

Для забезпечення точності отримання розглянутих деталей в роботі [7] вказано на необхідність використання спеціального технологічного обладнання, але для умов одиничного або дрібносерійного виробництва це суттєво підвищить собівартість виробів. Розрахунки підтвердили, що верстати з механізмами паралельної кінематики по своїм технологічним можливостям здатні забезпечити необхідну точність оброблення подібних виробів, а завдяки високій гнучкості та універсальності мають

можливість виготовляти вироби з невисокою серійністю в умовах реконфігуруємого виробництва. Зміна схеми шліфування заготовки та її реалізація на верстатах з механізмами паралельної кінематики дозволить виключити похибку базування, підвищити жорсткість технологічної системи, забезпечити можливість виконання схеми зі «схрещеними осями» з необхідним кутом розвороту осі круга до 12°. Згідно до умов експлуатації виробів допуск на діаметр для розглянутих деталей складає не більше  $\pm 0,1$  мм, допуск на товщину стінки  $\pm 0,03$  мм, що за результатами розрахунку (див. рис. 2) виконується для варіанту II. Однак залишаються проблеми нівелювання вібрацій, які виникають при механічній обробці виробів аналогічного класу. Це вимагає удосконалення конструкції технологічного оснащення для умов реконфігурованого виробництва і стане предметом наступних досліджень.

**References:** 1. Pavlenko, D. Vakhnichenko, E. Kostyuk, V. Kropivnyi. Tendenciya rozvy`tku obladnannya z mexanizmy` paralel`noyi struktury` [Trends in the development of equipment to the mechanisms of parallel structure]. Design, production and exploitation of agricultural machines, 2012, no.42 (2), pp. 181-186. 2. 5-axis-machining centers. [Available at: https://www.itmash.ru/katalog/5-ti-osevye-stanki-i-obrabatyvaushchie-centry-s-chpu/pg2026-40-45-portal](https://www.itmash.ru/katalog/5-ti-osevye-stanki-i-obrabatyvaushchie-centry-s-chpu/pg2026-40-45-portal) (accessed 18.03.2020). 3. Merlet, J.P. Parallel Robots [Solid Mechanics and Its Applications]. Berlin. Springer, 2006. 394 p. 4. Morgunov A.P., Chkhetiani E.Yu. Tehnologicheskoe obespechenie tochnosti mehanicheskoy obrabotki tonkostennykh detaley aviatsionnykh dvigateley [The technological base of machining precision of the thin-walled plane engine details]. Omsk Scientific Bulletin. Series «Equipment, Machines and Technologies», 2012, no.1 (107), pp. 130-132. 5. Lastovskiy P.N. Obespechenie zadannykh trebovaniy tochnosti pri avtomatizirovannoy tokarnoy obrabotke tonkostennykh detaley: avtoref. dy`s. na zdobuttya nauk. stupenya kand. texn. nauk: specz. 05.02.08 «Texnologiya mashynobuduvannya» [Ensuring specified accuracy requirements for automated turning of thin-walled parts. Abstract of a thesis candidate eng. sci. diss (Ph. D) 050208 «Technology of mechanical engineering»]. Omsk, 2010. 24 p. 6. Kolluru Kiran, Axinte Dragos, Becker Adib. A solution for minimising vibrations in milling of thin walled casings by applying dampers to workpiece surface. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2013, no.62, pp.415-418. 7. Pokolenko D. V. Pidvy`shhennya efekty`vnosti obrobky` anteny`x obtichny`kiv iz sy`taliv za raxunok udoskonalennya texnologiyi almaznogo shlifuvannya: avtoref. dy`s. na zdobuttya nauk. stupenya kand. texn. nauk: specz. 05.02.08 «Texnologiya mashynobuduvannya» [Improvement of the efficiency of machining antenna cords from cetalls by improving the technology of diamond grinding. Abstract of a thesis candidate eng. sci. diss (Ph. D) 050208 «Technology of mechanical engineering»]. Donetsk, 2014. 20 p. 8. Kalafatova L. P. Technologichni osnovy` pidvy`shhennya efekty`vnosti obrobky` ta zabezpechennya yakosti vy`robiv iz texnichny`x stekol i sy`taliv: avtoref. dy`s. na zdobuttya nauk. stupenya doct. texn. nauk: specz. 05.02.08 «Texnologiya mashynobuduvannya» [Technological Basis of the Defectness of Raise of Efficiency of Machining and Provision of the Required Quality of the Articles Made of Technical Glass and Cetalls. Abstract of a thesis Dokt. Of Techn. Sciences diss 050208 «Technology of mechanical engineering»]. Kharkiv, 2001. 24 p. 9. Kalafatova L. P., Matjuha P. G., Pokolenko V. D., Olejnik S. Ju., Poezd S. A. Povyshenie jeffektivnosti shlifovaniya tverdih splavov i konstrukcionnoy keramiki: monografija [Improving the efficiency of grinding of

hard alloys and structural ceramics. Pokrovsk, CEI DonNTU Publ., 2017. 182 p. **10.** Vyal'cev M.V., Gusyev V.V., Molchanov O.D., Pokolenko D.V., Sirchenko O.V. Sposib shlifuvannya til obertannya z pryamolinijny`my` i kry`volijny`my` tvirny`my` [Method of grinding the rotational bodies with straight and curvilinear generator]. Patent UA, no.54942, 2005. **11.** Kalafatova L.P., Oleynyk S.Yu., Pokolenko D.V. Matematicheskaya model dlya opredeleniya zakonornostey formirovaniya pogreshnosti obrabotki pri shlifovanii obolochek slozhnogo profilya iz sitalla. [The mathematical model to determine the regularities of the formation of the machining errors during grinding the glass-ceramic shells of complex profile]. Technologies of informations are in education, science and production, 2016, no.2(13), pp.89-99. **12.** Kalafatova L.P., Oleynyk S.Yu., Pokolenko D.V. Povyshenie tochnosti obrabotki pri vnutrennem shlifovanii tonkostennyih obolochek slozhnoy formy iz hrupkih nemetallicheskih materialov [Improving the accuracy of machining during internal grinding of thin-walled shells of complex shape from brittle non-metallic materials]. Cutting & tool in technological system, 2017, no.87, pp. 85-96.

Svitlana Oliinyk, Kramatorsk, Ukraine,  
Lydmila Kalafatova, Pokrovsk, Ukraine

## ANALYSIS OF THE MACHINING SCHEME OF COMPLEX-PROFILES SHELLS OF ROTATION

**Abstract.** *Modern engineering products have complex geometry with high quality requirements, are made from new materials that is provoked the development and use the mechanisms of parallel structure, which are distinguished by high rigidity characteristics, as well as have wide functional capabilities. The precision problems of machining of complex-profile low-rigid parts, in particular thin-walled pyroceram shell are considered in article. Scheme of machining affect the accuracy and depends on the capabilities of technological equipment. Rationale for scheme of machining a thin-walled casing is presented in article. The accuracy of machining the outer profile of the casing was simulated for last step of diamond grinding. The simulation was performed for a traditional scheme of machining, which is performed for a lathe with an aggregate grinding head and a direct copying system, and for a scheme of machining for equipment that is fitted out with a mechanism with a parallel structure. The model of formation of the machining error is based on using the equations of relative displacement of the technological bases of the workpiece and the contact point of the working surface of the diamond wheel with the workpiece. The model takes into account the static and dynamic characteristics of the technological system and force factors during grinding. The calculations have confirmed that proposed solutions are able to provide the necessary machining precision. Changing the machining scheme of the workpiece and performing such machining on equipment with mechanisms of parallel structures eliminates the basing error, increases the rigidity of the technological system, and provides the possibility of turning the axis of the diamond wheel with the required angle.*

**Keywords:** *thin-walled shell; diamond grinding; the error of machining; mechanisms of parallel structures; process modeling.*



А. Саградян, С. Агбальян, А. Мартиросян,  
Н. Ордян, Х. Погосян, Ереван, Армения

## **ИЗУЧЕНИЕ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ОПТИМИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ АЛМАЗНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ НА МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ СВЯЗКЕ**

**Аннотация.** В работе исследована оптимизация технологии изготовления алмазных инструментов на базе разработанного ранее авторами метода двухэтапного свободного жидкофазного спекания алмазно-металлических прессовок. Для изучения возможностей оптимизации технологии изготовления алмазно-металлических композитов методом свободного спекания была выбрана металлическая связка состава (вес. %) 51%Fe – 9%Ni – 32%Cu – 8%Sn. Изучены влияние температуры и продолжительности спекания образцов, полученных при различных давлениях холодной прессовки, на твердость и прочность инструмента. Результаты исследований твердости и прочности на срез композиционных материалов, полученных по оптимизированной технологии, позволяют судить о возможностях ее применения для изготовления алмазных инструментов. Задачу повышения долговечности инструментов осуществлялось за счет металлизации термодиффузионным насыщением в галогеносодержащей среде алмазных порошков титаном. Оптимизированную технологию можно рекомендовать в производстве высокопроизводительных алмазных инструментов.

**Ключевые слова:** свободное спекание; композиция; аргон; холодное прессование; металлизация; жидкая фаза.

Применение алмазных инструментов на металлических связках при тяжелых режимах обработки на практике подчеркивает неоспоримое преимущество таковых перед инструментами на органических, керамических, резиновых и др. связках. Алмазные инструменты на металлических связках, изготовленные методом порошковой металлургии, отличаются высоким качеством и долговечностью, а сам метод их получения дает широкие возможности для разработок новых технологий и составов связок [1]. Ранее разработанная нами технология изготовления алмазных инструментов на металлической связке методом свободного двухэтапного спекания алмазно-металлических прессовок [2] позволяет получать высокопроизводительные инструменты за счет обновления в режиме самозатачивания режущих кромок алмазно-металлических композитов. Интерес к этой технологии (рис.1) вызван отсутствием необходимости применения жаропрочных или высокопрочных графитовых пресс-форм, используемых при горячей прессовке алмазно-металлических композиционных материалов, а также высокой производительностью.

---

© А. Саградян, С. Агбальян, А. Мартиросян, Н. Ордян, Х. Погосян, 2020

Вместе с этим возможно упрощение технологической схемы изготовления алмазно-металлических композитов будет способствовать более широкому применению данного метода в производстве алмазных инструментов.



Рисунок 1 – Технологическая схема изготовления алмазно-металлических композитов

Метод свободного спекания с использованием различных технологических схем и составов металлических связок описан в ряде научных публикаций [3, 4]. На основании анализа результатов исследований этих работ можно прийти к следующему выводу: прочные и износостойкие алмазно-металлические композиты возможно получить либо при слишком высоких давлениях холодной прессовки, либо при высоких значениях температуры спекания. Как известно, высокие значения этих технологических параметров изготовления отрицательно влияют на качество готового алмазного инструмента. Так, высокие давления прессования приводят к разрушению части алмазных порошков, а высокая температура спекания – к разупрочнению таковых.

Целью исследований является оптимизация технологии изготовления алмазных инструментов на базе разработанного нами метода двухэтапного свободного спекания алмазно-металлических прессовок, как минимум без ухудшения физико-механических свойств изделий, полученных оптимизированной технологией.

Известно, что металлы группы железа способны образовать прочный каркас, удерживающий в себе алмазные зерна. Для изучения возможностей оптимизации технологии изготовления алмазно-металлических композитов методом свободного спекания была выбрана смесь металлических порошков группы железа и медь-олова (4:1) в пропорциях 60 и 40 масс. % [5]. Наличие в смеси 40 %-ов пластической составляющей с низкой температурой плавления на наш взгляд позволяет получить изделия с хорошими физико-механическими свойствами при средних значениях давления прессовки и температуры спекания.

Нами были проведены исследования физико-механических свойств, прессованных и спеченных в среде аргона образцов размеров 40х5х6 мм, без предварительного их спекания в восстановительной среде и повторной холодной допрессовки. Значения твердости и прочности спеченных образцов являются теми показателями физико-механических свойств, которые характеризуют эксплуатационные свойства многокомпонентной металлической связки, используемой в производстве алмазных инструментов. Этот факт и был определяющим в выборе направления исследований. С целью определения оптимальных значений температуры и продолжительности термофиксации, необходимых для получения

достаточно твердых и прочных спеченных в защитной среде образцов были изучены влияние температуры и продолжительности спекания образцов, полученных при различных давлениях холодной прессовки, на твердость и прочность инструмента. Результаты исследований твердости (рис. 2, а, б) и прочности на срез (рис. 3, а, б) композиционных материалов (вес.%) 51Fe - 9Ni - 32Cu - 8Sn, полученных по упрощенной технологической схеме позволяют судить о возможностях ее применения для изготовления алмазных инструментов.

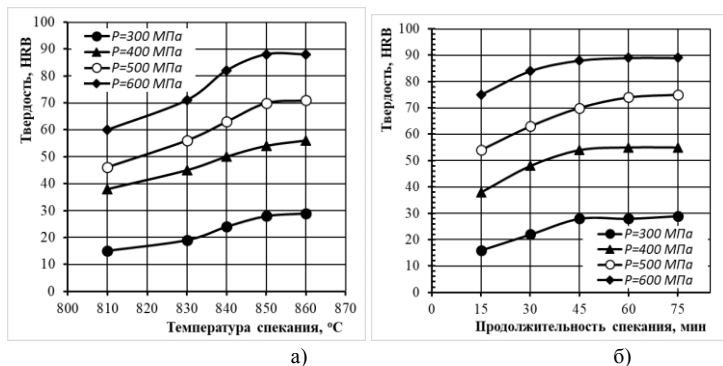


Рисунок 2 – Зависимость твердости образцов состава

51%Fe – 9%Ni – 32%Cu – 8%Sn изготовленных при различных давлениях холодной прессовки  $P$  от температуры  $T$  °C (а) при продолжительности спекания  $\tau=45$  мин, и продолжительности спекания  $\tau$  (б), при  $T=850$  °C

Анализ результатов исследований показал, что спеченные образцы состава 51%Fe – 9%Ni – 32%Cu – 8%Sn достигают средних значений твердости и прочности при давлении холодного прессования  $P=600$  МПа. Оптимальная температура и продолжительность спекания, обеспечивающие максимальные показатели твердости и прочности, при этом были соответственно  $T=850$  °C и  $\tau=45$  мин. Дальнейшее повышение температуры и продолжительности спекания приводили к незначительному короблению образцов, без значимого улучшения показателей твердости и прочности. Очевидно при  $T=850$  °C и  $\tau=45$  мин процесс взаимной диффузии металлических порошков многокомпонентной связки с образованием раствора олова, железа и никеля в меди и эвтектоида состава 51%Fe – 9%Ni – 32%Cu – 8%Sn достигает своего завершения [5].

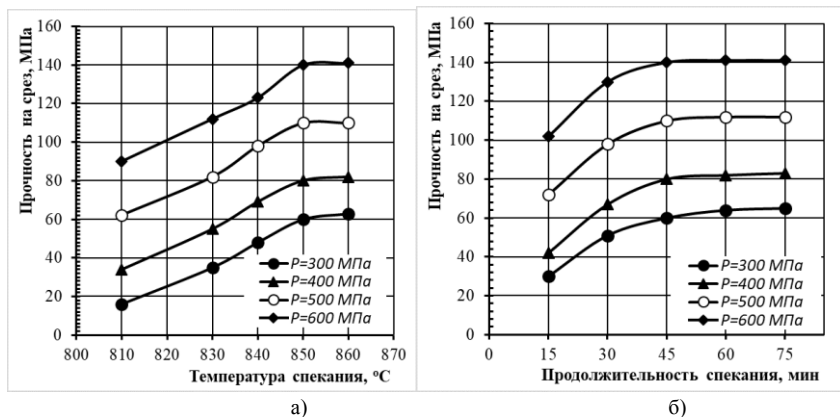


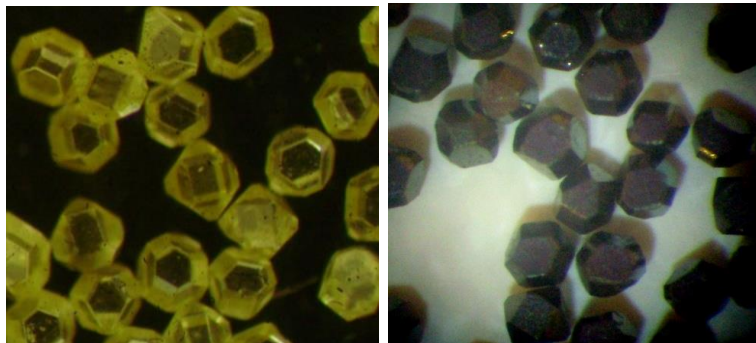
Рисунок 3 – Зависимости прочности на срез образцов состава 51%Fe – 9%Ni – 32%Cu – 8%Sn, изготовленных при различных давлениях холодной прессовки  $P$  от температуры  $T$  °C (а) при продолжительности спекания  $\tau=45$  мин, и продолжительности спекания  $\tau$  (б), при  $T=850$  °C

Таким образом, было установлено, что с использованием оптимизированной технологии получения композиционного материала 51%Fe – 9%Ni – 32%Cu – 8%Sn, включающей в себе прессование порошковой смеси и свободное жидкофазное спекание заготовок в нейтральной среде можно получить образцы с физико-механическими характеристиками, не уступающими характеристикам аналогичных образцов, изготовленных по выше описанной технологической схеме (рис.1). Однако, поскольку в оптимизированной технологии отсутствуют операции спекания в восстановительной среде с повторным прессованием спеченных образцов, важно, чтобы при этом металлические порошки железа, никеля, меди, олова были свежими и по показателям прессуемости соответствовали своим стандартам.

Фактически, оптимизированную технологию обеспечивающую получение достаточно прочных и твердых изделий можно рекомендовать в производстве высокопроизводительных алмазных инструментов. Задачу повышения долговечности инструментов, изготовленных по оптимизированной технологии предлагаем осуществить за счет металлизации термодиффузионным насыщением в галогеносодержащей среде [6] алмазных порошков титаном, т.е. металлом, наиболее активным как к углероду, так и к элементам металлической связки. Визуальным осмотром металлизированных алмазов (рис. 4а, б) установлено наличие равномерной по толщине пленки титана по всей поверхности зерна. Исследования электронным микрорентгеноспектральным микроскопом VEGA TS5130 MM, оборудованным микроанализатором INGA Energy 300, фрактограммы поверхности металлизированного алмаза (рис. 5, а) и сканограммы поверхности границы металлизированного алмаза со связкой 51%Fe – 9%Ni – 32%Cu – 8%Sn (рис. 5, б) показали, что:

а) титановым покрытием, наряду с обеспечивающим качественной адгезионной к алмазным зернам пленки можно добиться упрочнения алмазов за счет «залечивания» поверхностных дефектов;

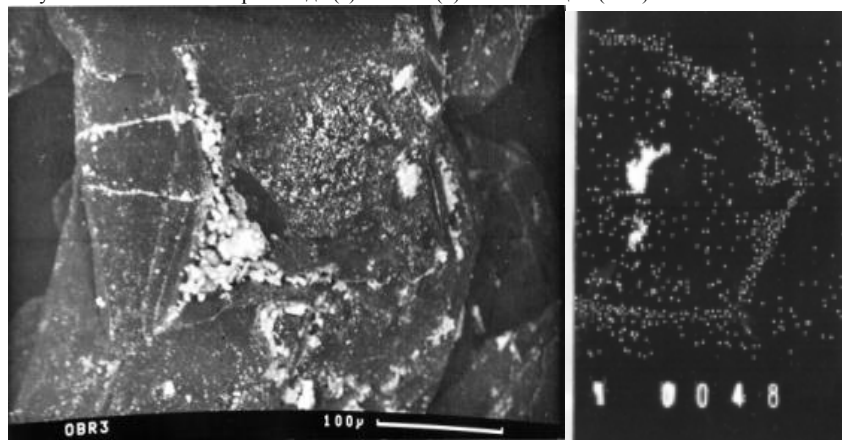
б) титановое покрытие (белые точки) на границе металлизированный алмаз-связка и металлы связки взаимной диффузией обеспечивают химические связи друг с другом.



а)

б)

Рисунок 4 – Алмазный порошок до (а) и после (б) металлизации (x 55)



а) x300

б)

Рисунок 5 – Фрактограмма поверхности металлизированного алмаза (а), сканогрaмма распределения Тi поверхности границы “покрытие-связка” алмаза AC65 315/250 металлизированного титаном (б)

**Выводы.** Изучена возможность оптимизации технологии изготовления алмазных инструментов на металлической связке 51%Fe – 9%Ni – 32%Cu – 8%Sn методом свободного жидкофазного спекания. Установлены технологические режимы, обеспечивающие

максимальные значения физико-механических характеристик образцов, полученных методом свободного спекания. Показано, что оптимизированную технологию можно использовать в производстве алмазных инструментов на металлической связке. Для повышения долговечности таких инструментов отмечена важность металлизации алмазных порошков.

Очевиден эффект экономической выгоды от применения оптимизированной технологии свободного спекания за счет сокращения времени, необходимого для изготовления единицы продукции.

Исследования выполнены при финансовой поддержке ГКН МОН РА в рамках научного проекта 18Г-2F096.

**Список использованных источников:** 1. Синтетические сверхтвердые материалы: В 3-х т. Т.2. Композиционные инструментальные сверхтвердые материалы. / Под ред. Н.В. Новикова. - Киев: Наук. думка, 1986. -264 с. 2. Патент на изобретение АМ 2947А, В24Д 3/00, Способ изготовления алмазных инструментов на металлической связке/ А.М. Мартиросян, А.С. Агбальян, А.Н. Казарян, Н.А. Ордян.- Заявл. 09.03.2015, опубл. 25.08.2015. Бюл. №8. 3. Линенко-Мельников Ю.П.; Сухов А.Л.; Кизиков Э.Д.; Мельник В.И.; Муровский В.А. Способ изготовления алмазного инструмента методом порошковой металлургии. Патент РФ №2008188, В24Д3/06, 28.02.1994. 4. Шарин П.П., Яковлева С.П., Гоголев В.Е., Васильева М.В. Структурная организация высокоизносостойких алмазосодержащих композитов на основе твердосплавных порошков, полученных методом спекания с пропиткой медью. // Перспективные материалы. 2015. - №6, с. 66-78. 5. Кизиков Э.Д., Верник Е.Б., Кошевой Н.С. Алмазно-металлические композиции. - Киев: Техника, 1988.-135 с. 6. Патент RU 1343661.Устройство для металлизации порошков из газовой фазы. /Манукян Н.В., Агбальян С.Г. и др., опубл. 20.08.1993г.

Artak Saghradyan, Suren Aghbalyan, Artur Martirosyan,  
Nune Ordyan, Hosrov Poghosyan, Yerevan, Armenia

## **STUDYING OPPORTUNITIES OF OPTIMIZATION METAL BOND DIAMOND TOOLS PRODUCTION TECHNOLOGY**

**Abstract.** *The technology for manufacturing diamond tools based on the method of two-stage free liquid-phase sintering of diamond-metal compacts developed previously by the authors was investigated. To study the possibilities of optimizing the manufacturing technology of diamond-metal composites by free sintering, a metal bond of the composition (wt.%) 51% Fe - 9% Ni - 32% Cu - 8% Sn was chosen. Studies of the physical-mechanical properties of pressed and sintered in an argon medium samples of sizes 40x5x6 mm were carried out, without prior sintering in a reducing medium and repeated cold pressing. In order to determine the optimal values of temperature and the duration of heat setting required to obtain sufficiently hard and strong samples sintered in a protective medium, we studied the effect of temperature and duration of*

*sintering of samples obtained at various cold pressing pressures on the hardness and strength of the tool. The results of studies of the hardness and shear strength of composite materials 51Fe - 9Ni - 32Cu - 8Sn, obtained by the simplified technological scheme allow us to judge the possibilities of its application for the manufacture of diamond tools. We propose to increase the tool durability by metallizing with thermal diffusion saturation of diamond powders with titanium in a halogen-containing medium. It was found that using the optimized technology for the production of composite material 51% Fe - 9% Ni - 32% Cu - 8% Sn, which includes pressing a powder mixture and free liquid-phase sintering of preforms in a neutral medium, it is possible to obtain samples with sufficiently high physical and mechanical characteristics. Optimized technology can be recommended in the production of high-performance diamond tools.*

**Keywords:** *free sintering; composition; argon; cold pressing; metallization; liquid-phase; physical-mechanical properties.*

Артак Саградян, Сурен Агбалян, Артур Мартиросян,  
Нуне Ордян, Хосров Погосян, Єрван, Вірменія

## **ВИВЧЕННЯ МОЖЛИВОСТЕЙ ОПТИМІЗАЦІЇ ТЕХНОЛОГІЇ ВИГОТОВЛЕННЯ АЛМАЗНИХ ІНСТРУМЕНТІВ НА МЕТАЛЕВІЙ ЗВ'ЯЗЦІ**

**Анотація.** Досліджено розроблену раніше авторами технологію виготовлення алмазних інструментів на основі методу двоступеневого вільного рідкого фазового спікання алмазометалевих компактів. Для вивчення можливостей оптимізації технології виготовлення алмазометалевих композитів шляхом вільного спікання було обрано металеву зв'язку композиції (мас.%) 51% Fe - 9% Ni - 32% Cu - 8% Sn. Були проведені дослідження фізико-механічних властивостей пресованих та спечених у аргонівому середовищі зразків розмірами 40x5x6 мм без попереднього спікання у відновнім середовищі та повторного холодного пресування. З метою визначення оптимальних значень температури та тривалості встановлення тепла, необхідних для отримання достатньо твердих і міцних зразків, спечених у захисному середовищі, ми вивчали вплив температури та тривалості спікання зразків, отриманих при різних тисках холодного пресування, на твердість і міцність інструменту. Результати досліджень твердості та міцності на зсув композиційних матеріалів 51Fe - 9Ni - 32Cu - 8Sn, отримані за спрощеною технологічною схемою, дозволяють судити про можливості її застосування для виготовлення алмазного інструменту. Ми пропонуємо збільшити довговічність інструменту металізацією з термодифузійним насиченням алмазних порошків титаном у середовищі, що містить галогени. Було встановлено, що використовуючи оптимізовану технологію отримання композиційного матеріалу 51% Fe - 9% Ni - 32% Cu - 8% Sn, що включає пресування порошкової суміші та вільне спікання заготовок рідкої фази в нейтральному середовищі, можливо отримати зразки з досить високими фізико-механічними характеристиками. Оптимізовану технологію можна рекомендувати у виробництві високопродуктивних алмазних інструментів.

**Ключові слова:** *вільне спікання; склад; аргон; холодне пресування; металізація; рідка фаза; фізико-механічні властивості.*



I. Sztankovics, G. Nagypál, Miskolc, Hungary

## **SURFACE QUALITY OF HONED BORES AS A FUNCTION OF PRESSURE FORCE**

**Abstract.** *The effect of the pressure force and tool material structure on the surface roughness and straightness of honed bores is studied in this paper. We measured the vertical straightness, the arithmetic average and the maximum height of the roughness profile in our experiments, which contained 9 setups. We compared the registered profiles from the measuring devices in addition to the values of the three quality parameters.*

**Keywords:** *honin experiments; aluminium oxide abrasive; surface roughness; straightness.*

### **1. INTRODUCTION**

During construction design, among the different accuracy and roughness instructions a specific surface structure can be prescribed on the surfaces of mechanical parts based on the functional requirements. The prescribed instructions on the particular workpiece surfaces often require the application of a specific machining procedure. One example for this is the expectation for the inner cylinder bores of a combustion engine block, namely, to ensure the proper bearing ratio among the low surface roughness. The most often used finishing procedures in the machining of bores are grinding and fine turning, as shown in Kundrák et al. [1,2], however honing has been shown to be the optimal solution in the finish machining of these cylinder bores [3].

The main process parameters of multi-stroke bore finishing (honin) are tool revolutions, pressure force, stroke length and stroke number. We analyse the alteration effect of the pressure in this paper. Based on their analytical model and experiments, Gao et al. proved that an increase in the pressure between the grinding stones and the bore surface leads to a nearly linear increase in the removed material per unit of time, which increases the material removal rate [4]. Goelden et al., applying a simulation and experimental work, proved that the prescribed roughness can be reached with a lower stroke number by increasing the pressure force [5]. On the machined surface roughness Szabó showed [6] that a minimal roughness value can be identified as a function of the pressure from which point the roughness will become higher by either increasing or decreasing the pressure force. We can see from the study of Zhou et al. [7], that the geometrical inhomogeneity of the abrasive stone grain structure leads to an increase in the machined surface roughness. With the proper choice of the tool material and the decrease of the pressure force,

friction loss can be lowered, as shown in the work of Karpuschewski et al. [8]. Burkhard et al. proved in their experimental work that tool life and productivity can be increased by the proper choice of the grain positions and structure [9].

It can be seen from the above that the alteration of the pressure force and the material/structure of the abrasive tool effectively affects the machined surface roughness. Therefore, we present in this paper from our study the effect of machining with different tool materials and pressure force on the surface roughness and straightness.

## 2. EXPERIMENTAL CONDITIONS

For the honing experiments, we chose sleeves with an 88 mm bore diameter and 192 mm length. The workpiece material was EN-GJL-250 lamellar cast iron alloy. During the experiments, three types of aluminium oxide abrasive cutting tools were used with different structure, grain sizes and binding material on the WMW 270/700 honing machine. The data of the tools are summarized in Table 1.

Table 1 – Applied abrasive cutting tools

Abbreviation	A	B	C
Grain material	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>		
Grain size code	80		240
Binding material	ceramic	synthetic resin	
Structure	medium	dense	

During the cutting experiments, the axial speed and the revolutions of the tools were held constant at 50 m/min and 725 1/min m/min, respectively, based on the information from automotive companies. The aim of our study is to analyse the pressure force alteration effect, therefore 3 pressure values (7 bar, 10 bar and 13 bar) were adjusted for each grinding tool. The parameters for the resulting 9 setups are summarized in Table 2.

Table 2 – Experimental setups

No.	Tool	Pressure	Axial speed	Tool revolutions
1	A	7 bar	50 m/min	725 1/min
2	B			
3	C			
4	A	10 bar		
5	B			
6	C			
7	A	13 bar		
8	B			
9	C			

### 3. EXPERIMENTAL RESULTS

Measurements were carried out on the workpieces after the cutting experiments with a Mitutoyo SJ-301 Surftest roughness measurement device and Talyrond 365 shape and position error measurement machine. We measured the vertical straightness (STRt), the arithmetic average (Ra) and the maximum height (Rz) of the roughness profile on three generatrix of each bore. For the corresponding parameters the mean values were calculated (Table 3).

Table 3 – Mean values of the surface quality measurements

	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Ra [ $\mu\text{m}$ ]	3.06	2.48	0.82	0.93	0.71	0.18	0.87	0.95	0.32
Rz [ $\mu\text{m}$ ]	16.40	17.50	7.57	5.83	4.78	1.32	7.91	7.31	3.39
STRt [ $\mu\text{m}$ ]	1.72	1.80	1.34	1.45	3.12	3.62	1.68	1.87	1.95

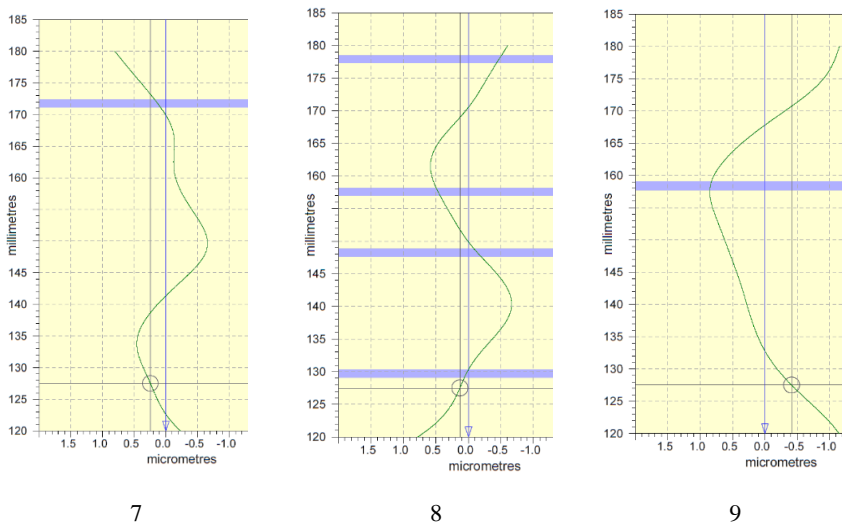


Figure 1 – Straightness measurement results for the three tools at 13 bar pressure

Figure 1 shows the results of the surfaces registered by the shape error measuring machine filtered according to the standard for Setup 7-9. We can see the axial position in the bore on the Y axis and the radial deflection on the X axis. The blue zones show the regions filtered by the program. Analysed R profiles of the same setups during the roughness measurements are shown in Figure 2. The X axis represent the axial displacement of the gauge and the filtered data of the registered surface is shown in the Y axis.

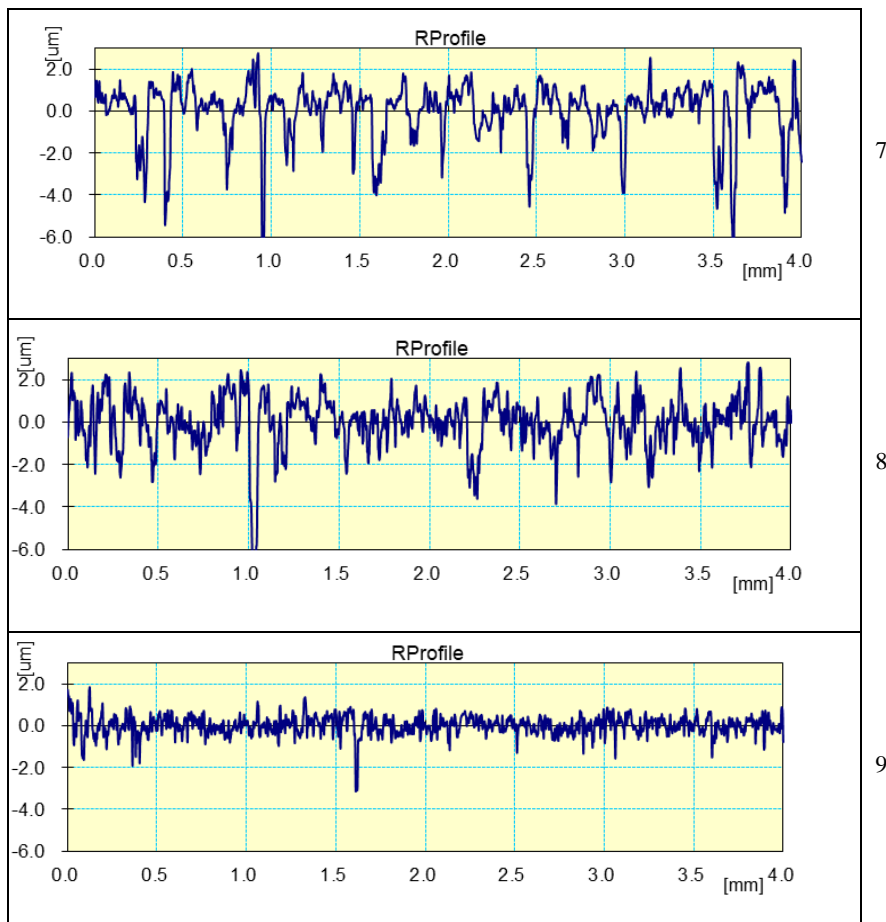


Figure 2 – Roughness measurement result for the three tools at 13 bar pressure

#### 4. DISCUSSION

The experimental results presented in Table 3 are shown in diagrams in Figure 3-5. Based on these we drew the following conclusions.

From the viewpoint of the surface straightness, the better results were achieved with the rougher tool with higher porosity. This can be seen in Figure 1, where waviness of lower amplitude and periodicity can be observed on the surface machined by tool A (7), than on the surface machined by tool C (9). The worst case from the perspective of STRt was that with 10 bar pressure and smaller abrasive grain size. For the setups machined with 7 and 13 bar pressure, the measured straightness was almost half of the value from the worst setup (6).

Analysing the roughness measurement results, we can see from Figure 2 that a smoother surface can be achieved with the tool with lower grain size and denser structure. From the setups shown in Figure 2, Setup 7 shows a deeper profile than Setup 9. Based on the values and Figures 4–5 we conclude that the most favourable roughness is achieved by the tool with smaller grain size at all pressures. Values of Rz and Ra can be lowered 3-4-fold by the proper choice of the cutting tool.

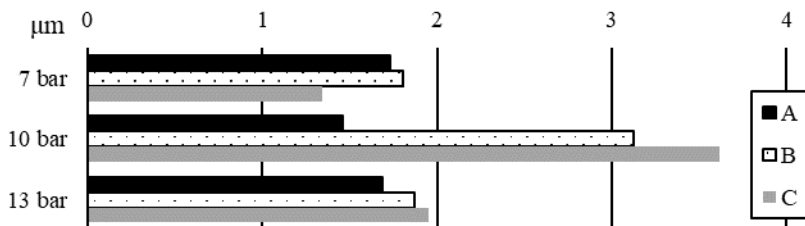


Figure 3 – Results of the straightness measurements (STRt)

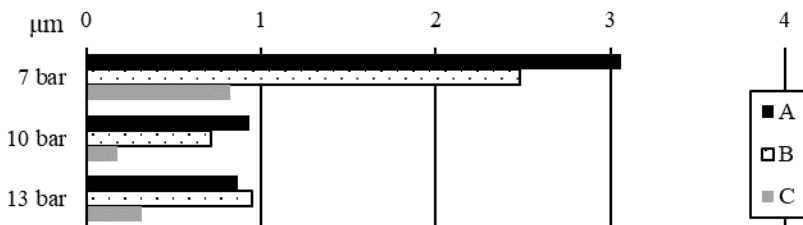


Figure 4 – Results of the arithmetic mean of the roughness profiles (Ra)

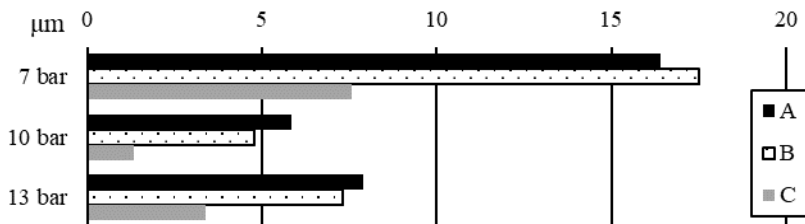


Figure 5 – Results of the maximum height of the roughness profiles (Rz)

The pressure effect results demonstrate that the local minimum in the roughness values described in the literature also appeared in our experiments, because the lowest surface roughness was measured at 10 bar pressure. From the results of Setup 4–6, a 20% increase can be seen in the roughness values with 13 bar pressure. The roughness values achieved at 7 bar pressure are 3-4-fold worse than the measurements at 10 bar pressure.

## SUMMARY

The analysis of the machined surface quality and awareness of the effect of each process parameter are important in finishing procedures. We studied the surface straightness and roughness of honed inner cylindrical bores at different pressure forces and with tool structure of different abrasiveness. We showed in our analysis of 9 setups that for surface straightness, bigger grain size and lower density is favourable; furthermore, the lowest roughness error is measured at 10 bar pressure from the chosen values. Both studied parameters have a significant effect on the surface roughness. Surface roughness can be effectively decreased by the increase of the pressure between the tool and workpiece and by the decrease of the grain size when the other process parameters remain unchanged.

## ACKNOWLEDGEMENT

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. *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; 2.

Kundrak, J., Varga, G., Deszpoth, I., Molnar, V.: Some aspects of the hard machining of bore holes. Applied Mechanics and Materials Vol309 pp. 126-132, 2013; **3.** Köning W., Klocke F.: Fertigungsverfahren, Schleifen, Honen, Läppen, Band 2. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1996; **4.** Gao, S., Yang, C., Xu, J., Su, H., Fu, Y.: Modelling and simulation of bore diameter evolution in finish honing. Procedia Manufacturing, Vol 26, pp 462-468, 2018; **5.** Goedel, B., el Mansori, M., Dumur, D.: Simulation of Roughness and Surface Texture Evolution at Macroscopic Scale During Cylinder Honing Process. Procedia CIRP, Vol 8, pp. 27-32, 2013; **6.** Szabó, O.: Examination of Material Removal Process in Honing. Acta Technica Corviniensis – Bulletin Of Engineering 7, pp. 35-38, 2014; **7.** Zhou, Z., Zhang, X., Lu, K., Li, G., Wu, J., Lu, Z.: Predicting Microscale Cross-Hatched Surface Texture in Engine Cylinder Bore. Procedia CIRP, Vol 71, pp 272-278, 2018; **8.** Karpuschewski, B., Welzel, F., Risse, K., Schorgel, M.: Reduction of Friction in the Cylinder Running Surface of Internal Combustion Engines by the Finishing Process. Procedia CIRP, Vol 45, pp 87-90, 2016; **9.** Burkhard, G., Rehsteiner, F., Schumacher, B.: High Efficiency Abrasive Tool for Honing. CIRP Annals, Vol 51, Issue 1, pp 271-274, 2002.

Іштван Станкович, Гергель Надьпал,  
Мішкольц, Угорщина

## **ЯКІСТЬ ПОВЕРХНІ ОТВОРІВ ПІСЛЯ ХОНІНГУВАННЯ ЯК ФУНКЦІЯ СИЛИ ПРИТИСКУ**

**Анотація.** У статті вивчається вплив сили притиску і структури матеріалу інструменту на шорсткість поверхні і прямолінійність хонінгованих гільз автомобільних блоків циліндрів. Для експериментів по хонінгуванню були вибрані гільзи з діаметром отвору 88 мм і довжиною 192 мм, Матеріал заготовки - пластинчастий сплав чавуну. У ході експериментів на хонінгувальному верстаті WMW 270/700 використовувалися три типи абразивних ріжучих інструментів з оксиду алюмінію з різною структурою, розмірами зерна і зв'язуючим матеріалом. Прямолінійність виміряли по вертикалі (STRt), середнє арифметичне (Ra) і максимальну висоту (Rz) профілю шорсткості вимірювали на трьох твірних кожного отвору. Для відповідних параметрів були розраховані середні значення. Були проведені дослідження прямолінійності поверхні і шорсткості хонінгованих внутрішніх циліндричних отворів при різних силах притиску і при різній структурі абразивного інструменту. Аналізуючи результати вимірювання шорсткості стало видно, що більш гладка поверхня може бути досягнута за допомогою інструменту з меншим розміром зерна і більш щільною структурою. На підставі отриманих значень можна зробити висновок, що найбільш сприятлива шорсткість досягається інструментом з меншим розміром зерна при всіх тисках. Мета даного дослідження - проаналізувати ефект зміни сили притиску, тому для кожного хонінгувального інструменту були скориговані 3 значення тиску (7 бар, 10 бар і 13 бар). Параметри для отриманих 9 установок були зведені в таблиці. З аналізу 9 установок видно, що для прямолінійності поверхні краще більший розмір зерна і менша щільність. Крім того, самий низький рівень помилки шорсткості вимірюється при тиску 10 бар з вибраних значень. Обидва вивчені параметри істотно впливають на шорсткість поверхні. Шорсткість поверхні може бути ефективно зменшена шляхом збільшення тиску між інструментом і оброблюваною деталлю і шляхом зменшення розміру зерна, коли інші параметри процесу залишаються незмінними.

**Ключові слова:** хонінгування; абразиви оксиду алюмінію; шорсткість поверхні; прямолінійність.

М. Степанов, П. Литовченко, М. Иванова,  
Л. Иванова, Харьков, Украина

## **ТЕПЛОБМЕН В СИСТЕМЕ ПРИМЕНЕНИЯ СОЖ ШЛИФОВАЛЬНЫХ СТАНКОВ**

**Аннотация.** *Тепловые процессы, проходящие в шлифовальных станках, оказывают большое влияние на качество и точность обрабатываемой поверхности. При этом, важную роль в формировании тепловых потоков играет система применения СОЖ, каждый элемент которой оказывает определенное воздействие на температуру СОЖ и шлифовального станка в целом. В данной статье рассмотрена структурная схема передачи тепла в элементах системы применения СОЖ. Предложены математические зависимости для определения количества теплоты, выделяемой при прохождении СОЖ через каждый элемент системы, учитывающие ее гидравлические параметры. Определены те элементы системы применения СОЖ, которые оказывают наибольшее влияние на температуру СОЖ. Предложена методика определения теплового баланса в системе применения СОЖ, учитывающая её структурные, конструктивные, режимные параметры, а также другие факторы процесса шлифования.*

**Ключевые слова:** *шлифовальный станок; теплообмен; тепловой поток; температура; система применения СОЖ; давление; расход.*

**Введение и постановка проблемы.** Возрастающие требования к точности шлифуемых деталей обуславливают необходимость создания условий для уменьшения температурных деформаций шлифовальных станков. Известны попытки прогнозирования действия тепловых потоков не только в зоне резания, но и на некоторые элементы технологической системы станка. При этом было установлено, что СОЖ является одним из источников и потребителей тепла [1, 2].

В связи с этим, актуальным является разработка и исследование систем применения СОЖ, обеспечивающих оптимальный тепловой режим работы станков.

**Анализ последних достижений и публикаций.** Металлорежущие станки, в том числе и шлифовальные, имеют большое количество источников выделения тепла. Температурным деформациям различных элементов станков и их влиянию на точность обработки посвящен значительный объем исследований. Разработаны методы прогнозирования характеристик металлорежущих станков, работающих в условиях переменных тепловых режимов, и управления ими за счет компенсации температурных погрешностей станка [3]. Установлено, что СОЖ может оказывать как положительное, так и отрицательное действие на формирование температурных потоков [4].



Предприняты попытки изучения тепловых потоков в отдельных элементах системы применения СОЖ [5].

Считается, что наибольшие температурные изменения СОЖ получает при прохождении через зону резания [6-9], при этом влияние других элементов системы применения СОЖ на ее температуру практически не рассматривалось.

**Изложение основного материала.** Знание характера изменений тепловых потоков в системе применения СОЖ важно, т.к. в современных станках могут часто применяться насосы с давлением 500-600 кг/см<sup>2</sup> для получения моющего действия на режущую поверхности шлифовального круга. Кроме того, для улучшения охлаждающего действия, т. е. снижения теплообразования в зоне резания в условиях возрастающих скоростей резания, СОЖ подается с высоким расходом, что также является причиной нарушения теплового баланса в системе, которая становится дополнительным тепловым источником.

Допустимый тепловой режим системы применения СОЖ характеризует процесс, при котором количество поглощаемого жидкостью тепла при движении через элементы системы и зону резания в установившемся режиме равно количеству тепла, отдаваемого системой во внешнюю среду. Такому общему условию соответствует структурная схема передачи тепла, приведенная на рис. 1. На структурной схеме, которая дает возможность качественно оценить передачу тепла от элемента к элементу приведены следующие обозначения: ЗР – зона резания; Н – насос; КО – обратный клапан; ПК – предохранительный клапан; УК – клапан управления подачей СОЖ; ФС – фильтр сетчатый; ГЦ – гидроциклон; Д – дроссель; С – станина; СЛ – сливной лоток; МС – магнитный сепаратор; УП – устройство подачи СОЖ в зону резания; РСОЖ – резервуар СОЖ; ШБГ – шламовый бак гидроциклона; Т<sub>1</sub>,...Т<sub>7</sub> – трубопроводы; М – манометры.

Анализируя схему (рис. 1) можно записать уравнение теплового баланса для системы применения СОЖ, обеспечивающее оптимальный тепловой режим.

$$\begin{aligned} & Q_{\text{ФС}} + Q_{\text{Т}_1} + Q_{\text{КО}} + Q_{\text{Т}_2} + Q_{\text{Н}} + Q_{\text{Т}_3} + Q_{\text{Д}} + Q_{\text{Т}_4} + Q_{\text{ГЦ}} + \\ & + Q_{\text{Т}_5} + Q_{\text{ШБГ}} + Q_{\text{ПК}} + Q_{\text{Т}_6} + Q_{\text{УК}} + Q_{\text{Т}_7} + Q_{\text{УП}} + Q_{\text{ЗР}} = \quad (1) \\ & = + Q_{\text{С}} + Q_{\text{СЛ}} + Q_{\text{МС}} + Q_{\text{РСОЖ}}, \end{aligned}$$

где

$$Q_{\text{ФС}}, Q_{\text{Т}_1}, \dots, Q_{\text{Т}_7}, Q_{\text{КО}}, Q_{\text{Н}}, Q_{\text{Д}}, Q_{\text{ГЦ}}, Q_{\text{ШБГ}}, Q_{\text{ПК}}, Q_{\text{УК}}, Q_{\text{УП}}, Q_{\text{ЗР}}, Q_{\text{С}}, Q_{\text{СЛ}}, Q_{\text{МС}},$$

$Q_{tPCOЖ}$  – тепло выделяющееся при прохождении СОЖ соответственно фильтра сетчатого, трубопроводов, обратного клапана, насоса, дросселя, гидроциклона, шламового бака гидроциклона, предохранительного клапана, клапана управления, устройства подачи СОЖ, зоны резания, станины, сливного лотка, магнитного сепаратора и резервуара СОЖ.

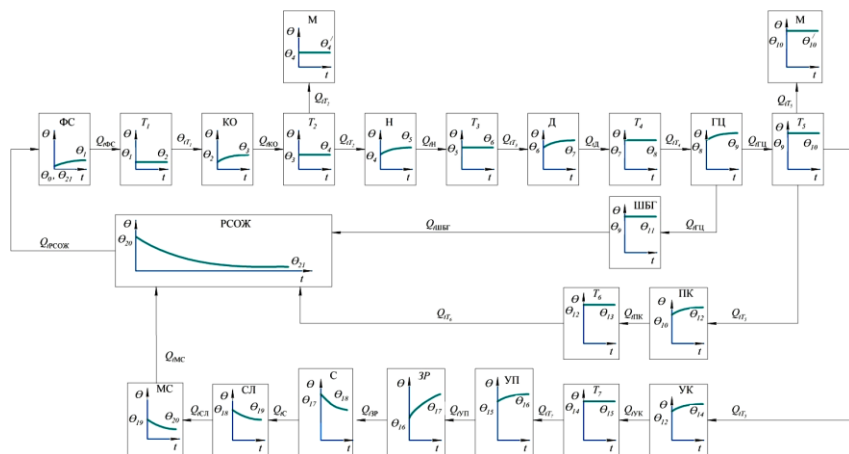


Рисунок 1 – Структурная схема передачи тепла в элементах системы применения СОЖ круглошлифовального станка

Часть энергии потока при прохождении через элемент системы превращается в тепловую и вызывает нагрев СОЖ, элемента и системы в целом. Из-за относительно большой скорости СОЖ теплоотдачей к стенкам элементов системы, работающих под давлением, можно пренебречь и считать, что всё тепло идет на нагрев жидкости  $\Delta\theta$ . В этом случае изменение температуры СОЖ зависит только от перепада давления на устройстве.

Величина изменения температуры  $\Delta\theta$  определяется, если приравнять энергию, теряемую на протекание СОЖ через элемент, к энергии, расходуемой на нагрев СОЖ.

Если при прохождении некоторых элементов (в зависимости от режима работы системы, ее параметров, конструкции и назначения) их тепловое состояние не изменяется, то отдельными составляющими уравнения (1) можно пренебречь, например, составляющими  $Q_{tT_1} \dots Q_{tT_7}, Q_{tШБГ}$ . Тогда уравнение (1) имеет вид

$$\begin{aligned} Q_{тФС} + Q_{тКО} + Q_{тН} + Q_{тД} + Q_{тПЦ} + Q_{тПК} + Q_{тУК} + Q_{тУП} + Q_{тЗР} = \\ = +Q_{тС} + Q_{тСЛ} + Q_{тМС} + Q_{тРСОЖ} \end{aligned} \quad (2)$$

Эвакуация тепла в системе применения СОЖ от элементов и участков его образования во многом зависит от значения коэффициента теплопроводности жидкости, характеризующего её свойства проводить тепло. Значение этого коэффициента для водных жидкостей при  $t = 15^\circ\text{C}$  составляет  $9,61 \cdot 10^{-4}$  ккал/см<sup>2</sup>·с·град. Для определения и обеспечения отвода тепла из системы при её работе, а также для эффективного его рассеивания, необходимо, чтобы СОЖ обладала определённым значением теплоёмкости. Для жидкости на водной основе теплоёмкость в зависимости от температуры (от  $10^\circ$  до  $80^\circ\text{C}$ ) может составлять  $0,72 \dots 1,023$  ккал/кг·град. Следовательно, теплоёмкость водоземлюльсионных СОЖ более чем в 1,5 раза выше теплоёмкости углеводородных жидкостей.

Тепло, возникающие в зоне резания, можно оценить анализируя тепловой баланс, при этом охлаждение при помощи СОЖ, как правило, не учитывается, так как охлаждающая жидкость отводит тепло от заготовки и стружки уже после того, как они получили его в результате резания [8]. Как следствие, до  $15 \dots 75\%$  тепла (в зависимости от условий) переходит в СОЖ [9].

Количество выделенного тепла при прохождении СОЖ через элемент системы определяется по формуле, Дж

$$Q_{Э} = N_{\text{пот}} \cdot t_{Э}, \quad (3)$$

где  $N_{\text{пот}}$  – потерянная мощность Вт;  $t_{Э}$  – время работы элемента, с.

Потерянная мощность определяется по формуле, кВт

$$N_{\text{пот}} = Q_{\text{СОЖ}} \cdot \Delta p / 612, \quad (4)$$

где  $Q_{\text{СОЖ}}$  – расход СОЖ через элемент, дм<sup>3</sup>/мин;  $\Delta p$  – перепад давления на элементе, кг/см<sup>2</sup>.

Таким образом, тепло, выделяемое при работе элемента системы применения СОЖ, определяется как

$$Q_{Э} = Q_{\text{СОЖ}} \cdot \Delta p \cdot t_{Э} / 612. \quad (5)$$

Величина перепада давления с учетом изменения температуры  $\theta$  на элементе определяется по формуле, кг/см<sup>2</sup>

$$\Delta p = \rho_{\text{СОЖ}} \cdot c_{\text{СОЖ}} \cdot m \cdot (\Theta_{\text{вх}} - \Theta_{\text{вых}}), \quad (6)$$

где  $c_{\text{СОЖ}}$  – удельная теплоёмкость СОЖ, ккал/кг·град;  $\rho_{\text{СОЖ}}$  – плотность СОЖ, кг/см<sup>3</sup>;  $m$  – механический эквивалент теплоты,  $m = 4,27 \cdot 10^4$  кг·см/ккал.

Учитывая (5) и (6) можно определить тепло, выделяемое при прохождении СОЖ через элемент системы

$$Q_{\text{Э}} = Q_{\text{СОЖ}} \cdot \rho_{\text{СОЖ}} \cdot c_{\text{СОЖ}} \cdot m \cdot (\Theta_{\text{вх}} - \Theta_{\text{вых}}) \cdot t_{\text{Э}} / 612. \quad (7)$$

На практике в современных системах нет возможности контролировать параметр  $\Theta$ . Однако, есть возможность контролировать  $\Delta p$  практически на каждом элементе, работающем под давлением.

Таким образом, основываясь на приведённом положении и рассчитав перепад давления СОЖ на элементе, можно по формуле (5) определить тепло, возникающие в СОЖ при её прохождении через элемент системы применения СОЖ. В качестве примера приведем расчетные формулы для определения тепла в некоторых элементах системы.

Перепад давления, создаваемый насосом, определяется по формуле

$$\Delta p = \frac{N_{\text{T}}}{Q_{\text{H}} + \Delta Q_{\text{m}}}, \quad (8)$$

где  $N_{\text{T}}$  – теоретическая (индикаторная) мощность насоса;  $Q_{\text{H}}$  – фактическая производительность насоса;  $\Delta Q_{\text{m}}$  – утечка жидкости.

Учитывая (5) и (8), тепло, выделяемое при работе насоса, определяется как

$$Q_{\text{H}} = \frac{Q_{\text{СОЖ}} \cdot N_{\text{T}} \cdot t_{\text{Э}}}{612 \cdot (Q_{\text{H}} + \Delta Q_{\text{m}})}. \quad (9)$$

Перепад давления на гидроциклоне можно определить, преобразуя формулу Честона, кг/см<sup>2</sup>

$$\Delta p_{\text{ГЦ}} = 0,0018 \left( \frac{Q_{\text{ГЦ}}}{F_{\text{вГЦ}}} \right)^2, \quad (10)$$

где  $Q_{\text{ГЦ}}$  – расход СОЖ через гидроциклон, дм<sup>3</sup>/мин;  $F_{\text{вГЦ}}$  – площадь сечения входного патрубка, см<sup>2</sup>.

С учетом (5) и (10), тепло, выделяемое при прохождении СОЖ через гидроциклон

$$Q_{\text{ГЦ}} = 3 \cdot 10^{-6} \frac{Q_{\text{ГЦ}}^3}{F_{\text{вГЦ}}^2} \cdot t_3, \quad (11)$$

Приведенные на рис. 2 диаграммы дают возможность оценить тепловой поток, переходящий в СОЖ при прохождении ею насоса, который является одним из источников тепла. Величина  $Q_{\text{Н}}$  при этом может изменяться на несколько порядков. Если в станках для обычного шлифования ( $v_{\text{к}}=15\dots30\text{м/с}^2$ ) его можно не учитывать, то в других шлифовальных станках им пренебрегать нельзя.

Тепло, выделяемое при прохождении СОЖ через дроссель, определяется по формуле

$$Q_{\text{Д}} = \frac{Q \cdot \rho_{\text{СОЖ}} \cdot t_{\text{ч}}}{1,224 \cdot 10^3 \cdot \mu^2 \cdot f^2}, \quad (12)$$

где  $\rho_{\text{СОЖ}}$  – плотность СОЖ,  $\text{кг/м}^3$ ;  $Q$  – расход СОЖ,  $\text{м}^3/\text{с}$ ;  $\mu$  – коэффициент расхода,  $\mu = 0,62$ ;  $f$  – площадь проходного сечения щели,  $\text{м}^2$ .

На рис. 3 приведены графики зависимости выделяемого тепла от расхода СОЖ проходящего через элемент системы применения СОЖ. Зависимость 1 построена для перепада давления  $\Delta p = 0,1 \text{ кг/см}^2$ . Зависимости 2 и 3 построены при перепадах  $\Delta p = 0,38$  и  $1,5 \text{ кг/см}^2$ , что соответствует эксплуатационным условиям.

Графики зависимости (рис. 3) показывают, что тепло, выделяемое в гидроциклоне, следует учитывать особенно в условиях обработки, требующих применения больших расходов СОЖ.

Если трубопровод создает большое сопротивление и при его прохождении возникает перепад давления, то тепло, выделяемое при прохождении СОЖ по трубопроводу, определяется по формуле

$$Q_{\text{Т}} = 2 \cdot 10^3 \frac{\lambda_{\text{Т}} \cdot L_{\text{Т}} \cdot Q^3 \cdot t_{\text{ч}}}{612 \cdot d_{\text{Т}}^5}, \quad (13)$$

где  $L_{\text{Т}}$  – длина трубопровода, м;  $d_{\text{Т}}$  – диаметр трубопровода, мм;  $Q$  – расход СОЖ,  $\text{мм}^3/\text{мин}$ ;  $\lambda$  – коэффициент сопротивления,  $\lambda = 75/\text{Re}$  ( $\text{Re}$  – число Рейнольдса).

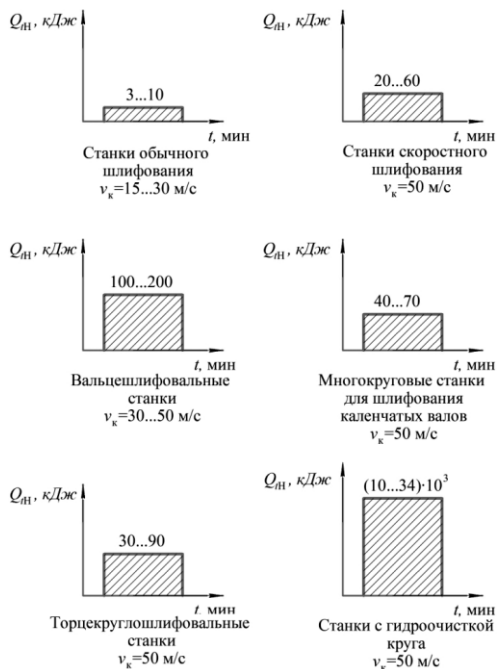


Рисунок 2 – Тепло, переходящее в СОЖ при прохождении через насос системы применения СОЖ. Время цикла обработки 2,2 мин

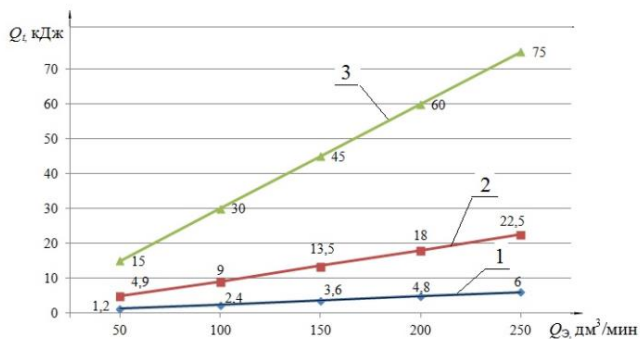


Рисунок 3 – Тепло, выделяемое при прохождении СОЖ через элементы системы применения СОЖ:

1 – дроссель; 2 – фильтр сетчатый; 3 – гидроциклон

Тепло, возникающее при прохождении СОЖ через устройство её подачи в зону резания, также определяется перепадом давления на нём, которое зависит от конструкции сопла и может быть определено по методике расчета насадков Вентури, Борда и др. [7, 10]

Величина  $Q_{гСОЖ}$  зависит от теплоемкости и массы (объема) СОЖ в резервуаре, площади поверхности резервуара и коэффициента передачи тепла от стенок резервуара к воздуху. Величину  $Q_{гСОЖ}$  можно определить на основе уравнение теплового баланса в резервуаре для СОЖ [11].

Для приближённой оценки теплообмена уравнение (1) можно представить в упрощенном виде, оставив только составляющие  $Q_{гЗР}$  и  $Q_{гСОЖ}$ . Тогда уравнение оптимального теплового режима примет вид

$$Q_{гЗР} = Q_{гСОЖ}.$$

То есть тепло, приходящие с охлаждающей жидкостью из зоны резания за один оборот СОЖ в системе успевают рассеиваться в окружающую среду через резервуар СОЖ. Такое допущение можно применить при очень ограниченных условиях. Например, при относительно невысоких скоростях резания ( $v_k = 15 \dots 30 \text{ м/с}^2$ ), использовании способа подачи СОЖ поливом свободно падающей струей с малыми расходами и давлениями (когда используются маломощные насосы), когда система применения СОЖ очень проста и не содержит большого количества элементов, работа которых требует энергозатрат. В современных условиях высокопроизводительной обработки требующих обеспечения точностных параметров высокого уровня вышеназванные допущения некорректны.

### **Выводы.**

1. Разработана методика определения характера распределения тепловых потоков в системе применения СОЖ, учитывающая её структурные, конструктивные, режимные параметры и факторы процесса обработки.

2. Исследования показали, что если тепло, поглощённое СОЖ при прохождении через насос в станках для обычного шлифования ( $v_k = 15 \dots 30 \text{ м/с}^2$ ) можно не учитывать, то в других шлифовальных станках им пренебрегать нельзя.

3. Установлено, что следует учитывать тепло, выделяемое в гидроциклоне и других элементах, особенно в условиях обработки, требующих применения больших расходов и давлений СОЖ.

**References:** 1. Brecher C., Bäumlner S., et al. Energy Efficient Cooling Systems for Machine Tools. Leveraging Technology for a Sustainable World. Proceedings of the 19th CIRP International Conference on Life Cycle Engineering. Berkeley, 2012, pp. 239-244. doi: 10.1007/978-3-642-29069-5\_41. 2. Stepanov M., Ivanova M. et al. Study of Thermal Modes of Working Fluids in Grinding Machines. In: Tonkonogiy V. et al. (eds) Advanced Manufacturing Processes.

InterPartner 2019. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham, 2020, pp. 299-308. doi:10.1007/978-3-030-40724-7\_31. **3.** Polyakov A.N., Marusic K.V. Upravlenie termodeformatsionny'm sostoyaniem stanka na osnove avtomatizatsii prognozirovaniya temperatury'kh peremeshhenij ispolnitel'ny'kh organov: uchebnoe posobie [Control of the thermodeformation state of the machine based on the automation of forecasting the temperature movements of executive bodies: a training manual]. Orenburg, Orenburg state university, Publ. OSU, 2012. 220 p. **4.** Mayr J., Gebhardt M. et al. Cutting fluid influence on thermal behavior of 5-axis machine tools. Proceedings of the 6th CIRP International Conference on High Performance Cutting. Zurich, 2014. pp. 395 – 400. doi: 10.1016/j.procir.2014.03.085. **5.** J. Weber, Jii. Weber et al. Energy, power and heat flow of the cooling and fluid systems in a cutting machine tool. Proceedings of the 17th CIRP Conference on High Performance Cutting, 46, 2016 pp. 99 – 102. doi: 10.1016/j.procir.2016.03.177. **6.** Patil P. S., Mudholkar R. R. Cooling Techniques for a Spindle of Machine Tool. International Journal Of Engineering And Computer Science, 2016, Vol. 5, Issue 12, pp. 19653-19656. doi: 10.18535/ijecs/v5i12.70. **7.** Abankin Yu. I. Opredelenie optimal'ny'kh razmerov sopla sistemy` podachi SOZH. [Determining the optimum nozzle size for the coolant supply system]. Smazochno-okhlazhdayushhie tekhnologicheskie sredstva v processakh abrazivnoj obrabotki. Sb. nauchn. Trudov [Lubricating and cooling technology in abrasive processes. The collection of scientific works]. Ulyanovsk, 1988, pp. 56-61. **8.** Sily'j Yu.A., Stepanov M.S. Teplovoj balans processa shlifovaniya [The heat balance of the grinding process]. Rezanie i instrument v tekhnologicheskikh sistemakh [Cutting & Tools in Technological System]. Kharkiv, Publ. NTU «KhPI», 2000, pp. 177–190. **9.** E.Iyanov V.D., Kulikov V.N. Prizhogi pri shlifovanii [Burning when grinding]. Moscow, Publ. NIMASH, 1974, 63 p. **10.** Chugaev, R. R. *Gidravlika* : (Tekhnicheskaya mekhanika zhidkosti) : Uchebnik dlya vuzov [Hydraulics: (Technical fluid mechanics): Handbook for high schools], 2 edition, Leningrad, Publ. Energoizdat, 1982, 672 p. **11.** Stepanov M. S., Litovchenko P. I., Ivanova L. P. Matematichna model` teploobminu u rezervuari MOR shlifoval'nogo verstatu [Mathematical model of heat exchange in the coolant tank of grinding machine]. Visnik Zhitomir's'kogo derzhavnogo tekhnologichnogo universitetu. Seriya : Tekhnichni nauki [Bulletin of the Zhytomyr State Technological University. Series: Technical Sciences], 2017, Vol. 2(1), pp. 90-96.

Михайло Степанов, Петро Літовченко,  
Марина Іванова, Лариса Іванова, Харків, Україна

## ТЕПЛОБМІН В СИСТЕМІ ЗАСТОСУВАННЯ ЗОР ШЛІФВАЛЬНИХ ВЕРСТАТІВ

**Анотація.** Теплові процеси, що проходять в шліфувальних верстатах, дуже впливають на якість і точність оброблюваної поверхні. При цьому, важливу роль у формуванні теплових потоків відіграє система застосування змащувально-охолоджувальної рідини (ЗОР), кожен елемент якої певним чином впливає на температуру ЗОР і шліфувального верстата в цілому. У даній статті розглянуто структурну схему системи застосування ЗОР, що складається з фільтра сітчастого, трубопроводів, зворотного клапана, насоса, дроселя, гідроциклону, шламове бака гідроциклону, запобіжного клапана, клапана управління, пристрою подачі ЗОР, зони різання, станини, зливного лотка, магнітного сепаратора і резервуара ЗОР. Відзначено, що частина енергії потоку при проходженні через елемент системи перетворюється в теплову енергію і викликає нагрівання ЗОР, елемента і системи в цілому. Запропоновано методика визначення теплового балансу в системі застосування ЗОР, що враховує її структурні, конструктивні, режимні параметри, а також інші чинники процесу шліфування. Запропоновано математичні залежності для визначення кількості теплоти, яка виділяється при проходженні ЗОР через кожен елемент системи,



які враховують її гідравлічні параметри. Визначено ті елементи системи застосування ЗОР, які мають найбільший вплив на температуру ЗОР. Проведено порівняльний аналіз теплових потоків, які переходять в ЗОР, при проходженні нею насоса, для різних процесів шліфування та відповідних типів шліфувальних верстатів. Встановлено, що в умовах обробки, які вимагають застосування великих витрат і тисків ЗОР, слід враховувати тепло, що виділяється в очисниках та інших елементах системи, робота яких супроводжується значними перепадами тиску. Розглянуто можливість контролю і управління температурою ЗОР, на підставі того факту, що тепло, яке виникає при проходженні ЗОР через пристрій, що працює під тиском, визначається також перепадом тиску на цьому пристрої.

**Ключові слова:** шліфувальний верстат; теплообмін; тепловий потік; температура; система застосування ЗОР; тиск; витрата.

Mykhaylo Stepanov, Petro Litovchenko, Maryna Ivanova,  
Larysa Ivanova, Kharkiv, Ukraine

## **HEAT EXCHANGE IN THE LIQUID COOLANT APPLICATION SYSTEM OF GRINDING MACHINES**

**Abstract.** *Thermal processes taking place in grinding machines have a great influence on the quality and accuracy of the surface being machined. A liquid coolant application system plays an important role in the formation of heat flows. Each element of that system has a certain effect on the temperature of the coolant and the grinding machine as a whole. This article discusses the structural diagram of heat transfer in the elements of the liquid coolant application system, which consists of a strainer, pipelines, check valve, pump, throttle, hydrocyclone, grinding dust tank of a hydrocyclone, safety valve, control valve, coolant supply device, cutting zone, bed, drain tray, magnetic separator, and coolant reservoir. It is noted that part of the flow energy when passing through an element of the system is converted into thermal energy and causes heating of the coolant, element, and the system as a whole. A technique for defining the heat balance in a coolant application system, taking into account its organizational, structural parameters, cutting conditions, as well as other factors of the grinding process is proposed. Mathematical dependencies for determining the quantity of heat released when liquid coolant passes through each element of the system, taking into account its hydraulic parameters are proposed. The elements of the liquid coolant application system that have the greatest influence on the coolant temperature are identified. A comparative analysis of the heat fluxes passing into the coolant during the passage of the pump was carried out for various grinding processes and the types of grinding machines that implement them. It has been found out that under processing conditions requiring the use of high flow rates and coolant pressures, the heat released in cleaners and other system elements should be taken into account, the operation of which is accompanied by significant pressure differentials. The possibility of monitoring and controlling the temperature of the coolant, based on the fact that the heat generated by the passage of coolant through a device operating under pressure, is also determined by the pressure differential across this device.*

**Keywords:** grinding machine; heat exchange; heat flow; temperature; liquid coolant application system; pressure; flow rate.

А. Якимов, Л. Бовнегра, С. Уминський,  
В. Тонконогий, Ю. Смірнова, Одеса, Україна

## **ВІДНОСНИЙ ЗНОС ПЕРЕРИВЧАСТИХ ШЛІФУВАЛЬНИХ КРУГІВ З НАДТВЕРДИХ МАТЕРІАЛІВ**

**Анотація.** При шліфуванні кругами, робоча поверхня яких складається з періодичних виступів і западин, в пружній системі верстата через переривчастість процесу різання виникають високочастотні коливання малої амплітуди, які полегшують процес стружкоутворення і сприяють формуванню на крузі розвиненого різального мікрорельєфу. Однак при певних співвідношеннях довжин різальних виступів і западин і при певних їх кількостях може виникнути параметричний резонанс, передумовою якого є періодична зміна в часі жорсткості пружної системи верстата. Параметричний резонанс негативно позначається не тільки на питомому зносі алмазного круга, а й на якості оброблюваної поверхні. Це передбачає необхідність подальшого пошуку нових досліджень впливу параметричного резонансу, що виникає при переривчастому шліфуванні на відносну витрату алмазних кругів. У статті розрахованим і експериментальним шляхами виявлено екстремальний характер залежностей питомого зносу переривчастих кругів з надтвердих матеріалів від кількості прорізів на робочій поверхні інструменту і від величини відношення протяжності западини до довжини ріжучого виступу круга. Також розраховано-експериментальним шляхом виявлено характер впливу розмірів і кількості конструктивних елементів, з яких утворено робочу поверхню алмазних переривчастих кругів, а також жорсткості різання на параметричну стійкість пружної системи плоскошліфувального верстата.

**Ключові слова:** відносний знос; робоча поверхня круга; переривчасте шліфування; різальний виступ.

**Вступ.** З моменту освоєння абразивною промисловістю виробництва шліфувальних кругів з надтвердих матеріалів перед їх споживачем постало питання: як їх раціонально використовувати? Одним з критеріїв, що застосовуються для оцінки раціонального використання кругів з надтвердих матеріалів, є їх відносний (питомий) знос, тобто об'ємне або масова кількість зношеного алмазу (або ельбору), віднесена відповідно до одиниці об'єму або до маси зішліфованого металу  $q$  ( $\text{см}^3/\text{см}^3$ ,  $\text{мм}^3/\text{мм}^3$ ,  $\text{мг/г}$ ). Важливість цього критерію пояснюється тим, що вартість алмазного (або ельборового) круга у багато разів перевершує вартість абразивного інструменту. Алмазні круги на органічних зв'язках за рахунок інтенсивного самозаточування забезпечують стабільні якість і продуктивність обробки, але їх застосування на виробництві стримується через високий рівень щодо витрат алмазів. Робота шліфувальних кругів з надтвердих матеріалів на металевій зв'язці супроводжується значно меншим питомим зносом, але вони швидко засалюються, а це призводить

до зростання теплонапруженості шліфування і, як наслідок, до погіршення якості поверхневого шару оброблюваних деталей. Знизити теплонапруженість процесу шліфування можна застосуванням алмазних інструментів з переривчастою робочою поверхнею, що особливо важливо при роботі кругами на металевій зв'язці [1]. При шліфуванні кругом з безперервною робочою поверхнею, стружка заповнює її пори, налипає на різучі зерна. В результаті цього круг засалюється, зростає інтенсивність тепловиділення, що призводить до зростання температури шліфування [2]. При алмазному переривчастому шліфуванні забезпечуються перерви в підводі тепла, що дозволяє істотно знизити температуру шліфування. При алмазному шліфуванні уривчастість процесу створює додаткові можливості видалення стружки і зменшення засалювання круга [3]. У роботах [4, 5, 6 та ін.] зниження температури при алмазному переривчастому шліфуванні пояснюється тим, що час контакту різальних виступів круга з поверхнею, що обробляється, менше часу контакту чим при суцільному шліфуванні. Іншою причиною зниження температури при переривчастому шліфуванні є зниження інтенсивності теплоутворення в зоні різання через підвищення різальної здатності круга, так як він самозагострюється, а стружка розміщується не в порах між зернами, а в западинах. При шліфуванні кругами, робоча поверхня яких складається періодично з виступів і западин, в пружній системі верстата через переривчастість процесу різання виникають високочастотні коливання малої амплітуди, які полегшують процес стружкоутворення і сприяють формуванню на крузі розвиненого різального мікрорельєфу. Однак при певних співвідношеннях довжин різальних виступів і западин і при певних їх кількостях може виникнути параметричний резонанс, передумовою якого є періодична зміна в часі жорсткості пружної системи верстата. Параметричний резонанс негативно позначається не тільки на питомому зносі алмазного круга, а й на якості поверхні, що обробляється. У роботах [1, 2, 3, 4] немає єдиної думки щодо впливу параметричного резонансу, що виникає при переривчастому шліфуванні на відносні витрати алмазних кругів. Це передбачає необхідність подальшого пошуку нових досліджень в цьому напрямку.

**Цілі та завдання.** Метою роботи є пошук резервів зниження відносних витрат круга при переривчастому алмазному шліфуванні за рахунок зміни конструктивних елементів робочої поверхні круга і режимів різання.

**Результати досліджень.** У процесі шліфування лінійне зношування круга з надтвердих матеріалів в часі зазвичай відбувається нерівномірно. У широкому діапазоні зміни режимів шліфування, швидкість зношування зерен постійно випереджає швидкість зношування зв'язки, тому круг, як

правило, працює в режимі затуплення або «засалювання», що вимагає періодичного відновлення його різальних властивостей. В роботі [7] для можливості створення умов обробки, що забезпечують рівномірний знос круга при його роботі в режимі самозагострювання, введений параметр  $\eta$ , характеризує ступінь лінійного зносу різальних зерен до моменту їх об'ємного руйнування або випадання з зв'язки без руйнування. Цей параметр чисельно дорівнює відношенню величини зносу максимально-виступаючого над зв'язкою зерна, при якій відбувається його об'ємне руйнування, до максимальної глибини проникання оброблюваного матеріалу в робочу поверхню круга і може бути розрахований за такою формулою [7]:

$$\eta = 1 - \left( \frac{2042,7 \cdot V_{\text{заг}} \cdot (1 + l_2/l_1) \cdot \sqrt{t} \cdot \bar{X}^3}{V_{\text{кр}} \cdot m \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}} \right)^{\frac{(2-n')}{(2-n'-1)}} \cdot \left( \frac{A}{P} \right)^{\frac{3}{(2-n'-1)}} \cdot \text{tg} \gamma^{\frac{(n'+1)}{(2-n'-1)}}, \quad (1)$$

де  $V_{\text{заг}}$  – швидкість заготовки, м/мин;  $t$  – глибина різання, мм;  $\bar{X}$  – зернистість круга, мм;  $V_{\text{кр}}$  – окружна швидкість круга, м/с;  $R_{\text{кр}}$  – радіус круга, мм;  $m$  – об'ємна концентрація зерен круга;  $A$  – параметр, що характеризує властивості міцності оброблюваного матеріалу (визначається розрахунково-експериментальним шляхом);  $P$  – тангенціальна складова граничного навантаження, що діє на максимально виступаюче над зв'язкою зерно, Н;  $\gamma$  – половина кута при вершині різального зерна, що має конічну форму;  $l_2/l_1$  – відношення довжини западини переривчастого круга до довжини різального виступу;  $n'$  – параметр, який визначається експериментально.

Для забезпечення необхідної якості і високої продуктивності необхідно виконувати шліфування гострими ріжучими зернами (тобто при  $\eta \rightarrow 0$ ).

Однак, чим менше параметр  $\eta$ , тим менше ресурс роботи різальних зерен, а отже, більше відносна витрата шліфувального круга. У зв'язку з тим, що вартість алмазного круга у багато разів більше вартості абразивного, необхідно, щоб ступінь лінійного зносу алмазних зерен в момент їх об'ємного руйнування була більше ступеня лінійного зносу абразивних зерен. Іншими словами, необхідно, щоб параметр  $\eta$  при алмазному шліфуванні був більшим, ніж при абразивному. З виразу (1) видно, що параметр  $\eta$  при переривчастому шліфуванні менше, ніж при суцільному (при суцільному шліфуванні параметр  $(1 + l_2/l_1) = 1$ , а при переривчастому - завжди більше 1). Це можна пояснити тим, що при переривчастому шліфуванні під дією динамічних ударів відбувається періодичне оновлення затуплених різальних зерен. Величина відносних витрат алмазу («ельбора») може бути описана таким виразом [7]:

$$q = \frac{10^3 \cdot \rho_a \cdot \beta \cdot V_{кр} \cdot \Delta_i}{2 \cdot \rho_m \cdot (1 + l_2/l_1) \cdot V_{заг} \cdot t \cdot \eta}, \quad (2)$$

де  $\Delta_i$  – лінійний знос ріжучого зерна за один оберт шліфувального круга, м;  $\beta$  – коефіцієнт, що дорівнює відношенню об’єму зерен до об’єму круга;  $\rho_a$  – щільність алмаза («ельбора»), Н/м<sup>3</sup>.

З виразу (2) видно, що при  $\eta \rightarrow 0$  відносні витрати алмазу («ельбора») прямують до нескінченності, тобто відбувається інтенсивне зношування круга. З аналізу виразу (2) випливає, що якщо одним кругом шліфувати метал з різними глибинами різання, наприклад  $t_1$  і  $t_2$ , то відношення  $\eta_1/\eta_2$  буде мати наступний вигляд:

$$\eta_1/\eta_2 = \frac{q_2}{q_1} \cdot \frac{t_2}{t_1} = \frac{h_{кр2}}{h_{кр1}} \cdot \frac{h_{м1}}{h_{м2}} \cdot \frac{t_2}{t_1},$$

де  $h_{кр1}, h_{кр2}$  – лінійний знос шліфувального круга при шліфуванні з глибиною різання  $t_1$  і  $t_2$ , м;  $h_{м1}, h_{м2}$  – товщини шарів металу, що видаляється за цей же проміжок часу шліфування. Товщини шарів  $h_{м1}$  і  $h_{м2}$  з деяким припущенням можна представити у вигляді добутку глибини різання на число проходів:  $h_{м1} = t_1 \times i$ ;  $h_{м2} = t_2 \times i$  при  $V_{заг1} = V_{заг2}$ .

При цих же умовах  $\eta_1/\eta_2 = h_{кр1}/h_{кр2}$ . Таким чином, параметр  $\eta$  обернено пропорційний лінійному зносу шліфувального круга. При збільшенні параметра  $(1+l_2/l_1)$ , що входить до виразу (1), параметр  $\eta$  буде зменшуватися. Залежність (2), що описує відносну витрату алмазу («ельбора»), має екстремальний характер, так як вхідні в неї параметри  $(1+l_2/l_1)$  і  $\eta$  мають протилежний характер зміни. Після нескладних перетворень виразів (1) і (2) отримаємо [7]:

$$\eta = 1 - \left( \frac{12828,15 \cdot V_{заг} \cdot \sqrt{t} \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{R_{кр}}}{V_{кр} \cdot n \cdot l_1 \cdot m} \right)^{\frac{(2-n')}{(2 \cdot n' - 1)}} \cdot \left( \frac{A}{P} \right)^{\frac{3}{(2 \cdot n' - 1)}} \cdot t g \gamma^{\frac{(n'+1)}{(2 \cdot n' - 1)}} \quad (3)$$

$$q = \frac{10^3 \cdot \rho_a \cdot \beta \cdot V_{кр} \cdot \Delta_i \cdot l_1 \cdot n}{\rho_m \cdot V_{заг} \cdot t \cdot \eta \cdot \pi \cdot D_{кр}} \quad (4)$$

де  $n$  – число впадин (виступів) на переривчастому крузі при постійному значенні  $l_1$ ;  $D_{кр}$  – діаметр шліфувального круга, мм.

Досліджуємо функцію  $q(n)$  на наявність екстремуму. Підставляючи рівняння (3) в вираз (4), знайдемо приватну похідну і прирівняємо її до нуля:

$$\frac{\partial q}{\partial n} = \frac{\eta + \eta \cdot \frac{(2-n')}{(2 \cdot n' - 1)} - \frac{(2-n')}{(2 \cdot n' - 1)}}{\eta^2} = 0.$$

Екстремальне значення параметра  $\eta$ , при якому відносні витрати переривчастих кругів матимуть екстремум, визначається за формулою:

$$\eta_{\ominus} = \frac{2 - n'}{n' + 1}. \quad (5)$$

З виразу (3) можна знайти число западин  $n$ , при якому відносна витрата кола буде мінімальною:

$$n = \left( \frac{12828,15 \cdot V_{\text{заг}} \cdot \sqrt{t} \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}}{V_{\text{кр}} \cdot l_1 \cdot m} \right) \cdot \left( \frac{A}{P} \right)^{\frac{3}{(2-n')}} \cdot \frac{\text{tg} \gamma^{\frac{(n'+1)}{(2-n')}}}{(1-\eta_{\ominus})^{\frac{(2-n'-1)}{(2-n'-n')}}}. \quad (6)$$

Експериментальним шляхом встановлено [8], що відносні витрати алмазу залежать від числа прорізів на робочій поверхні шліфувального круга і від жорсткості шпиндельного вузла. Зі збільшенням числа прорізів на крузі спостерігається екстремальний характер залежності відносної величини витрат алмазу  $q$  для всіх значень жорсткості (рис. 1). Зі збільшенням жорсткості шпиндельного вузла мінімум  $q$  зменшується і зміщується в область більших значень  $n$ . Жорсткість шпиндельного вузла і кількість западин на шліфувальному крузі здійснюють значний вплив на параметричну стійкість пружної системи плоскошлифувального верстата [7].

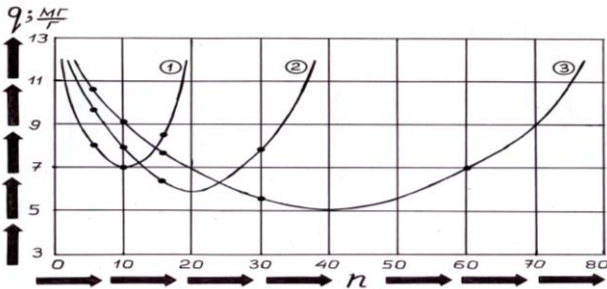


Рисунок 1 – Залежності величини відносної витрати  $q$  алмазного переривчастого круга від кількості різальних виступів  $n$ , побудовані для  $N=0,3$  і для різних значень жорсткості  $C_0$ : 1 –  $C_0=0,5 \cdot 10^6$  н/м; 2 –  $C_0=2,0 \cdot 10^6$  н/м; 3 –  $C_0=3,5 \cdot 10^6$  н/м [8].

З виразу (1) можна знайти параметр  $(1+l_2/l_1)$ , при якому відносні витрати шліфувального круга будуть мінімальними:

$$\left( 1 + \frac{l_2}{l_1} \right)_{\ominus} = (1 - \eta_{\ominus})^{\frac{(2-n'-1)}{(2-n')}} \cdot \left( \frac{V_{\text{кр}} \cdot m \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}}{2042,7 \cdot V_{\text{заг}} \cdot \sqrt{t} \cdot \bar{X}^3} \right) \cdot \left( \frac{P}{A} \right)^{\frac{3}{(2-n')}} \cdot \frac{1}{\text{tg} \gamma^{\frac{(n'+1)}{(2-n')}}}. \quad (7)$$

при  $n' = 0,76$ ;  $\eta_{\text{с}} = 0,705$  вираз (7) прийме наступний вигляд:

$$\left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)_{\text{с}} = \frac{2,94 \cdot 10^{-4} \cdot V_{\text{кр}} \cdot m \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}}{V_{\text{зар}} \cdot \sqrt{t} \cdot \bar{X}^3 \cdot \text{tg} \gamma^{1,42}} \cdot \left(\frac{P}{A}\right)^{2,42}. \quad (8)$$

Вплив параметра  $(1+l_2/l_1)$  на відносні витрати шліфувальних кругів вивчався експериментально [7]. Відносні питомі витрати круга 1A1 200x75x5x2 КР 160/125 Б1 - 100% визначалися на зразках зі сталі Р6М5 методом врізання на режимі:  $V_{\text{кр}}=35$  м/с;  $V_{\text{зар}}=6$  м/хв;  $t=0,025$  мм; із застосуванням мастильно-охолоджувальної рідини. Після визначення відносних питомих витрат суцільного круга ( $l_2/l_1 = 0$ ) на ньому прорізалися 10 западин довжиною  $l_2=10$  мм і перевірялися відносні витрати переривчастого круга ( $l_1=52,8$  мм,  $l_2=10$  мм), потім довжини западин відповідно збільшувалися до 15, 20, 25 і 30 мм. Дана методика дозволила провести дослідження відносних витрат «ельбора» на суцільному і п'яти переривчастих кругах з різним співвідношенням  $l_2/l_1$ :  $10/52,8=0,189$ ;  $15/47,8=0,314$ ;  $20/42,8=0,467$ ;  $25/37,8=0,661$ ;  $30/32,8=0,915$ . З результатів експериментів (рис. 2) видно, що в міру збільшення параметра  $(1+l_2/l_1)$  відносні витрати круга спочатку зменшуються, а потім починають зростати.

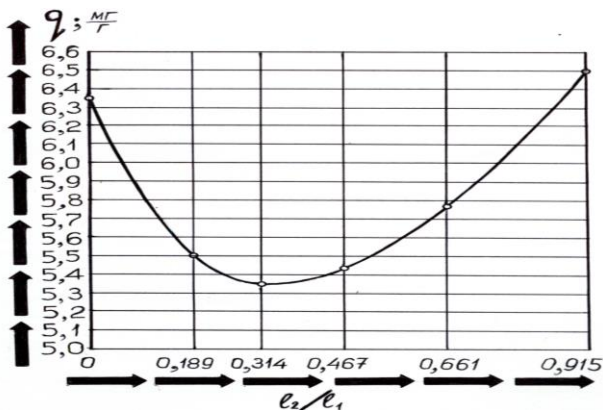


Рисунок 2 – Залежність величини відносної витрати алмазу  $q$  від величини відносини протяжності западини  $l_2$  до довжини різального виступу  $l_1$  [7].

В роботах [7] і [8] виявлено екстремальний характер залежностей  $q=f(V_{\text{кр}})$  при шліфуванні твердого сплаву алмазними кругами на різних зв'язках: Б1, М1, ТМ, М5, МК, М1 (рис. 3). Встановлено [8], що швидкість

різання  $V_{кр}$  і величина відношення протяжності западини  $l_2$  до довжини різального виступу  $l_1$  має суттєвий вплив на параметричну стійкість пружної системи верстата. При шліфуванні зі швидкістю різання  $V_{кр}=35$  м/с безрезонансна робота пружної системи верстата найбільш імовірна в інтервалах зміни величини  $l_2/l_1$ :  $0 \leq N \leq 0,15$ ;  $0,75 \leq N \leq 0,90$ , а при окружній швидкості круга  $V_{кр}=25$  м/с виникнення параметричного резонансу найменш ймовірно в інтервалі  $0,80 \leq N \leq 0,90$ . Однак, незважаючи на низьку ймовірність виникнення резонансу в зазначених інтервалах, шліфування переривчастими кругами з співвідношеннями  $l_2/l_1=0,10$  і  $l_2/l_1=0,85$  супроводжується високою відносною витратою алмазів.

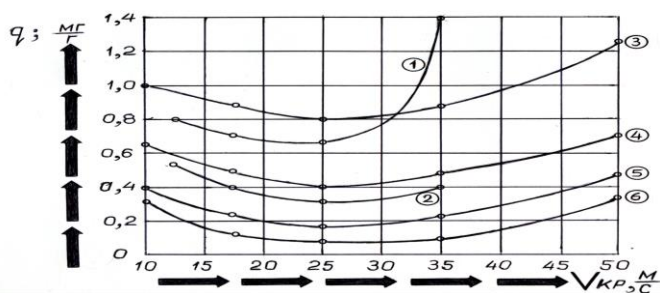


Рисунок 3 – Залежність величини відносної витрати алмазу  $q$  від швидкості різання  $V_{кр}$  при шліфуванні твердого сплаву Т15К6 кругами:

- 1 – круг АСО 100/80 – 100 % – Б1 [7]; 2 – круг АСВ 100/80 – 100 % – М1 [7];
- 3 – круг АСВ 125/100 – 100 % – ТМ [7]; 4 – круг АСВ 125/100 – 100 % – М5 [7];
- 5 – круг АСВ 125/100 – 100 % – МК [7]; 6 – круг АСВ 125/100 – 100 % – М1 [7]

При шліфуванні зі швидкостями різання, що змінюються в інтервалі  $25 \leq V_{кр} \leq 35$  м/с, найбільш прийнятною, з точки зору параметричного резонансу та відносних витрат алмазів, є співвідношення  $l_2/l_1=0,6$ . З рис. 5 видно, що зі збільшенням швидкості різання від  $V_{кр}=25$  м/с до  $V_{кр}=35$  м/с спостерігається розширення областей стійкої роботи і зменшення кількості зон параметричної нестійкості пружної системи плоскошліфовального верстата, проте при цьому спостерігається (рис. 3) незначне збільшення відносних витрат алмазів на кругах з металевою зв'язкою (криві 2, 3, 4, 5, 6) і значно помітніше зростання на кругах з органічною зв'язкою (крива 1). Зростання відносних витрат алмазних кругів на органічній зв'язці при збільшенні швидкості круга можна пояснити підвищенням теплонапруженості процесу шліфування і, як наслідок, вигоранням пудрбакеліта зі зв'язки. Його вигорання починає відбуватися при температурах  $250 \dots 300$  °С [7]. Тому, найбільш



прийнятною швидкістю різання з позицій відносної витрати алмазів і параметричного резонансу є швидкість  $V_{кр}=30$  м/с. Розрахунково-експериментальним шляхом встановлено [7], що при шліфуванні переривчастими кругами з числом різальних виступів  $20 \leq n \leq 30$  в пружній системі плоскошліфувального верстата виникають коливання (з діапазоном частот 800 ... 1200 гц і амплітуд 15 ... 25 мкм), які принципово змінюють умови тертя і зносу різальних зерен, полегшують процес стружкоутворення (рис. 4) і запобігають налипанню металу на різальні зерна.

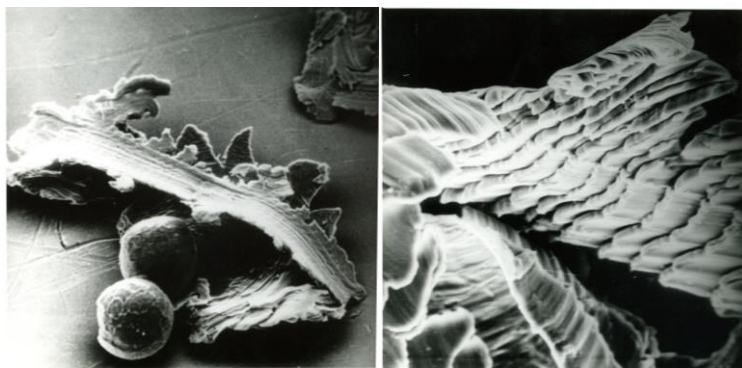


Рисунок 4 – Фотознімки мікростружок, що утворюються при мікрорізанні переривчастими кругами з різним числом різальних виступів

Виявлений діапазон  $20 \leq n \leq 30$  для ефективного переривчастого шліфування добре узгоджується з експериментами по визначенню величини відносної витрати алмазів, які показали, що для інтервалу жорсткостей  $2,0 \cdot 10^6 \leq C_0 \leq 3,5 \cdot 10^6$  н/м відносна витрата алмазів приймає мінімальні значення при  $20 \leq n \leq 40$ .

#### **Висновки.**

1. Розрахунковими і експериментальними шляхами виявлено екстремальний характер залежностей питомого зносу переривчастих кругів з надтвердих матеріалів від кількості прорізів на робочій поверхні інструменту і від величини відношення протяжності западини до довжини різального виступу круга.

2. Розрахунково-експериментальним шляхом виявлено характер впливу розмірів і кількості конструктивних елементів, з яких утворено робочу поверхню алмазних переривчастих кругів, а також жорсткості

різання на параметричну стійкість пружної системи плоскошліфувального верстата.

**References:** 1. *Lukin, L.L.* Raschet preryivistyih krugov pri ploskom periferiyom shlifovanii / L.L. Lukin, V.D. Starshev // Vestnik Izh.GTU. – 2007. – #1, – pp. 38-39. 2. *Gunko, N.I.* Issledovanie vliyaniya zhestkosti ploskoshlifovalnogo stanka na iznos abrazivnyih krugov pri preryivistom shlifovanii /N.I. Gunko // Chistovyye metody obrabotki: sb. nauchn. trudov. – Perm: Permskiy politehnicheskyy institut, 1971. – Vyip. 97, – pp. 3-8. 3. *Gutsalenko, Yu.G.* Stiykist kruga v robochih protsesah ratsionalnogo stabilnogo shlifuvannya // Visn. nats. tehn. un-tu «KharkIvskiy politehnichniy Institut» – 2005. – #23. – pp. 50-63. 4. *Almaznaya obrabotka: uchebn. posobie [dlya stud. vyissh. uch. zaved.] /A.V. Yakimov, F.V. Novikov, G.V. Novikov, A.A. Yakimov. – K.: ISMO, 1996. – 168 p.* 5. *Tehnologiya mashinostroeniya: Uchebnik. /A.V. Yakimov, F.V. Novikov, P.A. Linchevskiy, V.P. Larshin, E.V. Grisenko, A.A. Yakimov, A.V. Fadeev, G.V. Novikov. - Odessa: ONPU, 2012.- 693 p.* 6. *Yakimov, A.V.* Vysokoproizvoditelnaya obrabotka abrazivno-almaznyimi instrumentami: uchebn. posobie [dlya stud. vyissh. uchebn. zaved.] / A.V. Yakimov, F.V. Novikov, A.A. Yakimov. – Kyiv: Tehnika, 1993, – 152 p. 7. *Radzevich, S.P.* Dudley's Handbook of Practical Gear Design and Manufacture/ 2-nd Edition, SRS Press, Boca Raton, Flonda, 2011, 1111 pages. 8. *Semko, M.F.* Osnovy almaznogo shlifovaniya/M.F. Semko, A.I. Grabchenko, A.F. Rab, M.D. Uzunyan, M.S. Pivovarov. – Kyiv: Tehnika, 1978, – 192 p.

Oleksiy Yakimov, Liubov Bovnegra, Sergey Uminsky,  
Vladimir Tonkonogyi, Yuliia Smirnova, Odesa, Ukraine

## WARNING WARNING OF PERFORMANCE GRINDING WHEELS OF EXTRACTIVE MATERIALS

**Abstract.** *When grinding circles, the working surface of which consists of periodically protrusions and depressions, in the elastic system of the machine due to the interruption of the cutting process there are high-frequency oscillations of small amplitude, which facilitate the process of chip formation and contribute to the formation of a developed cutting microrelief. However, at certain ratios of lengths of the cutting projections and depressions and at certain their quantities, parametric resonance may occur, which is a prerequisite for a periodic change in the stiffness time of the elastic system of the machine. Parametric resonance has a negative effect not only on the specific wear of the diamond wheel, but also on the quality of the machined surface. This implies the need for further exploration of the effect of parametric resonance arising from intermittent grinding on the relative flow of diamond circles. In the article, using the calculated and experimental ways, identified the extreme nature of the dependences of the specific wear of discontinuous circles of superhard materials on the number of slots on the working surface of the tool and on the ratio of the extent of the cavity to the length of the cutting ridge of the circle. Also, using the computational and experimental ways the characters of the influence of the dimensions and number of structural elements from which the working surface of diamond discontinuous circles was formed, as well as the rigidity of cutting on the parametric stability of the elastic system of a surface grinding machine, were revealed. The nature of the influence of the size and number of structural elements from which the working surface of diamond discontinuous wheels is formed, as well as the cutting rigidity on the parametric stability of the elastic system of the surface grinding machine is revealed by calculation and experiment.*

**Keywords:** *relative wear; working surface of the wheels; intermittent grinding; cutting protrusion.*

І. Пижов, В. Федорович, І. Волошкіна, Харків, Україна

## ДО ОСОБЛИВОСТЕЙ ВСТАНОВЛЕННЯ КОЕФІЦІЄНТА ШЛІФУВАННЯ ПРИ ОБРОБЦІ ПНТМ

**Анотація.** Розглянуто питання, пов'язане з особливістю визначення такої фізичної характеристики процесу шліфування полікристалічних надтвердих матеріалів алмазними кругами на металічних та органічних зв'язках як коефіцієнт шліфування. Він уявляє собою відношення тангенціальної та нормальної складових сили різання при шліфуванні. Запропоновано визначати його з використанням ефективної складової тангенціальної складової сили різання. Її встановлення базується на основі використання явища пристосування процесу шліфування взагалі і її окремої складової-періодичності зміни в часі фізичних та технологічних показників обробки зокрема. Розкрита фізична сутність виникнення періодичності стосовно умов керованого процесу шліфування за пружною схемою і стосовно умов процесу шліфування ПНТМ алмазними кругами на органічних зв'язках в режимі самозаточування. У подальшому результати досліджень будуть спрятіти удосконаленню процесів шліфування полікристалічних надтвердих матеріалів.

**Ключові слова:** полікристалічні надтверді матеріали; алмазний круг; ріжучий рельєф круга; робоча поверхня круга; зв'язки круга; самозаточування круга; сили різання; ефективна складова сили різання; періодичність процесу шліфування.

**1. Постановка проблеми.** Унікальні фізико-механічні властивості полікристалічних надтвердих матеріалів (ПНТМ) до яких в першу чергу відносяться синтетичні полікристалічні алмази (СПА) і щільні модифікації нітриду бору дозволили їм відразу ж знайти можливість широкого використання в багатьох галузях народного господарства. Одним із факторів, що стримують їх широке застосування є труднощі формування робочих поверхонь виробів з них оскільки технологія огранювання природних алмазів [1] в промислових обсягах випуску не може бути визнана ефективною [2]. Одним з найбільш поширених методів формування виробів (в тому числі і різальних інструментів) з таких матеріалів є алмазне шліфування кругами на металевих і органічних зв'язках. Особливістю такого процесу є те, що в силу практично однакової твердості алмазних зерен і оброблюваного матеріалу (ОМ) знімання припуску з останнього можливе в основному за рахунок мікроруйнування (мікросколювання) алмазу в місцях його контакту з гострими мікро- і субмікроромками алмазних зерен [2] оскільки саме в цих місцях розвиваються високі контактні напруги, достатні для крихкого видалення мікроскопічних обсягів ОМ. Встановлено, що алмазні круги можуть працювати в режимі самозаточування механізм якого при обробці

ПНТМ має ряд принципових особливостей. Так, наприклад, в керованому процесі шліфування ПНТМ за пружною схемою [3], коли в процесі обробки здійснюється безперервне дозуєче електрофізикохімічне видалення металевої зв'язки круга, цей механізм полягає в безперервному мікро- і макроруйнуванні алмазних зерен з утворенням на них гострих мікро- і субмікрокромок. У разі ж використання алмазних кругів на органічних і керамічних зв'язках встановлено, що процес їх самозаточування є високо силовим [4], [5] і реалізується завдяки впровадженню ПНТМ в робочу поверхню круга (РПК). Остання обставина призводить до різкого зростання значень складових сили різання. Оскільки межі міцності алмазних зерен на вигин і розтягнення відносно невисокі, відбувається їх інтенсивне самозагострювання з утворенням на них гострих мікро-і субмікрокромок. А це, в свою чергу, забезпечує продуктивне зняття припуску з ОМ. У зв'язку з викладеним вище становить певний науковий інтерес пошук шляхів підвищення ефективності процесів шліфування ПНТМ. А це вимагає наявності відповідних ефективних критеріїв для їх оцінювання.

**2. Аналіз останніх досліджень і публікацій.** На підставі сказаного вище можна стверджувати, що управляти процесом зняття припуску з ПНТМ можна зводячи до мінімуму інтенсивність утворення майданчиків зносу на алмазних зернах за рахунок забезпечення раціональних механізмів самозаточування алмазних зерен на РПК. Виходячи з цього важливо мати критерії оцінки корисної частки роботи різання, яка витрачається безпосередньо на знімання припуску з ПНТМ. Це дозволить коректно порівнювати між собою різні процеси шліфування з метою вибору найбільш оптимального з них. Це стосується і порівняння різних умов шліфування у межах одного процесу обробки.

Відомі способи оцінювання ефективності шліфування ПНТМ, які базуються на використанні технологічних та фізичних критеріїв оцінювання. В першому випадку це наприклад продуктивність шліфування. До фізичних критеріїв можна віднести коефіцієнт шліфування.

Удосконалення процесу шліфування базується, як правило, на використанні його фізичних і технологічних закономірностей і особливостей. Відомо, що одним з найбільш поширених критеріїв оцінки взаємодії РПК з ОМ є відношення тангенціальної ( $P_z$ ) і нормальної ( $P_n$ ) складових сили різання при шліфуванні, тобто коефіцієнт шліфування ( $K_{ш}$ ) [2], [6]. При шліфуванні звичайних матеріалів взаємодія круга з ОМ визначається в основному характером контактування останнього з алмазними зернами, що знаходяться на РПК. Вважається, що третя зв'язки займає невелику частку в загальній роботі шліфування і має слабкий

вплив на зміну тангенціальної складової сили  $P_z$ . У зв'язку з викладеним слід зазначити, що за величиною  $P_z$  можна встановити порівняльну оброблюваність матеріалів, а саме – більшим значенням  $K_{ш}$  відповідає краща оброблюваність [6].

Представлена робота присвячена розробці способу визначення коефіцієнта шліфування на базі використання ефективної складової тангенціальної сили різання. Можливість вирішення цього завдання стала реальною завдяки попереднім дослідженням якими було встановлено [3], [4], що процес самозаточування алмазних кругів при шліфуванні ПНТМ відбувається періодично, затухаючи і відновлюючись знову, що свідчить про прояв явища пристосування [2], [3]. Тобто мова йде про дійсний (ефективний, без врахування сили тертя) коефіцієнт шліфування. Його практичне використання у майбутньому дозволить спростити реалізацію завдання вдосконалення процесу обробки ПНТМ алмазними кругами на різних зв'язках.

**3. Мета дослідження.** Розробка способу встановлення дійсного значення коефіцієнта шліфування при обробці ПНТМ на базі використання ефективної складової тангенціальної складової сили різання.

**4. Основні матеріали дослідження.** В загальному випадку коефіцієнт шліфування ( $K_{ш}$ ) уявляє собою відношення тангенціальної та нормальної складових сили шліфування, тобто:

$$K_{ш} = \frac{P_z}{P_n}, \quad (1)$$

де  $P_z$  – тангенціальна складова сили шліфування, Н;  $P_n$  – нормальна складова сили шліфування, Н.

Такий підхід має недолік, який полягає в низькій точності оцінювання, тому що він не враховує того факту, що тангенціальна складова сили шліфування є сумою двох складових: ефективної складової та сили тертя.

Суть запропонованого підходу полягає в тому, що як відомо [3], при шліфуванні ПНТМ тангенціальна складова сили шліфування у свою чергу є сумою двох складових: ефективної складової та сили тертя. Сила тертя, яку вона містить в собі не приймає участі у знятті припуску з ОМ (в нашому випадку це ПНТМ). Тому про рівень інтенсивності зняття припуску з ОМ можна судити тільки по значенню ефективної складової

тангенціальної сили шліфування. Її значення в загальному випадку розраховується за формулою:

$$P_{Z \text{ еф.}} = P_Z - P_{TP}, \quad (2)$$

де  $P_{Z \text{ еф.}}$  – ефективна складова тангенціальної складової сили шліфування, Н;  $P_{TP}$  – сила тертя, Н.

В свою чергу на основі використання ефективної складової тангенціальної сили шліфування можна визначити дійсне значення коефіцієнту шліфування ( $K_{\text{шд}}$ ) за залежністю [7]:

$$K_{\text{шд}} = \frac{P_{Z \text{ еф.}}}{P_H}, \quad (3)$$

Використання  $K_{\text{шд}}$ , визначеного за формулою (3), тобто на базі ефективної складової тангенціальної сили шліфування, встановленої за залежністю (2), дозволить у подальшому більш коректно оцінити ріжучу здатність алмазного круга при шліфуванні ПНТМ, а отже ефективність процесу шліфування в цілому. Для визначення тангенціальної складової сили різання зазвичай використовують спосіб безпосереднього прямого вимірювання її за допомогою динамометру. В нашому випадку поставлено завдання визначення ефективної складової тангенціальної сили різання яка безпосередньо витрачається на процес видалення припуску з ПНТМ у процесі шліфування стосовно двох схем шліфування. Ці схеми найбільш часто використовуються при формоутворенні робочих елементів виробів з ПНТМ. У свою чергу складові сили  $P_Z$ , до яких ми віднесли  $P_{Z \text{ еф.}}$  та  $P_{TP}$ , запропоновано визначати на базі використання такої особливості процесу шліфування ПНТМ як періодичність зміни в часі вихідних показників обробки [3] в основі якої в свою чергу лежить відоме явище пристосування системи шліфування [2].

*Визначення ефективної складової тангенціальної сили різання стосовно умов керованого процесу шліфування за пружною схемою* [3], [8]. Поставлене завдання досягається тим, що регулюванням швидкості електрохімічного розчинення металевої зв'язки алмазного круга добиваються періодичності зміни в часі значення тангенціальної сили різання (рис. 1) і фіксують її максимальну величину ( $P_{Z \text{ max}}$ ), потім процес розчинення зв'язки переривають, а шліфування продовжують до трансформації процесу різання в процес тертя зносостійкої пари «ПНТМ – алмазні зерна круга» і фіксують сталі мінімальні значення

( $P_{z \min}$ ), яке фактично є силою тертя  $P_{\text{тр}}$  між алмазними зернами і ПНТМ), після чого розраховують ефективну складову тангенціальної сили різання по залежності (2).

Таким чином завдяки використанню такої закономірності процесу шліфування ПНТМ як періодичність зміни значень його вихідних показників у часі стало можливим роздільне визначення складових тангенціальної складової сили шліфування тобто її ефективну складову та силу тертя.

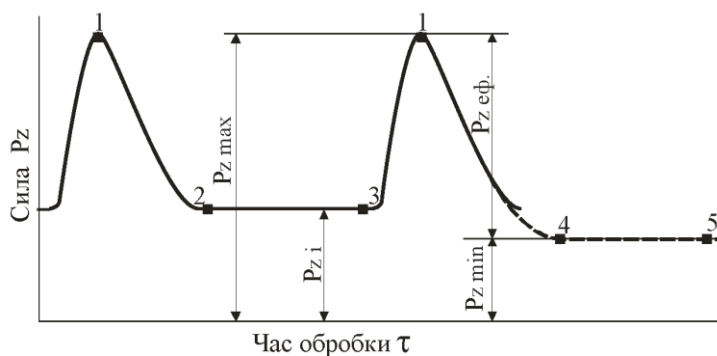


Рисунок 1 – Зміна значень вихідних показників керованого процесу шліфування ПНТМ у часі [8]

Суть сказаного вище пояснюється рисунком 1 на якому зображено характер зміни тангенціальної сили  $P_z$  упродовж часу обробки  $\tau$  у випадку, коли швидкість видалення металевої зв'язки круга електрохімічним методом менше ніж інтенсивність зносу алмазних зерен у момент їх самозаточування.

Це пов'язано з залежністю швидкості зносу алмазних зерен від висоти їх виступання над рівнем зв'язки [2]. В умовах, коли інтенсивність видалення зв'язки круга є величиною постійною, значення висоти постійно змінюється, що призводить до періодичного самозаточування зерен, а отже до відповідної зміни значення тангенціальної сили. Максимальне значення сили  $P_z$  (точка 1) має місце у момент самозаточування алмазних зерен і включає в себе як ефективну складову тангенціальної сили, так і силу тертя. Розпочавшись, процес самозаточування поступово згасає, що супроводжується падінням тангенціальної сили (ділянка 1-2). На ділянці 2-3 має місце тангенціальна сила  $P_{z i}$  яка складається в основному з сили тертя і, в незначній мірі, з

сили різання. Якщо процес електрохімічного розчину металевої зв'язки круга перервати, то в умовах високошвидкісної контактної взаємодії ПНТМ з алмазними зернами круга, на останніх достатньо швидко формуються майданчики зносу і процес різання трансформується у процес тертя (пунктирна лінія) зносостійкої пари «ПНТМ – алмазні зерна круга». При цьому тангенціальна сила має мінімальне значення і уявляє собою силу тертя ( $(P_{Z \min} = P_{TP})$ , ділянка 4-5). Різницею між загальним (максимальним) значенням тангенціальної сили  $P_{Z \max}$  і силою тертя ( $P_{Z \min}$ ) практично і є ефективна складова тангенціальної складової сили різання  $P_{Z \text{ еф.}}$ .

Особливістю пружної схеми обробки є те, що нормальна складова сили різання постійна у часі. Тому збільшення або зменшення  $P_{Z \text{ еф.}}$  дозволяє однозначно судити про ефективність способу чи умов шліфування, що досліджуються.

*Визначення ефективної складової тангенціальної сили різання стосовно умов процесу шліфування ПНТМ алмазними кругами на органічних зв'язках в режимі самозаточування [4], [9]. Підхід, що розглядався вище, неможливо використовувати у випадку шліфування ПНТМ алмазними кругами на органічних зв'язках, що самозаточуються, оскільки вони є діелектриками внаслідок чого на стан їх різальної поверхні не можливо впливати електрофізикохімічним методом.*

Завдяки встановленню і використанню особливостей виникнення періодичності зміни значень вихідних показників (в тому числі і тангенціальної складової сили різання, рис. 2) у часі у випадку обробки ПНТМ алмазними кругами на органічних зв'язках нами встановлено, що у якості фактора примусового впливу на стан різальної поверхні круга можна обрати поперечну подачу на глибину обробки, а її величину визначати за емпіричною залежністю:

де  $S_{\text{поп}}$  – поперечна подача, мм/подв.хід;  $H_{\text{пнтм}}$  – мікротвердість полікристалічного надтвердого матеріалу, ГПа;  $H_{\text{зв}}$  – твердість ( $HRB$ ) зв'язки круга;  $S_k$  – площа контакту полікристалічного надтвердого матеріалу з різальною поверхнею круга, м<sup>2</sup>.

На рисунку 2 зображено характер зміни тангенціальної сили  $P_Z$  у продовж часу обробки  $\tau$  у випадку шліфування СПА алмазними кругами на органічній зв'язці з постійною поперечною подачею.

На протязі періоду обробки  $\tau_1$  відбувається приробка круга, яка супроводжується місцевими (локальними) нестабільними актами самозаточування, що призводить до локальних сплесків сили  $P_Z$  [4].



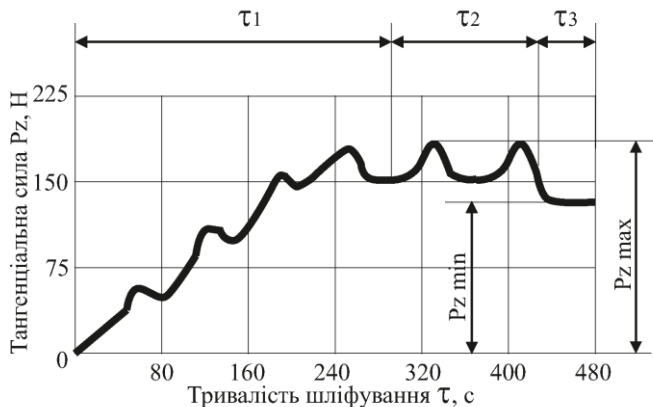


Рисунок 2 – Зміна значень вихідних показників процесу шліфування СПА СКМ-Р кругом на органічній зв'язці у часі [9]

$$S_{\text{пол}} = 13,04 \cdot H_{\text{ПНТМ}}^{-3,06} \cdot H_{\text{зв}}^{-1,16} \cdot S_{\text{к}}^{-1,03}, \quad (4)$$

На протязі періоду обробки  $\tau_2$  акти самозаточування регулярно повторюються через певний період. Максимальне значення сили  $P_{z \max}$ , у цьому інтервалі часу має місце в момент самозаточування алмазних зерен і включає в себе як ефективну складову тангенціальної сили, так і силу тертя. Розпочавшись, процес самозаточування поступово згасає, що супроводжується падінням тангенціальної сили. У цей час доля сили «чистого різання» зменшується, а доля сили тертя, навпаки, збільшується у загальному значенні сили  $P_z$ . Якщо поперечну подачу перервати, то в умовах високошвидкісної контактної взаємодії ПНТМ з алмазними зернами круга на останніх достатньо швидко формуються майданчики зносу і процес різання трансформується у процес тертя зносостійкої пари «ПНТМ – алмазні зерна круга». При цьому тангенціальна сила має мінімальне значення і практично уявляє собою силу тертя ( $P_{z \min} = P_{\text{ТР}}$ ). Згідно з залежністю (2) різницею між загальним (максимальним) значенням тангенціальної сили і силою тертя практично і є ефективна складова тангенціальної сили різання  $P_{z \text{ еф}}$ . Значення поперечної подачі на глибину шліфування повинні бути такими, щоб задовольнялась наведена вище залежність. Значення подачі  $S_{\text{пол}}$ , розраховане по залежності (4), дозволяє забезпечити чіткий прояв періодичності процесу самозаточування круга без чого визначення максимального значення

складової тангенціальної сили різання стає неможливим. Тривалість періоду шліфування ( $\tau_3$ ) з виключеною поперечною подачею повинна бути не менш ніж 30 секунд. На відміну від пружної схеми шліфування при роботі за жорсткою схемою обидві складові (тангенціальна та нормальна) сили шліфування, які входять у формули (1) та (3) для визначення коефіцієнта шліфування, залежать від умов обробки. Цей факт потрібно враховувати при аналізі отриманих експериментальних даних.

### **Висновки і перспективи розвитку.**

1. Одним з фізичних критеріїв для аналізу ефективності процесу шліфування є коефіцієнт шліфування який уявляє собою відношення тангенціальної та нормальної складових сили шліфування. Безпосередньо процес зняття припуску з ПНТМ визначає не вся тангенціальна складова сили шліфування  $P_z$ , а її частина  $P_{z\text{эф}}$ , тому тільки значення останньої повинно враховуватись при визначенні коефіцієнту шліфування, що у подальшому буде сприяти удосконаленню процесів шліфування ПНТМ.

2. Доказано, що значення ефективної складової тангенціальної сили різання можна встановити на основі використання явища пристосування процесу шліфування взагалі і її окремої складової – періодичності зміни в часі фізичних та технологічних показників обробки зокрема.

3. Вирішення поставленого завдання стало можливим завдяки розкриттю фізичної сутності виникнення періодичності стосовно умов керованого процесу шліфування за пружною схемою і стосовно умов процесу шліфування ПНТМ алмазними кругами на органічних зв'язках в режимі самозаточування.

Надалі представляють певний інтерес дослідження по встановленню впливу схем шліфування і умов обробки на ефективну складову тангенціальної сили шліфування і коефіцієнт шліфування.

**References:** 1. *Epifanov V.I. Tehnologiya obrabotkialmazov v brillianty / Epifanov V.I., Pesina A.Ya., Zykov L.V. - M.: Vyssh. shk., 1984. - 319 p.* 2. *Semko M. F. Almaznoe shlifovanie sinteticheskikh sverhtverdykh materialov / M. F. Semko, A. I. Grabchenko, M. G. Hodorevskiy. - Kharkiv: Vischa shkola, 1980. - 192 p.* 3. *Grabchenko A.I. Povyishenie proizvoditelnosti shlifovaniya PNTM s upravleniem rezhushchim relefom kruga / Grabchenko A.I., Pyzhov I.N // Sverhtverdyie materialy. - 1982. - # 5. - pp. 34-37.* 4. *Pyzhov I. N. Osobnosti samozatachivaniyaalmaznykhkrugov na organicheskikh svyazkakh pri shlifovanii PNTM / I. N. Pyzhov // Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah: Mezhdunar. nauch.-tehn. sb.–Kharkiv: 2018. – Vyip.88. – pp. 179-192.* 5. *Pyzhov I. N. Silovyye harakteristiki protsessa shlifovaniya PNTM v rezhime samozatachivaniyaalmaznykhkrugov / I. N. Pyzhov, V.A. Fedorovich, I.V. Voloshkina // Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah: Mezhdunar. nauch.-tehn. sb. – Kharkiv: 2018. – Vyip. 88. – pp. 193-203.* 6. *Uzunyan M.D. Shlifovanie nanostrukturnykh tverdykh splavov: ucheb. posobie dlya studentov mashinostroitelnykh spetsialnostey dnevnoy i zaochnoy*

form obucheniya / M.D. Uzunyan, R.M. Strelchuk. – Kharkiv: NTU «KhPI», 2015. – 182 p. 7. Pat. 141335 Ukraine, MPK (2020.01) B24V 1/00. Sposib otsluyuvannya effektivnostI protsesu shlffuvannya polikristalichnih nadverdih materialiv / Pizhov I.M. (UA), Fedorovich V. O. (UA); Voloshklna I. V. (UA). Vlasnik Natsionalniy tehnicniy universitet «Kharkivskiy politehnicniy Institut». - # u 2019 07269; zayavl. 01.07.2019; opubl. 10.04.2020, byul. # 7. 8. Pat. 72861 Ukraine, MPK (2012.01) V24 V 1/00. Sposib viznachennya effektivnoyi skladovoyi tangentsialnoyi sili rizannya/ Alekseenko D.M. (UA), Grabchenko A.I. (UA), Pizhov I.M. (UA). Vlasnik Sumskiy derzhavniy universitet. -# u 2012 03280; zayavl. 29.12.2011; opubl. 27.08.2012. Byul. # 16. 9. Pat. 128946 Ukraine, MPK (2006) B24V 1/00. Sposib viznachennya effektivnoyi skladovoyi tangentsialnoyi sili rizannya / Pizhov I.M. (UA), Fedorovich V.O. (UA), Voloshklna I. V. (UA). Vlasnik Natsionalniy tehnicniy universitet «Kharkivskiy politehnicniy Institut». - # u 2018 05053; zayavl. 07.05.2018 opubl. 10.10.2018, byul. # 19.

Ivan Pyzsov, Volodimir Fedorovich, Iryna Voloshkina, Kharkiv, Ukraine

## **THE PECULIARITIES OF SETTING THE GRINDING COEFFICIENT IN THE PROCESSING OF POLYCRYSTALLINE SUPERHARD MATERIALS**

**Abstract.** *The questions related to the peculiarities of determining such a physical characteristic of the process of grinding polycrystalline superhard materials by diamond circles on metal and organic bonds as a coefficient of grinding are considered. It is the ratio of the tangential and normal components of the cutting force when grinding. It is proposed to determine it using the effective component of the tangential component of the cutting force. Its establishment is based on the use of the phenomenon of adaptation of the grinding process in general and its individual component, the periodicity of change in time of physical and technological indicators of processing in particular. The physical nature of the occurrence of the periodicity with respect to the conditions of the controlled grinding process according to the elastic scheme and to the conditions of the process of grinding polycrystalline superhard materials diamond circles on organic bonds in the self-sharpening mode is disclosed. It was established that when using the first process as a factor of forced influence on the state of the cutting surface of a circle it is necessary to choose the magnitude of intensity of electrophysical solution of the metal ligament of the diamond circle, and in the second transverse supply to the depth of processing. Recommendations regarding the choice of factors of forced influence are given. It is shown, that the peculiarity of the elastic treatment scheme is that the normal component of the cutting force is constant in time. Therefore, the change (increase or decrease) of the effective component of the tangential component of the grinding force leads to similar changes in the grinding coefficient and can clearly judge the effectiveness of the method or conditions of grinding that explores. In contrast to the elastic circuit grinding when working on a rigid scheme, both components (tangential and normal) grinding force, which are used to define the grinding coefficient, depend on the processing conditions. This fact should be considered when analyzing the obtained experimental data. In the future, research results will help to improve the grinding processes of polycrystalline superhard materials.*

**Keywords:** *polycrystalline superhard materials; diamond circle; cutting circle relief; working surface of a circle; bonding of the circle; self-sharpening of a circle; the cutting force; the effective component of the cutting force; the frequency of the grinding process.*

V. Ferencsik, G. Varga,  
Misolc, Hungary

## **INVESTIGATION OF SHAPE CORRECTNESS OF DIAMOND BURNISHED LOW ALLOYED ALUMINIUM COMPONENTS**

**Abstract.** *Conventional machining methods such as turning or milling can cause surface irregularities, defects such as tool traces and scratches, resulting in energy dissipation (friction) and surface damage (wear). In contrast, the environmentally friendly chipless burnishing process clearly improves the integrity of the machined surface and largely considered in industrial cases in order to restructure surface characteristics. In this paper influence of different burnishing parameters, such as burnishing speed ( $v$ ), feed rate ( $f$ ) and burnishing force ( $F$ ) are examined. Based on theoretical considerations, we use full factorial experimental design method to determine the optimal combination level of the different parameters in the given interval. The measurement of the shape correctness was executed with Taylor Hobson Talyrond 365 measuring equipment at the Institute of Manufacturing Science.*

**Keywords:** *plastic deformation; burnishing; aluminum alloys; factorial experimental design method.*

### **1. INTRODUCTION**

More and more intensive and/or varied [1-2] technologies are emerging in the machining of components. At the same time, the productivity of the manufactured parts can only be increased if the accuracy (shape, size, position) and surface roughness of the parts can be ensured even under the conditions of the applied processes [2-3]. So finishing processes have always been important in manufacturing of all kinds of parts and in engineering it is obligate to improve the surface quality of different machine parts to ensure their durability and reliability. As a post finishing operation, the aim of applying burnishing can be increasing surface smoothness and dimensional accuracy of the elements [4-6] such resistance against fatigue strain [7-8]. This is particularly important when machining aluminum alloys because it allows the production of lightweight and high-strength components which are made mass production in the automotive (and aerospace) industry [3]. As a result, research is under way in both machining and cold plastic forming to achieve better results.

In this work a comparing analysis of cylindricity deviations of low alloyed aluminium components is presented focusing on the determination of chosen burnishing parameters such as burnishing speed ( $v$ ), feed rate ( $f$ ) and burnishing force ( $F$ ) using the full factorial experimental design method [9-10], which is valid between the applied maximum and the minimum of the above mentioned parameters.

## **2. EXECUTING BURNISHING PROCEDURE ON EXTERNAL CYLINDRICAL SURFACES**

Burnishing process is one of the micro plastic manufacturing methods, when a special tool compresses the surface and causes plastic deformation in the subsurface layer, while the pressure must exceed the yield point of the material of the workpiece and flattens asperities from previous machining processes [6, 11].

Experimental work was carried out to determine the effect of the burnishing process parameters on the shape correctness of the external cylindrical surfaces. Before burnishing the components were fine turned on a universal lathe with  $f_1 = 0.2$  mm/rev, than  $f_2 = 0.15$  mm/rev. The schematic illustration of the component with its dimensions can be seen on Fig. 1.

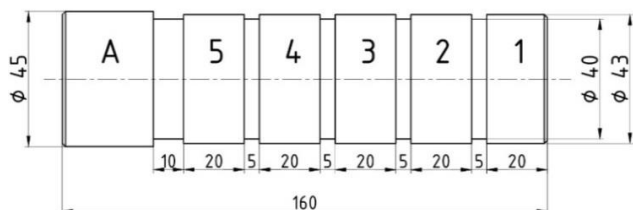


Figure 1 – Schematic illustration of component to be burnished

Burnishing of outer cylindrical surfaces can be executed on conventional universal lath or up-to-date CNC lathe. In our experiments the latter one was used as can be seen on Fig. 2, when the burnishing tool is pressed against pre-machined surfaces to plastically deform peaks into valleys. The deformation is different depending on a lot of things, e.g. among them the magnitude of the force pressing against [12].

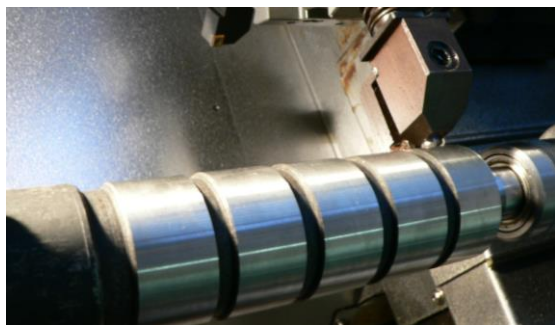


Figure 2 – Executing of burnishing process

### **3. IMPLEMENTATION OF THE EXPERIMENT**

#### **3.1. The applied experimental design method**

In order to achieve the optimum set of burnishing parameters for a given specific workpiece requires a large number of experiments. For reducing the total number of the experiments the use of factorial experimental design method is advantageous, which experimental design method is effective and active. The aim of this method is to determine the function relationship between the dependent variable (shape correctness) and the independent variables (burnishing parameters). Each independent variable, called factor can take more values, which are called levels.

#### **3.2. The applied burnishing parameters**

During planning of technological process of manufacturing machine components, the method of burnishing, the machining conditions, etc. should be selected [5].

So, in accordance with the full factorial experimental design method the values of the selected factors were set to two (minimum and maximum) levels, which are summarized in Table 1.

Table 1 – The applied burnishing parameters

No.	Adjusted parameters			Transformed parameters		
	v [m/min]	f [mm/rev]	F [N]	X <sub>1</sub>	X <sub>2</sub>	X <sub>3</sub>
1	15	0.001	10	-1	-1	-1
2	30	0.001	10	+1	-1	-1
3	15	0.005	10	-1	+1	-1
4	30	0.005	10	+1	+1	-1
5	15	0.001	20	-1	-1	+1
6	30	0.001	20	+1	-1	+1
7	15	0.005	20	-1	+1	+1
8	30	0.005	20	+1	+1	+1

In determination of the numerical values, we have taken into consideration the results of previous theoretical and practical research works.

#### **3.3. Measuring of cylindricity deviations**

Measuring process of the shape correctness was done with a circular and position error measuring equipment type Talyrond 365. Basic functions of this device include a profile scan with a measuring element fixed in the desired vertical position on the rotating workpiece. This function is suitable for detecting and evaluating circular errors and cylindricity deviations.

In this investigation inductive sensor made from artificial ruby was applied for measuring before and after burnishing in 2 mm distances on 18 mm length of the external cylindrical surface of the component.

In all 16 cylindricity indices was analysed and 3 of them was chosen and examined which mostly determine operating properties. These are so called CYLp and CYLv that write down maximal difference from cylindricity as peaks and valleys, CYLt shows the total distance between peaks and valleys.

For the complete characterization of the cylindricity deviation, a 3D representation of the measured values of the specimen is also required. An example can be seen in Fig. 3 which shows the changing of shape correctness of the component marked 5.

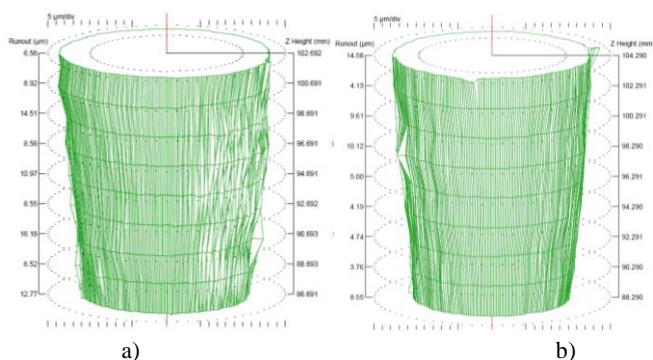


Figure 3 – Cylindricity deviation a) before, and b) after burnishing

#### 4. EVALUATION OF RESULTS

In our investigation we have created dimensionless ratios to make the changing of shape correctness more obvious, which are shown in formula (1) and (2):

$$\rho_{CYL} = \frac{CYL_{burnished}}{CYL_{turned}} \quad (1)$$

$$\rho\% = (\rho_{CYL} - 1) \cdot 100 \quad (2)$$

where:

$\rho_{CYL}$  Improvement ratios of cylindricity parameters ( $\rho_{CYLp}$ ,  $\rho_{CYLv}$ ,  $\rho_{CYLt}$ ). These are dimensionless ratios, that texture the changes occurring because of burnishing,

$CYL_{burnished}$  Cylindricity remain after burnishing,

$CYL_{turned}$  Cylindricity remain after turning,

$\rho\%$  The percentage value of the improvement ratios.

The lowest the values of  $\rho\%$ , the greater the improvements due to burnishing. Measured calculated data are summarized in Table 2.

Table 2 – Results

No.	CYLp [ $\mu\text{m}$ ]		$\rho_{\text{CYLp}}$ [%]
	Turned	Burnished	
1	9.92	13.28	<b>33.87</b>
2	4.09	8.97	<b>119.32</b>
3	4.93	10.29	<b>108.72</b>
4	4.42	5.77	<b>30.54</b>
5	17.25	14.29	<b>-17.16</b>
6	7.49	11.05	<b>47.53</b>
7	7.61	6.63	<b>-12.88</b>
8	5.51	7.53	<b>36.66</b>
No.	CYLv [ $\mu\text{m}$ ]		$\rho_{\text{CYLv}}$ [%]
	Turned	Burnished	
1	4.98	4.91	<b>-1.41</b>
2	5.70	8.06	<b>41.40</b>
3	4.79	5.66	<b>18.16</b>
4	3.97	7.24	<b>82.37</b>
5	9.08	10.61	<b>16.85</b>
6	6.58	6.85	<b>4.10</b>
7	5.06	5.83	<b>15.22</b>
8	5.15	9.65	<b>87.37</b>
No.	CYLt [ $\mu\text{m}$ ]		$\rho_{\text{CYLt}}$ [%]
	Turned	Burnished	
1	14.90	18.18	<b>22.01</b>
2	9.79	17.03	<b>73.95</b>
3	9.72	15.95	<b>64.09</b>
4	8.39	13.01	<b>55.07</b>
5	26.34	24.90	<b>-5.47</b>
6	14.06	17.90	<b>27.31</b>
7	12.67	12.45	<b>-1.74</b>
8	10.66	17.18	<b>61.16</b>



Application of Factorial Experiment Design method empirical formulas (3-5) were created from the calculated values. Calculations and axonometric figures (Fig. 4-6) were prepared by using „MathCAD 15.0” software.

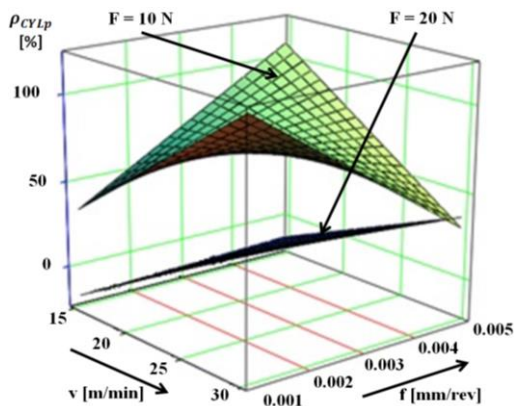


Figure 4 – Changings of cylindricity error in the point of view of peaks

$$\rho_{CYLp} = -135.69 + 12.28 \cdot v + 1.14 \cdot 10^5 \cdot f + 2.45 \cdot F - 5.20 \cdot v \cdot f - 0.39 \cdot v \cdot F - 5.48 \cdot 10^3 \cdot f \cdot F - 247.47 \cdot v \cdot f \cdot F \quad (3)$$

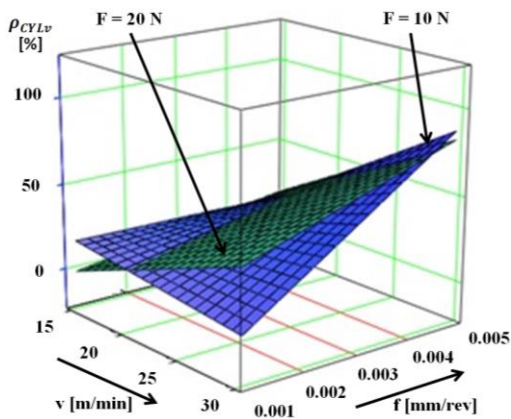


Figure 5 – Changings of cylindricity error in the point of view of valleys

$$\rho_{CVL_v} = -138.76 + 7.26 \cdot v + 2.07 \cdot 10^4 \cdot f + 9.49 \cdot F - 701.67 \cdot v \cdot f - 0.476 \cdot v \cdot F - 2.12 \cdot 10^3 \cdot f \cdot F + 105.83 \cdot v \cdot f \cdot F \quad (4)$$

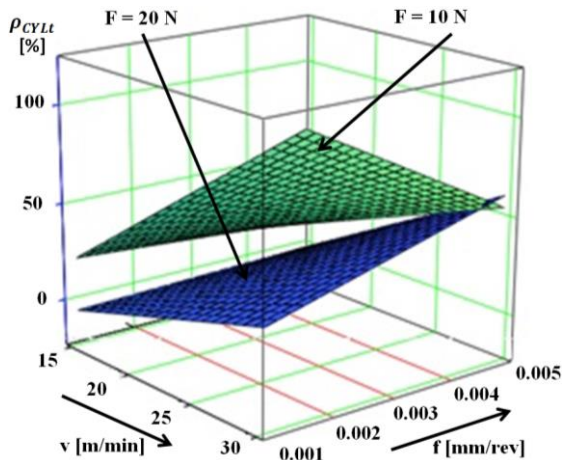


Figure 6 – Changings of cylindricity error in the point of view of total cylindricity deviations

$$\rho_{CVL_t} = -79.72 + 7.27 \cdot v + 5.81 \cdot 10^4 \cdot f + 2.40 \cdot F - 5.53 \cdot 10^3 \cdot v \cdot f - 0.28 \cdot v \cdot F - 3.24 \cdot 10^3 \cdot f \cdot F + 151.80 \cdot v \cdot f \cdot F \quad (5)$$

## 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 burnishing speed, feed rate and burnishing force. The aim of the experiments was to determine how these parameters have effect to characterising values of shape correctness.

On the base of the present research work it can be stated:

- Contrary to theoretical research and expectations, the diamond burnishing process has not brought such an improvement as it should have. This

phenomenon may be due to improper pairing of material quality and burnishing parameters, of course, a more detailed examination of this belongs to our future research plans.

- Examining the evaluated results it can be stated that applying the smaller burnishing parameters is more positive in these ranges and the most appropriate improvement ratio was resulted when the burnishing parameters were as follows:

$$v = 15 \text{ m/min}$$

$$f = 0.001 \text{ mm/rev}$$

$$F = 20 \text{ N}$$

## 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.”

**References:** **1.** *B. Karpuschewski, J. Kundrák, T. Emmer, D. Borysenko:* A New Strategy in Face Milling - Inverse Cutting Technology, *Solid State Phenomena*, (2017) 261: 331-338. **2.** *J. Kundrák, C. Felhő:* 3D Roughness Parameters of Surfaces Face Milled by Special Tools, *Manufacturing Technology*, 16, (2016) 532-538. **3.** *G. Varga, J. Kundrák:* Effects of Technological Parameters on Surface Characteristics in Face Milling, *Solid State Phenomena*, 261, (2017) 285-292. **4.** *N.A. Chowdhury, A.U. Patwari, R.S. Mostafa:* Development of a mathematical model for elastic field simulation during unloading condition in surface burnishing processes, *Journal of Engineering*, 2, (2008) 55-64. **5.** *T.C. Dyl:* The burnishing process of the stainless steel in aspect of the reduction roughness and surface hardening, *Journal of Kones and Transport*, 24, (2017) 63-69. **6.** *S. Neagu-Ventzel, L. Luca, S. Cioc, M. Schuster, J. Pillar, I. Marinescu:* FE 3D burnishing model, *Precision Engineering*, (2012) 1-8. **7.** *K. Konefal, M. Korzynski, Z. Byczkowska, K. Korzynska:* Improved corrosion resistance of stainless steel X6CrNiMoTi17-12-2 by slide diamond burnishing, *Journal of Materials Processing Technology*, 213, (2013) 1997-2004. **8.** *D.W. Lee, S.S. Cho:* Comparison of X-ray residual stress measurements for rolled steels, *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 12, (2010) 1001-1008. **9.** *L. Fridrik:* Chosen chapters from the topics of experimental design of production engineering, *Műszaki Könyvkiadó, Budapest*, 1987 (In Hungarian). **10.** *L. Bálint, L. Gribovszki:* The basics of machine engineering technology, *Miskolc*, (1975) 418-442. (in Hungarian). **11.** *H. Tanaka, H. Tabuto, K. Yanagi:* A metrological study on hardened steel surface finishing using a diamond

burnishing tool, Proceeding of JSPE Spring Conference, 34, (2008) 1-4. 12. M. Jawahar, B. Shiva Kumarr, P. Vamshi Krishna: Experimental design an optimization of ball burnishing process for aluminium alloy 5083, International Research Journal of Automotive Technology, 5, (2018), 33-40.

Вікторія Ференчик, Дюла Варга,  
Мішкольц, Угорщина

## ДОСЛІДЖЕННЯ ПРАВИЛЬНОСТІ ФОРМИ ДЕТАЛЕЙ З НИЗЬКОЛЕГОВАНИХ АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ ПІСЛЯ ОБРОБКИ АЛМАЗНИМ ВИГЛАДЖУВАННЯМ

**Анотація.** Звичайні методи обробки різанням, такі як токарна обробка або фрезерування, можуть викликати дефекти поверхні, такі, як сліди інструменту і подрятини, що призводить в результаті до розсіювання енергії (тертя) і пошкодження поверхні (знос). Навпаки, екологічно чистий процес вигладжування без стружки явно покращує цілісність обробленої поверхні і в значній мірі розглядається в промислових випадках для реструктуризації характеристик поверхні. У цій статті розглядається вплив різних параметрів вигладжування, таких як швидкість вигладжування ( $v$ ), величина подачі ( $f$ ) і сила притиску вигладжувача ( $F$ ). Виходячи з теоретичних міркувань, ми використовуємо метод повного факторного планування експерименту, щоб визначити оптимальний рівень комбінації різних параметрів в даному інтервалі. Вимірювання правильності форми було виконано за допомогою вимірювального обладнання Taylor Hobson Talysond 365 в Інституті виробничих наук. Вигладжування зовнішніх циліндричних поверхонь може бути виконано на звичайному універсальному верстаті або на сучасному токарному верстаті з ЧПУ. У наших експериментах останній використовувався, коли інструмент для вигладжування притискається до попередньо обробленої поверхні для її пластичної деформації. На підставі даної дослідницької роботи можна констатувати: всупереч теоретичним дослідженням і очікуванням, процес вигладжування алмазним інструментом не приніс такого поліпшення, як слід було б. Це явище може бути пов'язане з неправильним поєднанням якості матеріалу і параметрів процесу вигладжування, звичайно, більш докладне вивчення цього питання відноситься до наших планів майбутніх досліджень. Вивчивши отримані результати, можна констатувати, що застосування менших параметрів вигладжування є більш позитивним в цих діапазонах, і найбільш підходящий коефіцієнт поліпшення був отриманий, коли параметри вигладжування були наступними:  $v = 15$  м / хв,  $f = 0,001$  мм / об,  $F = 20$  Н.

**Ключові слова:** пластична деформація; алмазне вигладжування; алюмінієвий сплав; повне факторне планування експерименту.

P. Tamás, Miskolc, Hungary

## **SIMULATION INVESTIGATIONAL METHOD FOR DETERMINING THE PERFORMANCE CHARACTERISTICS OF LOGISTICS SYSTEMS**

**Abstract.** *Complexity of the logistics processes implemented is increasing as a result of striving to satisfy individual customer needs regarding the companies. Defining the operational characteristics of these processes is a growing challenge for logistics experts. Incorrectly defined operating characteristics can result in significant losses (e.g. unjustified investment, unsatisfied customer requirements, etc.). A simulation investigational method for the determination of operating characteristics has been developed on the basis of experience gained in industrial research conducted in the last years. I believe that the investigational process that will be presented will be useful to many professionals in implementing a simulation examination process.*

**Keywords:** *simulation investigational method; logistics systems; logistic indicators; operational characteristics.*

### **1. INTRODUCTION**

Nowadays, there is a clear trend towards diversification of customer needs, with the result that only companies that are able to produce customized products that are often required by customers at a low cost and/or high-quality level can remain competitive. If we want to translate this into the language of logistics means that the number of product types to be handled and the complexity of logistics systems are constantly increasing [1-3]. Concerning the complex material flow systems, simultaneous production and logistics management of products of several product lines is carried out. As the complexity increases, the application of new industry 4.0 technologies [4-5] becomes more and more important, including simulation examination of the investigated logistics systems.

I have been participated in several industrial research projects in recent years [6] at the Institute of Logistics, University of Miskolc, the most important of which are the following:

- Innovative design of simulation methods for installing the objects of technological processes related to small-scale production of parts of the tool factory at the Audi Hungaria Motor Ltd (Participants: Dr. Péter Tamás, Dr. Béla Illés, Sándor Tollár).
- Development of a parameterizable simulation model of maintenance activities for MÁV-TISZAVAS Miskolci Járműjavító Ltd. (Participants: Dr. Béla Illés, Dr. Péter Tamás).

One of the objectives of these research projects was to determine the operational characteristics of an limited logistics system, which allowed minimizing the risks inherent in the design/development decisions of the company under the examination. In the following, the steps of the simulation test method developed to determine the operational characteristics based on practical experience are presented.

## **2. SIMULATION INVESTIGATIONAL METHOD FOR DETERMINATION OF THE OPERATIONAL CHARACTERISTICS**

The steps of the simulation investigational method for determining the operating characteristics are illustrated in Figure 1.

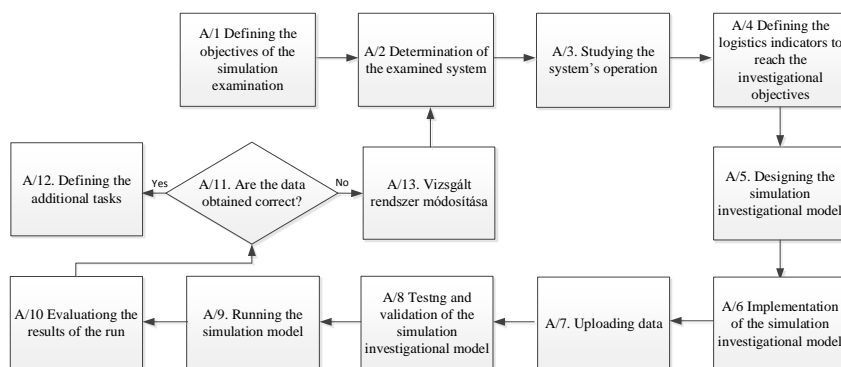


Figure 1 – Simulation investigational method for determining the operational characteristics [edited by the author]

A/1 Defining the objectives of the simulation examination: The basic objectives of defining operational characteristics in a current or planned system are to avoid design failures and to identify directions for improvement regarding the:

- developing storage capacities,
- operation of material handling machines,
- operation of technological equipment,
- human resource management.

During the exploration of design failures, we examine which parameter of the system under investigation does not meet the requirements (eg storage capacity, handling capacity, etc.). The development areas are basically determined through the evaluation of the examined system, which requires the

determination of the selected operational characteristics (e.g., warehouse expansion, equipment acquisition, route planning efficiency increase, etc.).

A/2 Determination of the examined system: The logistics system under consideration (e. g. a given production line, complete production system, storage system, etc.) should be clearly delimited on the basis of the investigational objectives.

A/3 Studying the system's operation: After defining the system under investigation, the person who makes the simulation model have to understand the material and information flow of the examined system.

A/4. Defining the logistics indicators to reach the investigational objectives: In this step, the operational characteristics (e. g. maximum inventory level, utilization of the equipment, etc.) that define the investigational objectives (see Step A/1) have to be defined.

Key logistics indicator [6]:

1. Decision support for determination of the storage capacity to be created: Precise determination of the storage capacity needed for a system to be realized can cause significant difficulty because of the complexity of the processes. In such cases the necessary controls and alterations can be executed by the elaborated simulation method.

- Maximum stock level: This is how to determine the maximum storage capacity need(s) regarding one or more storage systems. The maximum stock level of the storage system  $s$  can be calculated as follows

$$Q_s^{\text{Max}} = \max_{t \in \Theta^s} \{q_{s0} + q_{sbz} - q_{skt}\} \quad (1)$$

where  $\Theta^s$  is the date when stock movements were executed,  $q_{s0}$  is the starting stock level,  $q_{skt}$  contains the stocked in amounts,  $q_{skt}$  the stocked out product quantities regarding date  $t$ .

2. Decision support for determination of the material handling equipment's efficient utilization: The working strategy and efficiency of the material handling equipment can be difficult to evaluate before the realization of the examined system regarding the intermittent production systems, but the

necessary controls and alterations can be executed by using elaborated simulation investigational method [7].

Most important indicators:

- Rate of the effective route length: This expresses what percentage of the material handling equipment's total traveled route length was executed without unladen vehicle. The rate of the effective route length in case of the material handling equipment  $m$  can be calculated as follows:

$$R_m^U = \sum_{d \in \Theta_m^U} (l_d) / \sum_{d \in \Theta_m} (l_d) \quad (2)$$

where  $\Theta_m$  is a set containing the identification of the traveled route sections for the material handling equipment  $m$ ,  $\Theta_m^U$  includes the identification of the effective route sections, and  $l_d$  indicates the length of the route section  $d$  according to equation (2).

- Capacity utilization of the material handling equipment: This introduces what percentages of the material handling equipment's transportation capacity is utilized during the examinational period. The transportation capacity of the material handling equipment  $m$  can be defined as follows:

$$C_m^U = \sum_{d \in \Theta_m^U} (l_d \cdot c_{m,d}^U) / \sum_{d \in \Theta_m} (l_d \cdot c_{m,d}^{\max}) \quad (3)$$

where  $c_{m,d}^U$  indicates the delivered products' quantity regarding route section  $d$  of material handling equipment  $m$  and  $c_{m,d}^{\max}$  contains the transportable maximum quantity regarding route section  $d$ .

- Stock in, stock out and commission efficiency of the material handling equipment: This introduces the material handling equipment's average stock in, stock out and commission quantities per unit time. The average stock in, stock out and commission efficiency of material handling equipment  $m$  can be calculated as follows:

$$P_m^i = N_m^i / T_m^i \quad (4)$$

where  $i \in \{SI, SO, CA\}$  can contain 3 kinds of values depend on the type of the examined operation (Stock In, Stock Out, Commission Activity).  $N_m^i$  indicates the number of operations in case of operation type  $i$  of the material handling



equipment  $m$ , while  $T_m^i$  shows the length of the examinational period regarding operation type  $i$  of material handling equipment  $m$ .

3. Decision support for determining the actuation of the technological machines: The working properties and efficiency of technological machines to be applied can be difficult to evaluate for intermittent production systems; however, the necessary controls and alterations can be realized using the elaborated simulation investigational method.

Most important indicators:

- The rate of value added activities: This introduces that what percentage of the assigned technological machine's examinational period is spent on value added activities.
- The rate of waiting activities: This indicator shows what percentage of the assigned technological machine's examination period is spent on waiting activities.
- The rate of changeover activities: This indicator introduces what percentage of the assigned technological machine's examination period is spent on changeover activities.
- The rate of blocking activities: This indicator shows what percentage of the assigned technological machine's examination period is spent on blocking activities (the machine is not able to move the parts to the following station because the station is occupied).
- Amount of completed products: This shows how many products were completed during the investigational period by the assigned technological machine.

The rate of the value added, waiting, changeover and blocking activities can be calculated as follows:

$$R_c^j = \sum_{o \in \Theta_c^j} (t_o) / T_c \quad (5)$$

where  $j \in \{VA, WT, CO, B\}$  indicates the type of examined operation and  $\Theta_c^j$  contains the operations of technological machine  $e$  regarding operation type  $j$ . In addition,  $T_c$  is the length of the examinational period in case of technological machine  $e$ .

4. Decision support for determining the application of the human resources

Most important indicators:

- The rate of value added activities: This introduces what percentage of the assigned worker's examination period is spent on value added activities.
- The rate of waiting activities: This indicator shows that what percentage of the assigned operator's examination period is spent on waiting activities.
- The rate of changeover activities: This indicator introduces the percentage of the assigned operator's examination period spent on changeover activities.
- The rate of blocking activities: This indicator shows the percentage of the assigned operator's examination period spent idle due to blocking activities (the person is not able to move the parts to the following station because of the station's occupation).
- Amount of completed products: This shows the number of products were completed during the investigational period by the assigned operator.

The rate of the value added, waiting, changeover and blocking activities can be calculated as follows:

$$R_h^k = \sum_{o \in \Theta_h^k} (t_o) / T_h \quad (6)$$

where  $k \in \{VA, WT, CO, B\}$  indicates the type of examined operation and  $\Theta_h^k$  contains the operations of the human resource  $h$  regarding the operation type  $k$ . In addition,  $T_h$  is the length of the examinational period in case of the human resource  $h$ .

In most cases, the indicators described above will provide sufficient support to make the necessary decisions, but in specific cases other indicators may need to be defined. Most simulation frameworks used in practice are capable of graphically displaying the values of predefined indicators (plotter, frequency function, distribution function, etc.), providing additional information for more efficient decision support.

A/5 Designing the simulation investigational model: After defining the investigated logistic system and defining the logistic indicators to be created, the material flow processes of the simulation investigational model, as well as its data structures and operating algorithms are defined. In order to increase the clarity of the simulation model, the way in which the model is structured (eg,

the selected subsystem is placed on a separate modeling surface) is also determined at this step. In practice, there are several simulation frameworks (e. g. Arena, Simul8, Plant Simulation, etc.) which differ only slightly in their operational concept.

A/6. Implementation of the simulation investigational model: Based on the prepared plans, the simulation investigational model shall be prepared by creating a custom application or applying a simulation framework. The use of simulation frameworks enables the use of predefined objects, evaluation and optimization functions, which significantly increases the efficiency of realizing the required examinations.

A/7. Uploading A/9 data: You can upload specific data structures by manually uploading data and/or creating the data connections. Data can be uploaded using data generated by on-site measurements and/or provided by information systems.

A/8 Testing and validation of the simulation investigational model: The operation of the prepared simulation model, which is filled with the defined data, have to be tested and validated. The implementation of this phase should be carried out in close cooperation between the simulation study designers and the contractor company. When testing the simulation model, the following types of failures that can be corrected can occur:

- incorrect data recording,
- inadequate data communication,
- inappropriate material flow route,
- bug.

After the necessary tests and corrections have been made, the validation of the investigational model can be realized by checking the processes of the simulation investigational model and/or comparing the data obtained from the simulation investigational model and the real system.

A/9 Running the simulation model: After validation, the simulation test model have to be run and the logistic indicators defined.

A/10 Evaluating the results of the run: Based on the logistics indicators defined, the results of the examination have to be evaluated, which results in:

- detection of design failures,
  - identification of the improvement fields ,
- can be realized.

A/11. Verifying the acceptance of results obtained [7,8]: If the results obtained are acceptable, then additional tasks are defined that may be directed to conducting further investigations or implementing the approved plan (Step A/12). If the results obtained do not make a decision in relation to the objective of the examination, the defined system may need to be modified and a simulation examination repeated (Step A/13).

The study of the adaptation possibilities of the developed investigational method in the field of machining [9] is the subject of further research.

### **3. SUMMARY**

The paper describes the processes that significantly contribute to the increase of the complexity of logistics systems. It can be stated that as the complexity increases, the determination of the operational characteristics of the logistics systems investigated - with sufficient reliability - is an increasing challenge for the logistics professionals. This may require the use of simulation investigational methods in many cases. Using the experience gained in solving industrial research tasks, I described in detail the characteristic process of defining operational characteristics, which can serve as a help for the logistics professionals performing simulation testing. Using the experience gained in solving industrial research tasks, I described in detail the simulation investigational process of the determination of operational characteristics, which can be helpful for the logistics professionals performing the simulation examination.

### **ACKNOWLEDGEMENT**

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

**References:** **1.** *Cselényi, J., Illés, B.*: Planning and controlling of material flow systems, textbook, Miskolci Egyetemi Kiadó, 2006; **2.** *Cselényi, J., Illés, B.*: Logistics system I, Miskolci Egyetemi Kiadó, Miskolc, 2004; **3.** *Illés, B., Glistau, E., Machado, N. I. C.*: Logistik und Qualitätsmanagement, Miskolc, ISBN 978-963- 87738-1-4, 2007; **4.** *Skapinyecz, R., Illés, B., & Bányai, Á.*: Logistic aspects of Industry 4.0. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering Vol. 448, No. 1, 2018; **5.** *Konyha, J., & Bányai, T.*: Sensor networks for smart manufacturing processes, Solid State Phenomena Vol. 261, pp. 456-462., 2017; **6.** *Tamás, P.*: Decision Support Simulation Method for Process Improvement of Intermittent Production Systems, APPLIED SCIENCES-BASEL 7: 9 Paper: 950, 16 p., 2017; **7.** *Felhő, CS., Kundrak J.*:

Characterization of topography of cut surface based on theoretical roughness indexes, Key Engineering Materials 496: pp. 194-199. (2012). **8.** Karpuschewski, B. ; Kundrák, J.; Emmer, T. Borysenko, B.: A New Strategy in Face Milling - Inverse Cutting Technology, SOLID STATE PHENOMENA 261 : 1 pp. 331-338. , 8 p. (2017). **9.** Kundrák, J., Felhő, C.: 3D Roughness Parameters of Surfaces Face Milled by Special Tools, MANUFACTURING TECHNOLOGY 16 : 3 pp. 532-538. , 7 p. (2016).

Петер Тамаш, Мішкольц, Угорщина

## ВИКОРИСТАННЯ МЕТОДУ ІМІТАЦІЙНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ДЛЯ ВИЗНАЧЕННЯ РОБОЧИХ ХАРАКТЕРИСТИК ЛОГІСТИЧНИХ СИСТЕМ

**Анотація.** *Складність впроваджуваних логістичних процесів зростає в результаті прагнення компанії задовольнити індивідуальні потреби замовників. Визначення експлуатаційних характеристик цих процесів є зростаючою проблемою для фахівців з логістики. Неправильно визначені експлуатаційні характеристики можуть привести до значних втрат (наприклад, необґрунтовані інвестиції, незадоволені вимоги клієнтів і т.п.). Метод імітаційного дослідження для визначення експлуатаційних характеристик був розроблений на основі досвіду, накопиченого в останні роки в промислових дослідженнях. В даний час спостерігається чітка тенденція щодо диверсифікації потреб клієнтів, в результаті чого конкурентоспроможними можуть залишитися тільки компанії, здатні виробляти індивідуальні продукти, які часто потрібні споживачам за низькими цінами і на високому рівні якості. Якщо перевести це на мову логістики, це означає, що кількість оброблюваних типів продуктів і складність систем логістики постійно зростають. Основні цілі визначення експлуатаційних характеристик в поточній або запланованій системі полягають у тому, щоб уникнути збоїв проектування і визначити напрямки для поліпшення розвитку складських потужностей, експлуатації вантажно-розвантажувальних машин, експлуатації технологічного обладнання, управління персоналом. У більшості випадків логістичні індикатори забезпечать достатню підтримку для прийняття необхідних рішень, але в окремих випадках може знадобитися визначення інших індикаторів. Використовуючи досвід, отриманий при вирішенні задач промислових досліджень, в статті представлений характерний процес визначення експлуатаційних характеристик, а також, детально описано процес дослідження моделювання для визначення експлуатаційних характеристик, який може бути корисний для фахівців з логістики, що виконують моделювання та його перевірку.*

**Ключові слова:** імітаційна модель; система логістики; логістичні індикатори; експлуатаційні характеристики.

A. Yakimov, L. Bovnegra, S. Uminsky,  
V. Tonkonogyi, Y. Shichireva, Odessa, Ukraine

## WEAR GRINDING WHEELS WITH PRECISE WORKING SURFACE

**Abstract.** *The use of circles with an intermittent working surface is an effective means of increasing productivity and reducing the heat stress of the grinding process. These positive effects are largely determined by the appearance of high-frequency oscillations in the elastic system of the machine, which facilitate the chip formation process and create conditions for continuous self-formation of the cutting microrelief of the working surface of the abrasive tool. However, for certain aggregates of rigidity of the elastic system of the machine, geometric parameters of the macrorelief of the working surface of an intermittent circle, and parameters of the cutting mode, parametric resonance may occur, which is accompanied by catastrophic wear of an abrasive tool and a deterioration in the geometric and physical-mechanical characteristics of the quality of the surface layer of the workpiece. The aim of the work is to study the influence of grinding mode parameters and geometric parameters of the working surface of intermittent abrasive wheels on their dimensional and linear wear, as well as identifying areas of their rational use. It was found that oscillations during intermittent grinding caused by parametric resonance can be significantly reduced or eliminated completely by increasing the rigidity of the elastic system of the machine, using discontinuous circles of a certain geometry, and increasing the peripheral speed of the circle. Based on the experiments to determine the specific wear of the elbore dashed circles, the expediency of their use in deep encryption is substantiated. It is established that to increase dimensional stability of an abrasive tool it is necessary to increase the circular velocity to 40 m / s and to provide in the machines the possibility of preserving the constancy of the circular velocity of the circle as it is worn.*

**Keywords:** *dimension wear; specific wear; intermittent grinding; steady grinding; creep feed (deep) grinding; cutting projections.*

**Introduction.** When grinding the actual cutting depth is always less than the depth established by the limb of the machine. This is due to the lack of rigidity of the elastic system of the machine, the abrasive wheel wear and decrease its cutting ability. The higher the cutting capacity of the grinding wheel and the rigidity of technological system and the smaller dimension of the abrasive wear of the tool, the less time you can achieve the required accuracy of processing parameters. Dimensional wear circles with intermittent work surface More wear normal (solid) circles. This is selfsharpen discontinuous circles. Selfsharpen abrasive tool increases its resistance, i.e., increasing the time between corrections, but excessive selfsharpen reduces the dimensional stability of the circle and, consequently, to reduce the time between corrections. Reducing the time between revisions reduces grinding performance. The problem of reducing the size of the abrasive tool is considered in papers [1-8].

Due to the difficulty of assessing the role of individual factors on the radial wear of abrasive wheels in a discontinuous grinding, this problem is still relevant.

**The purpose of research:** To study the effect of grinding mode settings and the size of geometric elements of the working surface of the discontinuous grinding wheels to their dimension and the specific wear.

**The results of research.** When grinding dotted circles there is a periodic change in the stiffness of the elastic system for surface grinding machines, leading to the emergence of parametric resonance. As a result of visiting the elastic large amplitude vibrations of the machine system of intermittent abrasive circle begins to operate in a catastrophic wear mode, followed by the burn marks and undulation on the treated surfaces. On fig. 1, 2, 3 showing zones of parametric instability of elastic system of surface grinding machines (humps) and sustainable grinding (gaps between the humps), calculated at intervals of change numbers of the cutting projections  $0 \leq n \leq 160$  (a) and the ratio of cavities  $l_2$  to the arm of the sizes  $l_1$   $0,325 \leq l_2/l_1 \leq 0,450$  (b) with the formulas [9].

$$|L| > \frac{1+M}{2} \tag{1}$$

Where

$$L = \frac{e^{-h(\tau_1+\tau_2)}}{h(k_2 + h \sin 2k_2\tau_1)} \left[ k_1^2 \sin k_1\tau_1 \sin k_2\tau_2 - 2 \cdot k_1 \cdot k_2 \cdot \cos k_2\tau_1 \cdot \cos k_1\tau_1 \cdot \cos k_2(\tau_1 + \tau_2) - k_2^2 \sin k_1\tau_1 \sin(2 \cdot k_2\tau_1 + k_2\tau_2) \right] \tag{2}$$

$$M = \frac{k_1 k_2 e^{-2h(\tau_1+\tau_2)} \cos(2 \cdot k_2 \cdot (\tau_1 + \tau_2))}{h(k_2 + h \sin 2k_2\tau_1)} \tag{3}$$

$\tau_1, \tau_2$  – propagation times over the projections and depressions discontinuous circle treated surface, s;

$$k_1 = \sqrt{\frac{C_o}{m} + \frac{C_o \cdot \left(\frac{t_n}{t_\phi} - 1\right)}{2 \cdot m}} - h^2, \quad k_2 = \sqrt{\frac{C_o}{m} - \frac{C_o \cdot \left(\frac{t_n}{t_\phi} - 1\right)}{2 \cdot m}} - h^2 ;$$

$t_n$  – cutting depth, set the limb, m;  $t_\phi$  – the actual depth of cut, m;  $C_o$  – given the rigidity of the elastic system of the machine, N/m;  $h$  – quantity that characterizes the extinction of oscillations in time, 1/s.  $m$  – reduced mass of the grinding wheel, (N·s<sup>2</sup>)/m. The calculations were performed for different

values of the reduced stiffness  $C_0$ :  $C_0 = 0,3 \cdot 10^6$  n/m (fig.1),  $C_0 = 2 \cdot 10^6$  n/m (fig.2),  $C_0 = 3,5 \cdot 10^6$  n/m (fig.3).

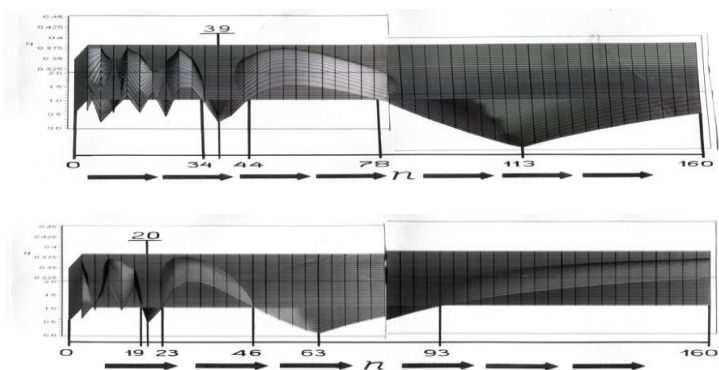


Figure 1 – Zones of parametric instability of elastic system of the machine (hills), built at intervals  $0 \leq n \leq 160$ ,  $0,325 \leq N \leq 0,450$ , for  $V_{circle} = 25$  m/s (top row),  $V_{circle} = 40$  m/s (bottom row)  $C_0 = 0,5 \cdot 10^6$  n/m.

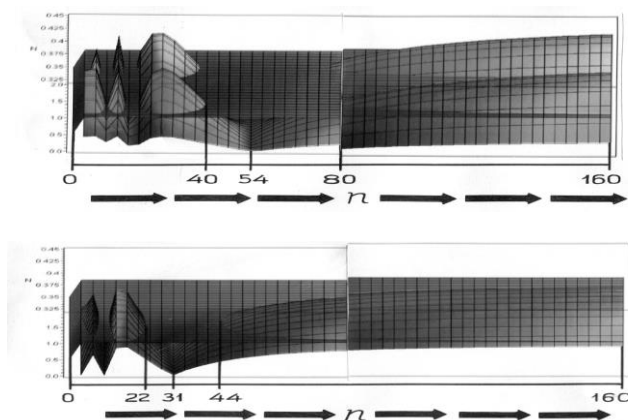


Figure 2 – Zones of parametric instability of elastic system of the machine (hills), built at intervals  $0 \leq n \leq 160$ ,  $0,325 \leq N \leq 0,450$ , for  $V_{circle} = 25$  m/s (top row),  $V_{circle} = 40$  m/s (bottom row)  $C_0 = 2 \cdot 10^6$  n/m



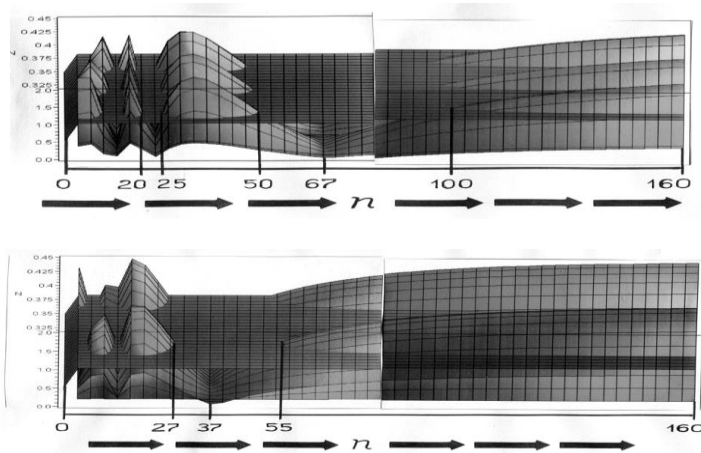


Figure 3 – Zones of parametric instability of elastic system of the machine (hills), built at intervals  $0 \leq n \leq 160$ ,  $0,325 \leq N \leq 0,450$ , for  $V_{circle} = 25$  m/s (top row),

$$V_{circle} = 40 \text{ m/s (bottom row)} \quad C_0 = 3,5 \cdot 10^6 \text{ n/m.}$$

From Figure 1, 2, 3 shows that with an increase in stiffness of the elastic system  $C_0$  dimensions of the regions sustainable grinding were measured along the axis, extended, and areas themselves are displaced in the direction of increasing the number of slots on the wheel. From Figure 1, 2, 3 (b) shows that an increase in stiffness  $C_0$  parametric stability number of zones in the axial direction  $N$  increases and their size decreases. From Figure 1, 2, 3, it is seen that with increasing speed  $V_{kp}$  dimensions of the regions sustainable grinding were measured along the axis  $n$ .

Analysis of Figure 1, 2, 3 allowed to build charts  $\Delta n = f(C_0)$  and  $n_{cp} = f(C_0)$  for wheel peripheral speed  $V_{kp} = 25$  m/s and  $V_{kp} = 40$  m/s, where:  $\Delta n$  – Interval numbers intermittent cutting projections on the circle that defines the width of the zone of stable grinding;  $n_{cp}$  – cutting the number of projections corresponding to the minimum value  $L$  on the interval  $\Delta n$ . Graphs are shown in Figure 4.

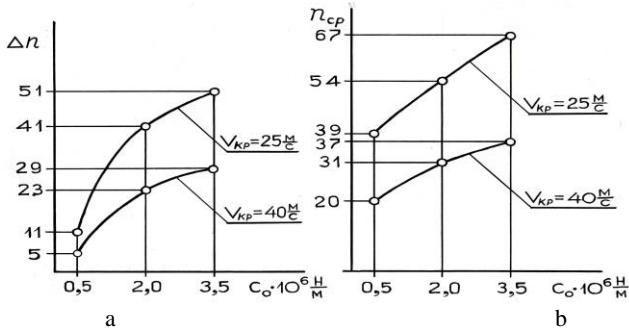


Figure 4 – Charts showing the nature of the increase  $\Delta n$  (a) and  $n_{medium}$  (b) reduced with increasing hardness  $C_0$  elastic system machine for  $V_{circle} = 25$  m/s and  $V_{circle} = 40$  m/s

From the analysis of Figure 4 (b) that due to the cutting speed  $V_{kp}$  you can achieve a significant reduction on the number of intermittent slits circles that reduces their cost. Increasing the value of intermittent abrasive wheels with the number of slots is due to the imperfection of their production technology: the grooves are cut on the grinding machines equipped with the divider. Increasing the value intervals  $N$ , equal to the ratio cavities sizes  $l_2$  to the lengths of the projections  $l_1$ , reduces the probability of exit from the zone of steady grinding due to the reduced length of the cutting projection associated with the formation on it "front" section (Figure 5) [10, 11] and a decrease in the diameter of the circle, caused by wear and tear of the last line (Figure 6).

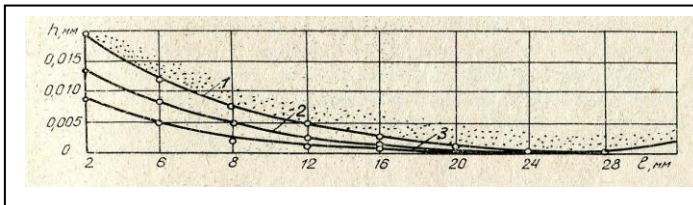


Figure 5 – Dependence of wear on cutting length performances of rigidity spindle unit ( $V_{circle} = 25$  m/s,  $V_{detail} = 10$  m/min.,  $t = 0,03$  mm/table course, round 24A25CM1K1): 1 –  $C_{specific} = 300$  kg/mm; 2 –  $C_{specific} = 625$  kg/mm; 3 –  $C_{specific} = 1000$  kg/mm;

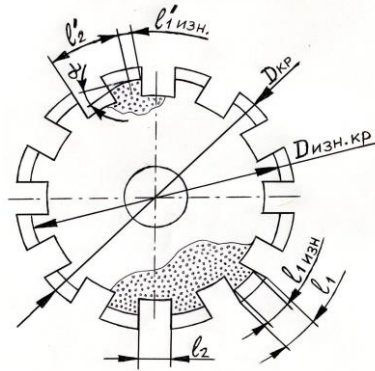


Figure 6 – Reducing the length of the cutting performance of intermittent grinding wheel in its linear wear

Furthermore, with increasing peripheral speed range of  $V_{kp}$  it decreases wear (Figure 7) [10], which contributes to maintaining the ratio  $N = l_2 / l_1$  and, consequently, reduce the probability of the output stable grinding zone.

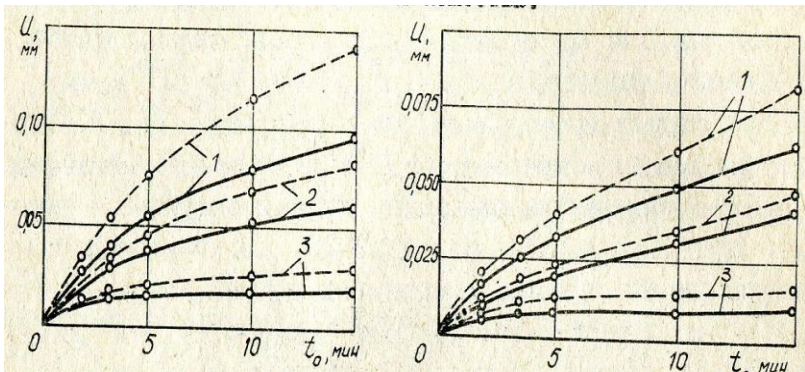


Figure 7 – Effect wheel peripheral speed to wear it without loading the grinding unit and the previous loading (b)  $P = 25$  kg: 1  $V_{circle} = 16$  m 2  $V_{circle} = 25$  m/s; 3  $V_{circle} = 35$  m/s; ( $V_{detail} = 10$  m/min.;  $t = 0.03$  mm/table course); Dashed lines - intermittent grinding; Solid lines - a complete grinding

In grinding with a large depth and a lack of wheel peripheral speed is increased in the loss of grains and, as a consequence, the correct geometrical form is broken circle. In the process of grinding vibration occurs and the range must be part of the right to recover form. To improve dimensional stability circles necessary to increase the circumferential speed range up to 40 m / s and provide the opportunity to save machining wheel peripheral speed constancy as it is worn.

Figure 5 shows the dependence of the wear on the cutting length of the projection of the stiffness of the spindle angle. With intermittent grinding during the passage of the depression over the nip part is moved by a certain amount. This causes an increase in the volume of metal removed by separate abrasive grains located near the front edge of the cutting projection. The increased impact force, these grains perceived causes their intensive and self-sharpening cutting projections are formed on "front" portions having an angle of inclination to the cutting plane [10, 11]. From Fig. 6, the formation of a "front" portion increases the width of the cavity by reducing the length of the cutting projection. If the cutting depth exceeds "zatylovaniya" cutting projections or equal to, the size of the protrusions and depressions are the same. The width of the cavities is increased if the cutting depth becomes less than the depth "zatylovaniya" projection. Changing the ratio between the sizes of the projections  $l_1$  and valleys  $l_2$  can lead to the exit from the zone of steady grinding, the size of which is determined by the interval of acceptable values  $N = l_2 / l_1$ . From Figure 5 it is clear that with increasing rigidity spindle unit uneven wear on various sites along the length of the cutting projection is reduced by more than half, due to a decrease in the amplitude of the forced oscillation range. Dependencies size wear from time to time and various blunt wheel peripheral speed for grinding without loading the spindle unit and its loading are shown in Figure 7. [10]. Figure 8 [12] shows the dependence of the unit and the total cutting forces tangential components (a, b) grinding and surface temperature (a) from the rotational speed of the grinding wheel.

Total cutting force was calculated by the formula [12]

$$P_z = 5,46 \cdot \left( \frac{K_v \cdot \sigma \cdot A \cdot r \cdot V_d \cdot l_\phi}{R_{kp}} \right) \cdot \left( \frac{\varepsilon \cdot \alpha}{V_{kp}} \right)^{0,7} \cdot \tau^{0,44},$$

where  $K_v$  – temperature and speed ratio;

$$K_v = 2,74 \cdot 10^6 \cdot V_{kp}^{0,4};$$

$\sigma$  – tensile strength under static test methods;

$$A = \frac{\cos \gamma' - \mu \cdot \sin \gamma'}{\sin \theta' \cdot (1 - \mu \cdot \mu') \cdot \cos(\gamma' + \theta') + (\mu + \mu') \sin(\gamma' + \theta')}$$

$\theta'$  – angle of shearing;  $\gamma'$  – rake angle;  $\mu$  – the coefficient of friction of the metal grains;  $\mu'$  – coefficient of internal friction during plastic deformation;  $\gamma' = \frac{1}{2} \cdot \left( \pi - \arcsin \frac{3 \cdot 10^{-6}}{\sqrt{r}} \right)$ ;  $\theta' = 45^\circ - \frac{\gamma' + \mu + \mu'}{2}$ ;  $V_\partial$  – rate the details;  $R_{kp}$  – the radius of the grinding wheel;  $\varepsilon$  – Heat metal activity coefficient;  $\varepsilon = \sqrt{\lambda \cdot c \cdot \gamma}$ ;  $\lambda$  – coefficient of thermal conductivity;  $c$  – specific heat;  $\gamma$  – density of the processed material;  $\alpha$  – thermal diffusivity;  $l_\phi$  – the actual distance between the grains on the surface of the circle;  $l_\phi = 6,48 \cdot V_{kp}^{0,5} \cdot n_{y\partial}^{-0,5}$ ;  $n_{y\partial} = 111 \cdot 10^6 \cdot N_3^{-1,3} \cdot N_{cmp}^{-0,17}$ ;  $N_3$  – grain number range;  $N_{cmp}$  – number range structure;  $r$  – radius grain microns; for white fused  $r = 10^{-6} \cdot N_3^{0,85}$ ; for silicon carbide green  $r = 10^{-6} \cdot N_3^{0,85} \cdot 1,4$ ; for diamond  $r = 0,25 \cdot 10^{-6} \cdot N_3^{0,85}$ ;  $\tau$  – time.

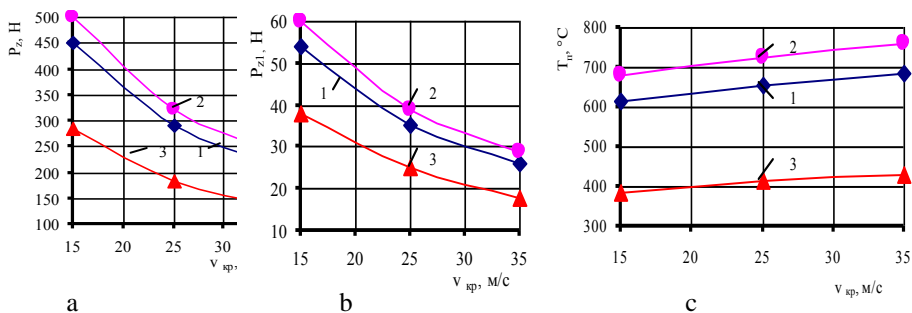


Figure 8 – Dependencies total cutting force (a) power unit (b), the surface temperature (c) the speed of rotation of the grinding wheel in grinding parts from composite TiC – NiP –Cu - thick coating mode  $h = 0,5$  mm mode  $V_{circle} = 15$  m/min.,

$S = 2$  mm/double stroke,  $t = 0,01$  mm circles: 1 – 24A25CM1K1,

2 – 63C40CM16K5, 3 – AC4200/160 100K1

A single force is determined by the formula

$$P_{z1} = 0,6 \cdot \sigma_{\partial} \cdot f \cdot A$$

$\sigma_{\partial}$  – tensile strength "dynamic", i.e. considering actions of both temperature and speed factor;

$$\sigma_{\partial} = \sigma_{nl} \cdot \exp \left\{ m \cdot \left[ 1773 - (\theta + 273) \cdot \left( 0,017 \cdot l_n \cdot \frac{10^3 \cdot V_{kp}}{h} \right) \right] \right\};$$

$m = 0,002$  (for steel);  $\sigma_{nl}$  – tensile strength at the melting temperature;

$$f = \frac{2 \cdot \pi \cdot r \cdot V_{\partial} \cdot l_{\phi} \cdot \tau}{R_{kp}}; \quad h = \frac{V_{\partial} \cdot l_{\phi} \cdot \tau}{V_{kp}}$$

$$\theta - \text{the temperature of a single grain}; \quad \theta = \frac{q \cdot \sqrt{\alpha \cdot \tau}}{f \cdot \lambda \cdot \sqrt{\pi}} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{r \cdot h}{2 \cdot \alpha \cdot r}} \right);$$

$q$  – the power of the heat source From Figure 9 shows that with an increase in the speed range of the cutting forces occurring during the cutting edge of the grain, are reduced. This is due to a decrease in the cut section and a single grain results in a decrease of wear of the linear range. Increasing the speed range leads to a temperature increase during grinding, which can lead to deterioration of the surface layer of the treated detail. From Fig. 8(a) shows that the use of diamond wheels grinding significantly reduces temperature than abrasive blasting. A similar result is obtained when using CBN wheels [11]. It is found that after running the cutting circle profile projections become a permanent form. Regardless of the mode of grinding angle of attack of the frontal zone of discontinuous circle KR 160/125 B8 100 with 12 projections ( $l_1 = 45$  mm,  $l_2 = 20,5$  mm) After 4 - 5 - minute grinding period is 6 - 12'. Changing the linear wear of discontinuous circles as by grinding steel R6M5 provided an opportunity to assess consumption in various modes CBN plunge grinding (Table 1).

Mode 1:  $t = 0,5$  mm,  $V_{\partial} = 0.3$  m/min;

Mode 2:  $t = 1,0$  mm,  $V_{\partial} = 0.1$  m/min;

Mode 3:  $t = 0,03$  mm,  $V_{\partial} = 6$  m/min;

If creep feed grinding during the formation of the profile of the projections on the cutting laps with a broken surface of specific wear is large enough. After the running-profile cutting projections specific wear circles is constant and the wear process becomes stationary signs. In the interval 7 minute period for grinding steel R6M5 modes 1, 2, 3, the average value of the

specific wear dashed circles, respectively, the working surface is equal to:  $q_1 = 3,113 \text{ mg/g}$ ,  $q_2 = 5,600 \text{ mg/g}$ ,  $q_3 = 6,114 \text{ mg/g}$ . If deep grinding solid circle KR 160/125 100 G8 in various modes after the removal of 75 g of metal average wear was 4.5 mg / m. These data indicate that the specific wear depth discontinuous grinding wheels wear roughly similar specific solid circles may only vary slightly depending on the modes. However, the use of discontinuous circles for creep feed grinding more efficiently, as with their specific wear considerably less than with intermittent grinding on conventional traditional modes with small depth of grinding and high velocities moving parts.

Table 1 – Changing the linear wear of discontinuous circles as by grinding steel R6M5 provided an opportunity to assess consumption in various modes CBN plunge grinding

Weight with brushed metal, g	Mode 1	9	18	27	36	45	54	63
	Mode 2	9	18	27	36	45		
	Mode 3	11	22	26	44	56	67	87
Consumption CBN, mg/g	Mode 1	4,16	3,58	2,80	3,85	2,50	2,50	2,40
	Mode 2	9	5	5	5	4		
	Mode 3	8	6,80	6	6	6	5	5

**Conclusions.** 1. An increase in the cutting speed leads to an expansion range of values allowable width relationship to cavity length of projection in which the elastic system in a surface grinding machine parametric resonance does not occur and grinding sustainable shifts towards reducing the number of slots in the abrasive wheel. 2. Found that fluctuations with intermittent grinding caused by parametric resonance can be partially reduced or totally eliminated by increasing the rigidity of the elastic system of the machine, the use of discontinuous circles defined geometry, increasing wheel peripheral speed. 3. It was found that to improve the dimensional stability of abrasive tools necessary to increase the peripheral speed of 40 m / s and provide the ability to save in the machines of constant grinding wheel peripheral speed as it is worn. 4. On the basis of experiments conducted to determine the specific wear «elbor» discontinuous circles the expediency of their use in creep feed grinding.

**References:** 1. *Alekseev, N.S.* Worn grinding wheels while processing microprecise covers. /N.S Alekseev // Proceedings of the universities. Mechanical Engineering. - 2004. - №2. pp. 57 - 61. 2. *Belyakov, V.N.* Evaluation of performance of abrasive tools /V.N. Belyakov, Y. Dubrovsky IV Shvetsov, OV Nikulenko // Tools and technology. - 2005. - № 21-22. pp. 28 -31. 3. *Vorontsova, A.N.* Investigation of the effect of magnitude of force acting on the wear of the grinding wheel during the grinding with constant force /A.N. Vorontsov, VV Vorontsov // News VUolGTU. - 2004. --№ 9. pp. 12 -15. 4. *Pazhitsky, E.* A study of the radial wheel wear during the longitudinal grinding of external cylindrical surfaces / E. Pazhitsky // Proceedings of the International. Internet Conf. "Technological

complexes, business equipment building materials and construction industry." - Minsk 2003.

**5.** *Gutsalenko, Y.G.* Ensuring the sustainability of diamond grinding /Y.G. Gutsaleko // Visn. Kharkiv. nats..techn. silsk the University. Gospa Island IM. Peter Vasilenko: ST. Sciences. etc. Kharkiv: HNTUST, 2006. - Vip.. 42. - pp. 246 -252. **6.** *Gutsalenko, Y.G.* Resistance range in workflow management stable grinding // Visn. nat. techn. University the "Hark. politehn. in.- t" - 2005. - №23. - pp.50-63. **7.** *Owl, A.N.* Effect of wear on the grinding wheel precision mold profiles. / A.N. Owl // Chemical and petroleum engineering. - 1981. - №11. - pp. 27 - 28. **8.** *Filin, A.N.* Improving the accuracy of profile shaped surfaces at the plunge grinding by stabilizing the radial tool wear: Author. Dis. ... Doctor. techn. Sciences: 05.02.08 / Mosk. Machine Tool Institute. - Moscow, 1987. - 33 p. **9.** *Yakimov, O.O.* Technological security of Quality surface ball racks high-precised gears at polishing: Author. Dis .... Doctor. techn. Sciences: 05.02.08 / Odes. nat. politehn. Univ. - Odessa, 2015. - 50 p. **10.** *Gun'ko, N.I.* Investigation of the effect of rigidity on surface grinding machines grinding wheels wear during interrupted grinding /N.I. Gun'ko // numerical processing methods: Sat. scientific. works. - Perm: Perm Polytechnic. In - t, 1971. - Vol. 97. - pp. 3 - 8. **11.** *Yakimov, A.V.* Deep grinding of parts of circles with intermittent kubonita worktop / AV. Yakimov, AK Rahmani, AA Yakimov // Diamonds and superhard materials: science and tech. abstract Collection. - Moscow : Institute of diamond, 1983. - Vol. 3. - pp. 8 -11. **12.** *Klimenko, N.N.* Improving the performance of the creation of the wear parts of the surface layer of titanium carbide clad: dis. ... Cand. tehn. Sciences. : 05.02.08 / Klimenko Natalia. - Odessa, 2003. - 233 p.

Олексій Якімов, Любов Бовнегра, Сергій Уминський,  
Володимир Тонконогий, Юлія Шихірева, Одеса, Україна

## **ЗНОС ШЛІФУВАЛЬНИХ КРУГІВ З ПЕРЕРИВЧАСТОЮ РОБОЧОЮ ПОВЕРХНЕЮ**

**Анотація.** *Застосування кругів з переривчастою робочою поверхнею є ефективним засобом підвищення продуктивності і зниження теплонпруженості процесу шліфування. Ці позитивні ефекти в значній мірі обумовлюються виникненням в пружній системі верстата високочастотних коливань, які полегшують процес стружкоутворення і створюють умови для безперервного самоформування різального мікрорельєфу робочої поверхні абразивного інструменту. Однак при певних станах жорсткості пружної системи верстата, геометричних параметрів макрорельєфу робочої поверхні переривчастого круга і параметрів режиму різання може виникнути параметричний резонанс, який супроводжується катастрофічним зносом абразивного інструменту та погіршенням геометричних і фізико-механічних характеристик якості поверхневого шару оброблюваної деталі. Метою роботи є вивчення впливу параметрів режиму шліфування і геометричних параметрів робочої поверхні переривчастих абразивних кругів на їх розмірний і лінійний знос, а також виявлення областей їх раціонального застосування. Встановлено, що коливання при переривчастому шліфуванні, викликані параметричних резонансом, можуть бути значно знижені або усунуті повністю за рахунок збільшення жорсткості пружної системи верстата, застосуванням переривчастих кругів певної геометрії, підвищенням окружної швидкості круга. На основі проведених експериментів по визначенню питомого зносу ельборових переривчастих кругів обґрунтовано доцільність їх використання при глибинному шліфуванні. Встановлено, що для підвищення розмірної стійкості абразивного інструменту необхідно підвищити окружну швидкість до 40 м / с і передбачити в верстатах можливість збереження сталості окружної швидкості круга в міру його зносу.*

**Ключові слова:** *розмірний знос; питомий знос; переривчасте шліфування; стабільне шліфування; глибине шліфування; ріжучі виступи.*



Г. Хавин, Х. Чживень, Харьков, Украина

## **МОДЕЛИРОВАНИЕ МИКРОГЕОМЕТРИИ ИНСТРУМЕНТА В ПРОЦЕССЕ ЕГО ИЗНАШИВАНИЯ ПРИ РЕЗАНИИ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ**

**Аннотация.** *Самой сложной проблемой при механической обработке полимерных композиционных материалов является интенсивное изнашивание инструмента, которое приводит не только к снижению его работоспособности, но и резко ухудшает качество произведенных операций. В настоящей работе рассматривается процесс изнашивания режущей кромки инструмента как изменение его микрогеометрии по отношению к первоначальному состоянию. Рассмотрена физическая природа абразивного износа как процесса контактного взаимодействия задней поверхности инструмента с разрушенным наполнителем и интенсивным тепловыделением за счет трения. Представлены различные модели описания изменения микрогеометрии режущей кромки в виде геометрических моделей с их преимуществами и недостатками. Подробно рассмотрены современные экспериментальные достижения в исследовании характера изменения микрогеометрии в процессе изнашивания. На этом основании сделано предположение об однопараметрическом характере изменения геометрии режущей кромки в процессе взаимодействия с композитом. Предполагается дальнейшее развитие исследования и создание математической модели, связывающей изменение микрогеометрии инструмента во времени как функции одного параметра, зависящего от первоначальной геометрии инструмента.*

**Ключевые слова:** *изнашивание инструмента; абразивный износ; резание композитов; микрогеометрия режущей кромки.*

### **Введение. Постановка задачи.**

Одной из наиболее характерных особенностей механической обработки полимерных композиционных материалов (ПКМ) типа стеклопластиков, углепластиков является интенсивный износ режущей части инструмента. При этом характер изнашивания полностью отличается от изнашивания при обработке металлов. Это является следствием высоких абразивных свойств и неоднородностью структуры ПКМ.

Многочисленные экспериментальные исследования и практические приложения позволили сформулировать несколько основополагающих положений изнашивания инструмента при обработке полимерных композитов. К ним относят:

– в подавляющем большинстве случаев наблюдается абразивный износ, который интенсифицируется появлением в зоне резания поверхностно-активных веществ, возникающих при деструкции полимерного связующего;

– общий вид кривой зависимости параметра изнашивания от времени характеризуется двумя этапами – интенсивный износ в начальный момент работы (приработка) и период стационарного изнашивания (нормальный износ), период катастрофического износа отсутствует;

– изнашивание режущей кромки инструмента характеризуется незначительным износом по передней поверхности инструмента и основным износом по задней поверхности, который является следствием контактного взаимодействия обрабатываемого материала и задней поверхности инструмента;

– физический износ режущей кромки (удаление материала инструмента) происходит как за счет округления режущей кромки, так и по фактической площади контактного взаимодействия по задней поверхности.

Опираясь на перечисленные закономерности можно сделать вывод о том, что первоначальная геометрия режущей кромки инструмента уже в период приработки резко меняется и к началу стационарного изнашивания приобретает некоторую форму, которая в дальнейшем меняется только количественно без искажения устойчивой приработанной формы. Фактически можно говорить о том, что первоначальная геометрия режущей кромки, выбранная по некоторым рациональным соображениям или в результате решения задачи оптимизации, служит только для эффективного резания в период приработки, после чего ее влияние на дальнейшую работу инструмента в условиях стационарного изнашивания, не существенно.

### **Анализ достижений и публикаций по проблеме.**

Анализ различных исследований изнашивания режущей кромки инструмента при обработке ПКМ показал, что имеется жесткая корреляция между появлением износа, ростом силового нагружения, температурной напряженности и появлением различных дефектов обработанной поверхности [1].

Мониторинг процесса резания, собственно как процесса разрушения материала, величины силы резания, температуры инструмента и заготовки, дает возможность проанализировать износ и прогнозировать срок службы инструмента [2]. Однако проследить это взаимодействие инструмента с заготовкой в зоне контакта крайне сложно. Поэтому были

предложены различные прогнозные теории, подтвержденные или опровергнутые многочисленными экспериментами. Для описания точных моделей необходимы дорогостоящие и трудоемкие экспериментальные исследования. Поэтому важной частью исследований является численное моделирование, в первую очередь методом конечных элементов (МКЭ) [3]. Соответствующая модель может точно предсказать процесс резания, а именно силовое взаимодействие инструмента с заготовкой, износ инструмента и разрушение материала. Для резания армированного волокнами композита было создано несколько моделей, которые в отличие от резания однофазного материала, не дали удовлетворительных результатов. Эти модели не описывают поведение многофазного материала. Для точного моделирования процесса резания следует учитывать не только свойства соединения волокна, матрицы и волокна-матрицы, а также взаимодействия инструмент-волокно, инструмент-матрица и волокно-матрица соответственно [4,5].

Базируясь на экспериментальных исследованиях, в основном по ортогональному резанию углепластика, был сделан ряд качественных выводов и утверждений по физическому характеру изнашивания режущей кромки инструмента. Так в [1] было подтверждено, что изнашивание режущей кромки (закругление) носит асимметричный характер, величина и интенсивность которого является, в первую очередь, функцией исходной геометрии инструмента (начальной заточки) и ориентации армирования.

Механизм хрупкого разрушения при резании ПКМ предполагает отсутствие зоны застоя перед режущей кромкой, характерной при резании металлов, которое представляет собой скапливание материала заготовки и фактически защищает режущую кромку. Отсутствие такой зоны приводит к доминирующему абразивному изнашиванию [6]. В соответствии с [7] износ инструмента в первую очередь интенсифицируется в небольшой области рядом с режущей кромкой, где имеет место переход между передней и задней режущими кромками.

Для количественного описания процесса изнашивания, как явления соответствующего округлению режущей кромки, было предложено несколько моделей области контакта режущей части инструмента и обрабатываемого материала. Так в [7] рассмотрена модель с пятью параметрами, где рабочая часть режущей кромки геометрически описана простыми геометрическими объектами типа «прямая линия - эллипс - прямая линия». В таком представлении режущая кромка представляется тремя отдельными частями по аналогии с моделью в [8].

Геометрия различных типов инструментов достаточно хорошо определена через задний и передний углы, а собственно режущая кромка

как переход между передней и задней гранями. Как отмечено в [9], быстрый начальный износ определяет дальнейшее состояние инструмента и его пригодность для обработки ПКМ. Поэтому детальное определение микрогеометрии инструментов имеет важное практическое значение, а решение этой проблемы является актуальной задачей технологии механической обработки ПКМ.

**Цель работы.** Изучение современного состояния проблемы интенсивного изнашивания инструмента при резании ПКМ, определения существующих подходов к описанию микрогеометрии изношенного инструмента, формулировка новой математической модели прогнозирования работоспособности инструмента.

### **Основная часть.**

В отечественной литературе в качестве технологического критерия изнашивания была принята условная величина изменения линейного размера по задней поверхности  $h_z$  [10]. Была предложена схема симметричного изнашивания, из которой было получено соотношение (1), связывающее износ по задней поверхности  $h_z$  с текущим  $\rho$  и начальным радиусом округления  $\rho_0$  режущей кромки [11,12] или соотношение (2), связывающее текущий радиус округления  $\rho$  с износом по задней поверхности  $h_z$

$$h_z = (\rho - \rho_0) \cdot \frac{\cos[(\alpha - \beta)/2]}{\sin[(\alpha + \beta)/2]}, \quad (1)$$

$$\rho = \rho_0 + h_z \cdot \frac{\sin[(\alpha + \beta)/2]}{\cos[(\alpha - \beta)/2]}. \quad (2)$$

На практике для рациональных значений переднего угла  $\gamma = 5 - 20^\circ$  и заднего угла  $\alpha = 10 - 25^\circ$  [10], используют формулы  $h_z = (1,45 - 1,60) \cdot (\rho - \rho_0)$  и  $\rho = \rho_0 + (0,6 - 0,7) \cdot h_z$ .

Однако, экспериментальные исследования [13], показали, что изнашивание режущей кромки имеет ярко выраженную несимметричную форму. Интенсивный износ инструмента при обработке полимерных композиционных материалов резко меняет начальную геометрию заточенного инструмента, что оказывает значительное влияние на обрабатываемость и интенсифицирует появление различных дефектов в

обработанном материале. Анализ многочисленных экспериментальных данных показал, что наиболее сильно подвержена износу задняя поверхность инструмента и ее интенсивность в основном определяется углом ориентации армирования  $\theta$ . Например, как показано в [1], максимальный износ при обработке однонаправленного углепластика имеет место для  $30^\circ < \theta < 60^\circ$ .

Далее под износом по задней поверхности будет пониматься величина «flank wear  $V_b$ » согласно нормативному определению в норме ISO 8688:1 следующим образом: «Износ по задней поверхности измеряется в параллельном направлении к грани износа и в перпендикулярном направлении к начальной режущей кромке, например, от начальной режущей кромки до предельной грани износа, который обрезает начальную заднюю поверхность». Эта величина может быть измерена с помощью электронного или оптического микроскопа как длина между текущей режущей кромкой и последней точкой, принадлежащей задней поверхности [14].

Несмотря на попытки оптимизации геометрии инструмента, использования различного вида покрытий (в том числе и алмазных), защищающих режущую кромку, изнашивание неизбежно, как неизбежно появление дефектов типа расслаивания, выдернутых и не срезанных волокон, растрескивания. По мере изнашивания, например при сверлении, растет осевая сила [15, 16], что, в свою очередь, интенсифицирует износ.

Собственно в процессе изготовления инструмента между передней и задней гранью имеет место переходная область, которая характеризуется закругленным краем. Даже если избежать этого округления, то острый край не будет работоспособным, из-за малой прочности, что показано, например, в [17,18]. Использование алмазных покрытий толщиной от 6 до 12 мкм приводит к увеличению радиуса округления. К модификации режущей части инструмента имеется достаточно устойчивый интерес и в наши дни, что нашло отражение во множестве работ, посвященных подтачиванию, снятию фасок и т.д.

В настоящее время не существует стандартов по подготовке режущей кромки для обработки ПКМ, но было предложено несколько математических моделей, описывающих геометрию режущей части и округление, в том числе в процессе изнашивания. Так в [19] было предложено для описания закругления режущей кромки использовать четыре параметра  $\Delta r$ ,  $\phi$ ,  $S_\gamma$ ,  $S_\alpha$ , рис.1. Метод сводится к определению К-фактора, как отношения  $K = S_\gamma/S_\alpha$ . Профиль инструмента определяется при помощи двух параметров  $\Delta r$ , как минимальное расстояние от пересечения двух наиболее подходящих линий к профилю инструмента и

угла  $\phi$ , который описывает смещение точки среза либо на переднюю, либо на заднюю поверхность относительно биссектрисы. Два параметра  $S_\gamma$  и  $S_\alpha$  измеряют длину от пересечения с точкой разделения закругления режущей кромки на передней и задней поверхности, соответственно. Асимметрия геометрии и определяется К-фактором и средним округлением режущей кромки  $S_{av} = (S_\gamma / S_\alpha) / 2$ .

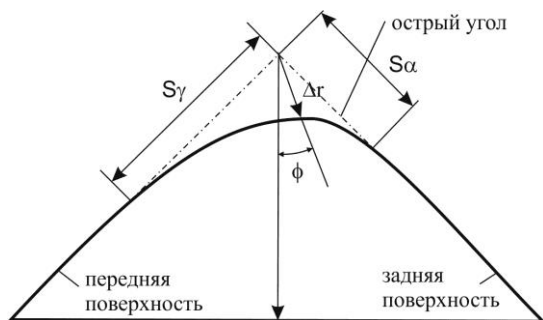


Рисунок 1 – Общее представление геометрических характеристик режущей кромки для описания К- фактора согласно [20]

Из предложенной геометрической модели следует, что в основу положена идеализированная абсолютно острая модель, образуемая прямыми, проведенными к профилям переднего и заднего углов. После определения условных точек перехода профилей в прямые измеряют величины  $S_\gamma$  и  $S_\alpha$  (рис.1) и оценивают значение  $\Delta r$  как минимальное расстояние от точки пересечения прямых абсолютно острого профиля режущей кромки и действительного. После этого рассчитывают К-фактор.

Согласно [21] метод расчета К-фактора хорошо зарекомендовал себя для описания асимметричности формы режущей кромки и ее затупления (за счет округления). Однако метод не применим для режущих кромок с изогнутыми передними или боковыми гранями. Метод получил большую популярность из-за своей простоты и ясности понимания. Однако, как отмечено в [22], имеет место субъективизм и неопределенность в определении точки разделения, потому что профиль режущей кромки приближается к идеальной геометрии плавно. Также было установлено, что измерение радиуса режущей кромки оптическими и контактными способами дает средний разброс этой величины до 48%. Основным

источником выявленной ошибки является алгоритм, используемый для расчета параметров геометрии режущей части. Для преодоления такой высокой погрешности в [22,23] был разработан итерационный алгоритм уточнения параметров микрогеометрии. В основе этого подхода лежит описание вида «прямая–окружность–прямая», рис.2. Авторы использовали две интерполяции к передней и задней поверхности и приняли биссектрису линии угла клина. Биссектриса была дополнена линией  $l_n$  на ее пересечении с профилем инструмента (горизонтальная линия на рис.2). Авторы определили идеальный круг с радиусом  $r_{ideal}$ , который определяется через 3 точки: касательно к передней, задней поверхностям и линии  $l_n$ .

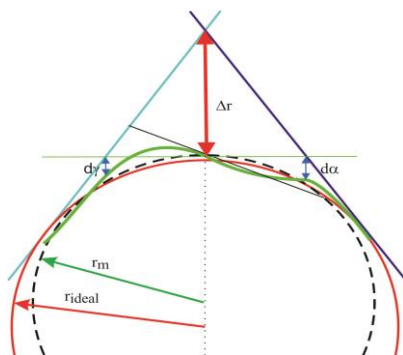


Рисунок 2 – Геометрии закругления режущей кромки [23]

Начиная  $r_{ideal}$ , круг радиуса  $r_m$  (профиль) с минимальной ошибкой согласуется с профилем инструмента. Этот радиусный выступ представляет профиль идеально закругленной симметричной режущей кромки (пунктирная линия на рис.2). Также в [22,23] предложен метод наименьших квадратов для подгонки круга к профилю инструмента.

Недостатком такого подхода считается чрезмерное упрощение микрогеометрии через описание одной дугой окружности. Однако в [22,23] дополнительно была описана асимметрия микрогеометрии двумя длинами  $d_\gamma$  и  $d_\alpha$ . Эти значения определялись как расстояние между пересечением  $l_n$  и линейной интерполяцией на передней и задней поверхности. В отличие от определения К-фактора, значение  $\Delta r$  в этом подходе описывается как расстояние от пересечения передней и задней

поверхностей до профіля інструмента в напрямку бісектриси. Характерні параметри були вибрані таким образом, чтобы обеспечить настройку во время оценки. Параметри  $\Delta r$ ,  $d_f$  и  $da$  опорных точек на профиле режущей кромки, можно измерить с хорошим качеством и повторяемостью, и без аппроксимации, в отличие от определения в [24].

Для инструментов со скошенной геометрией режущей кромки были предложены оптимизированные подходы [18,25], в которых использовался не только один круг, но и круг при каждом переходе от передней и задней поверхности соответственно к фаске, представленной на рис.3.

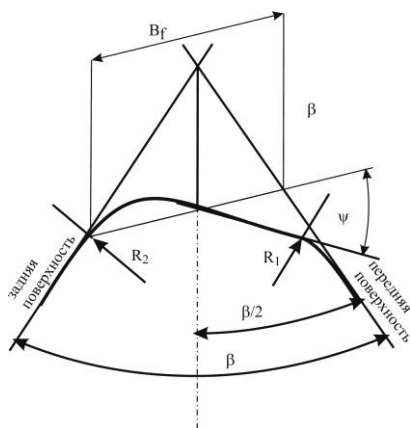


Рисунок 3 – Геометрическая модель закругления режущей кромки согласно [18,25]

В модель были введены дополнительные параметры: ширина гребня –  $B_f$  и шаг фаски  $\Psi$ , который описывает асимметрию профиля инструмента. Для оценки угла клина (угол заострения)  $\beta$  в [18] был предложен полиномиальный подход шестого порядка. Однако описание микрогеометрии таким полиномом может вызвать значительное отклонение от фактической геометрии режущей кромки и в соответствии с [21] дать низкую точность.

В литературе существуют и другие подходы, которые устанавливают, например, зависимость радиуса округления по отношению к неразрезанной толщине стружки  $h$ , вида  $\lambda = r_\beta / h$  [18], где  $r_\beta$  – радиус режущей кромки. Однако в [21] было показано, что влияние



вышеупомянутого соотношения на производительность резания ограничено, поскольку оно зависит от определения режущей кромки.

При обработке ПКМ имеет место механизм хрупкого разрушения. Геометрия инструмента при обработке углепластика не защищена от застойной зоны перед режущей кромкой, что приводит к сильному абразивному износу и очень асимметричному округлению режущей кромки, что подробно описано в [26]. В [9] было предложено использовать радиус режущей кромки  $r_{\beta}$  (cutting edge rounding – CER) в качестве критерия износа инструмента при сверлении углепластика. Было статистически доказано, что радиус режущей кромки коррелирует с расслоением заготовки в равной степени с хорошо известным критерием износа по задней поверхности ( $V_b$ ). Авторы [9] отметили, что измерение износа на основе CER проще и точнее, чем традиционное измерение  $V_b$  не только при сложной геометрии инструмента, но и при очень малых значениях износа.

В [27] разработали подход анализа режущей кромки (CEA) для описания геометрии, адаптированный к процессу механической обработки ПКМ, который получил дальнейшее развитие в [28]. В этом подходе рассмотрено резание и изменение в направлении подачи с учетом типичной геометрии износа в ПКМ (углепластике). Было экспериментально показано, что динамика изменения изношенной поверхности образует форму «водопада» с  $S_{\gamma} \ll S_{\alpha}$ . Был разработан интерфейс, позволяющий находить соотношение между передним углом  $\gamma$  или задним  $\alpha$ , в системе отсчета инструмента, как показано на рис.4.

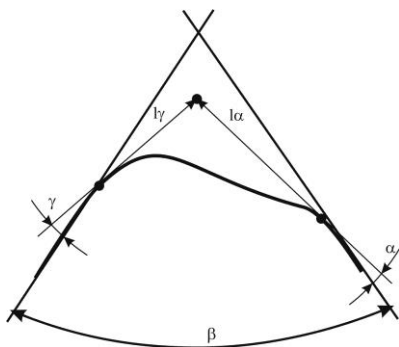


Рисунок 4 – Геометрическая модель контактного взаимодействия режущей кромки и углепластика [27, 28]

Для углепластика рекомендуется обработка инструментом с положительными передними и задними углами. Это позволяет достаточно точно определить точки контакта в системе отсчета инструмента с передней и задней гранями инструмента (отмечены точками на рис.4). Расстояние от начала координат системы отсчета инструмента до точки контакта в направлении подачи определяется как длина  $l_\gamma$ , на которую попадает стружка под действием режущей кромки. Согласно [27, 28] эта длина  $l_\gamma$  представляет особый интерес для механической обработки углепластика, поскольку она описывает зону, где материал в основном не перемещается вдоль передней грани, но сжимается под режущей кромкой. Длина, соответствующая наклону  $l_\gamma$  к боковой поверхности, называется  $l_\alpha$ .

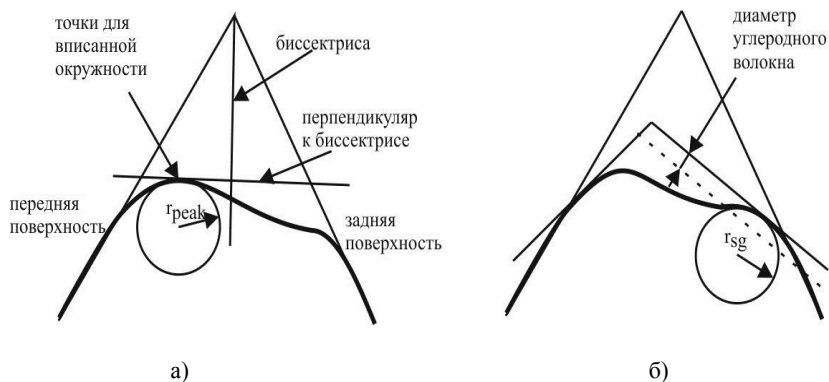


Рисунок 5 – Геометрическая модель контактного взаимодействия режущей кромки и углепластика [27, 28]: а – формирование  $r_{peak}$ ; б – формирование  $r_{sg}$

По сравнению с моделью [25] в работах [27, 28] предложена величина максимального радиуса вершины  $r_{peak}$  и радиуса генерации поверхности  $r_{sg}$  в аппроксимации СЕА. Радиус формирования поверхности  $r_{sg}$  показан на рис.5, б. Он описывает профиль инструмента на переходе от отрицательного к положительному заднему углу. В этой зоне инструмент подвергается воздействию нормальных контактных сил высокой интенсивности, что приводит к разрушению материала углепластика. Радиус  $r_{sg}$  определяется как радиус вписанной окружности к профилю инструмента между точкой контакта и шириной

равной диаметру одного углеродного волокна (порядка 6 мкм) в направлении подачи с отрицательным задним углом. Согласно [27] для хороших результатов обработки желательнее иметь бесконечно большой радиус  $r_{sg}$ .

Предложенный максимальный радиус  $r_{peak}$ , как показано на рис.5, а характеризует переход от отрицательно ориентированной части задней поверхности к передней поверхности, где происходит отделение материала от заготовки и образуется стружка. Чем меньше этот радиус, тем инструмент лучше заострен, что имеет решающее значение особенно для отделения стружки при низких величинах подачи. Асимметрия профиля режущей кромки в подходе СЕА характеризуется отношением замкнутых областей между профилем режущей кромки и вертикалью к биссектрисе на передней поверхности –  $A_\gamma$ , и на задней поверхности  $A_\alpha$ , рис.5,а. Согласно [27], этот подход к области для характеристики асимметрии  $K_{sym} = A_\alpha / A_\gamma$  более устойчив к ошибкам и надежнее, чем фактор  $K = S_\gamma / S_\alpha$ , предложенный в [19, 20]. Подход СЕА содержит больше параметров микрогеометрии, но  $l_\gamma$ ,  $r_{sg}$ ,  $r_{peak}$  и задний угол  $\alpha$  оказывают наибольшее влияние на качество обработки.

В соответствии с [7] износ инструмента в первую очередь интенсифицируется в небольшой области рядом с режущей кромкой, где имеет место переход между передней и задней режущими кромками.

Для количественного описания процесса изнашивания, как явления соответствующего округлению режущей кромки, было предложено несколько моделей области контакта режущей части инструмента и обрабатываемого материала. Так в [7] рассмотрена модель с пятью параметрами (рис.6), где рабочая часть режущей кромки описана простыми геометрическими объектами типа «прямая линия - эллипс - прямая линия». В таком представлении режущая кромка представляется тремя отдельными частями по аналогии с [8].

Согласно этому представлению (рис.6, а), контактное взаимодействие вершины инструмента схематически разделено на три области: по передней грани резца (область стружкоотделения) –  $S_{ch}$ , область сжатия материала –  $S_{com}$  и область упругого взаимодействия по задней грани режущего инструмента –  $S_{sp}$ . Область стружкоотделения ограничена номинальным уровнем материала перед режущей кромкой, который определяется, например, глубиной резания (точка 1) и крайней передней точкой в направлении скорости резания – точка 2.

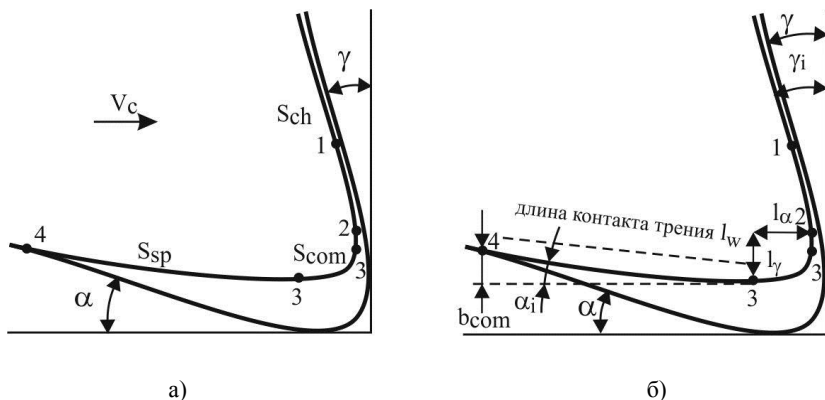


Рисунок 6 – Модель контакту режущей части инструмента и материала [7]:

а – общий износ инструмента; б – микрогеометрия вершины инструмента

В модели предполагается, что эта область в процессе взаимодействия (изнашивания) будет сохранять прямолинейный вид, изменяя при этом значение переднего угла  $\gamma$ . Область сжатия материала представляет собой контактную площадь взаимодействия закругления режущей кромки между крайней передней точкой в направлении скорости резания (точка 2) и точкой 3 касания округления вершины в направлении подачи. Форма вершины инструмента здесь может быть описана окружностью некоторого радиуса или эллипсом с полуосями  $l_\alpha$  (большая) и  $l_\gamma$  (меньшая) соответственно. Эта область ответственна за контакт по длине задней поверхности между точкой 3 касания округления вершины в направлении подачи и точкой отсутствия контакта 4. Эта длина обусловлена упругим последствием (отжатием) обработанного материала и определяет переход между первоначальным (или предыдущим) и изношенным (последующим) профилем. В [7] принято, что отжатие  $b_{com}$  определяет эту длину и является функцией упругих свойств материала. Текущий угол  $\alpha_i$  и параметр  $b_{com}$  определяют длину контакта трения  $l_w$  и прямую, образующую область  $S_{sp}$ .

Для оценки изменения формы инструмента в [29] было предложено использовать параметр LWQ – величину локального износа (затемненная площадь, рис.7, б). Это значение находится путем сравнения текущего профиля режущей кромки инструмента с исходным профилем (изношенного инструмента), рис.7, а.

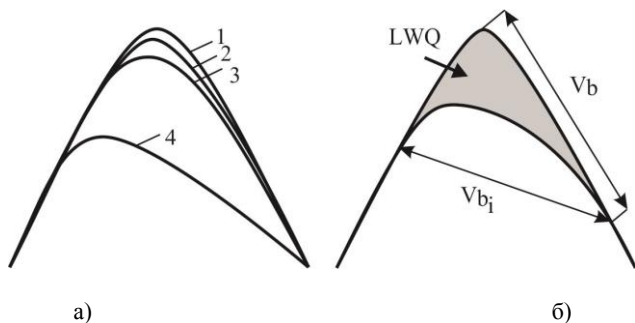


Рисунок 7 – Профиль режущей кромки инструмента без износостойкого покрытия на расстоянии 200 мкм от угла сверления, после сверления: 1 – неизношенный профиль; 2, 3 и 4 – после сверления 5, 50 и 250 отверстий соответственно [29]: а – текущее изменение профиля; б – износ режущих кромок

Анализ 2D профилей вершины режущей кромки также позволяет оценить боковой износ и радиус режущей кромки. В экспериментальных исследованиях измерения были выполнены в трех местах на режущих кромках инструмента: на расстоянии 200 мкм от угла сверления, в центре и на расстоянии 200 мкм от места соединения первой и второй режущих кромок.

Этот тип измерения, предложенный в [14] показал высокую чувствительность к износу по передней поверхности. Как показано на рис.7, износ по передней поверхности оказывает прямое влияние на значение  $V_{bi}$ . Если износ по передней поверхности растет быстрее, чем износ по задней поверхности, то увеличивается LWQ, но уменьшается значение  $V_{bi}$ . Отсюда следует, что параметр  $V_{bi}$  может иметь существенную ошибку при описании прогрессирующего изнашивания. Из 2D профилей режущей кромки можно получить фактическое значение износа по задней грани ( $V_{bi}$ , рис.7, б) и оценить, исходя из суперпозиции профилей кромок инструмента, количество материала, локально потерянного инструментом. Как и следовало ожидать, измерение LWQ вдоль режущей кромки показало ее непропорциональность с радиальным положением места измерения. Большее значение LWQ находится на периферии в угловой точке сверления и уменьшается к точке в вершине сверления.

В настоящее время, несмотря на многочисленные усилия исследователей в области механической обработки композиционных материалов, описание изнашивания инструмента, изменения его

микрогеометрии в процессе работы и прогнозирования его стойкости, носят эмпирический характер и базируются на проведении конкретных экспериментов для отдельных материалов и инструментов. Теоретические подходы базируются на использовании соотношения Арчарда для абразивного износа, в котором изношенный объем материала (отделенный объем материала) пропорционален приложенному контактному усилию (контактная сила) и длине контакта  $w = K / 3 \cdot F \cdot l / H$ , где  $w$  – объем изношенного (удаленного) материала;  $F$  – контактная сила;  $l$  – длина контакта;  $H$  – твердость более твердого материала, в данном случае инструмента;  $K$  – коэффициент Арчарда. Чаще всего это соотношение используют как зависимость скорости изнашивания  $dw/dt$  от контактного усилия и скорости взаимодействия  $dl/dt$ . Линейный характер соотношения Арчарда корректно выполняется достаточно редко для отдельных видов материала в узком диапазоне изменения параметров взаимодействия.

Изменения действия, например, осевой силы  $F_s$  во времени с учетом изнашивания (изменения микрогеометрии вершины инструмента) может быть представлено в виде  $F_s = K \cdot F^\alpha \cdot V^\beta \cdot g(w)$ , где  $V$  – скорость резания,  $\alpha$  и  $\beta$  – экспериментальные постоянные. Функцию  $g(w)$  чаще всего представляют в виде  $g(w) = (w_0 + k_w \cdot w)^\delta$  или  $g(w) = w_0 + k_w \cdot w^\delta$ , где  $k_w$  и  $\delta$  – экспериментальные постоянные [30].

В конечном итоге для описания закона изнашивания и предсказания стойкости инструмента необходимо определение ряда эмпирических постоянных, значения которых определяются изменением микрогеометрии вершины инструмента в процессе взаимодействия заготовки и материала.

### **Заключение.**

Несмотря на многочисленные научные исследования и усилия, проблема создания научно обоснованной модели изменения микрогеометрии инструмента в процессе изнашивания при механической обработке ПКМ продолжает оставаться открытой. Достигнутые успехи в экспериментальных исследованиях позволили сделать ряд качественных и количественных выводов, которые не обладают обобщающим значением и справедливы только в рамках изменения экспериментальных параметров и материалов.

Существуют значительные сложности в измерении текущего износа и пересчета в математических моделях так, как они включают в себя

большое количество параметров. Последнее обстоятельство снижает практическую ценность моделей потому, что затруднительно производить достаточно простой технический контроль износа режущей кромки и предсказание работоспособности инструмента.

Для преодоления технических трудностей измерения величины износа и усиления практической реализации математических моделей предлагается в качестве главного критерия измерения изнашивания инструмента использовать потерю им веса в процессе резания. Дальнейшая оценка геометрии износа должна описываться простой однопараметрической геометрической моделью, позволяющей оценить изменение формы режущей кромки по задней поверхности инструмента и прогнозировать его стойкость. Создание такой математической модели является перспективным направлением научных исследований обладающих новизной и практической ценностью.

- References.** 1. *Henerichs M., Voss R., Kuster F., etc.* Machining of carbon fiber reinforced plastics: Influence of tool geometry and fiber orientation on the machining forces. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 2015, no. 9, pp.136–145. doi:10.1016/j.cirpj.2014.11.002. 2. *Siddhpura A, Paurobally R.* A review of flank wears prediction methods for tool condition monitoring in a turning process. *Int. J Adv. Manuf. Technol.*, 2013, no. 65, pp.371–393. doi:10.1007/s.00170-012-4177-1. 3. *Dogra M., Sharma V.S., Sachdeva A., etc.* Tool wear, chip formation and workpiece surface issues in CBN hard turning: a review. *Int J Precis Eng Manuf.*, 2010, no. 11, pp.341–358. doi:10.1007/s12541-010-0040-1. 4. *Xu W, Zhang LC.* A new approach to characterizing the surface integrity of fibre reinforced polymer composites during cutting. *Composite. Part A*, 2017, no.103, pp.272–282. doi:10.1016/j.compositesa.2017.10.015. 5. *Xu W., Zhang L.C., Wu Y.* Elliptic vibration-assisted cutting of fibre-reinforced polymer composites: understanding the material removal mechanisms. *Composite Sci. Technology*, 2014, no.92, pp.103–111. doi:10.1016/j.compscitech.2013.12.011. 6. *Wang X., Kwon P. Y., Sturtevant C., etc.* Tools wear of coated drills in drilling CFRP. *Journal of Manufacturing Processes*, 2013, V.15, no.1, pp. 127–135. doi:10.1016/j.jmapro.2012.09.019. 7. *Voss R.* Fundamentals of Carbon Fibre Reinforced Polymer (CFRP) Machining. 2017, Eigenossische Technische Hochschule Zurich (ETH): Zurich. 8. *Zhang L. C., Zhang H. J., Wang X. M.* A force prediction model for cutting unidirectional fibre-reinforced plastics. *Machining Science and Technology*, 2001, V.5, no.3, pp. 293–305. doi:10.1081/MST-100108616. 9. *Faraz A., Biermann D., Weinert K.* Cutting edge rounding: An innovative tool wear criterion in drilling CFRP composite laminates, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2009, V.49, no.15, pp.1185–1196. doi:10.1016/j.ijmactools.2009.08.002. 10. *Stepanov A.A.* Obrabotka rezaniem vysokoprochnykh kompozitsionnyh polimernykh materialov, L., Mashinostroenie, Leningr. otd-nie, 1987, 176 s. 11. *Rudnev A.V., Korolev A.A.* Obrabotka rezaniem stekloplastikov, M., Mashinostroenie, 1969, 118 s. 12. *Drozhdzin V.I.* O kontakte poverhnosti instrumenta s plastmassoj pri rezanii. *Rezanie i instrument*, 1970, 2, c. 59–66. 13. *Ramirez C., Poulachona G., Rossia F., etc.* Tool wear monitoring and hole surface quality during CFRP drilling. *Procedia CIRP*, 2014, no.13, pp.163–168. doi:10.1016/j.procir.2014.04.028. 14. *Rawat S., Attia H.* Wear mechanisms and tool life management of WC–Co drills during dry high speed drilling of woven carbon fibre composites. *Wear*, 2009, V. 267, no.5–8, pp. 1022–1030. doi:10.1016/j.wear.2009.01.031. 15. *Hocheng H., Tsao C.* Comprehensive analysis of delamination in drilling of composite materials with various drill bits, *Journal of Materials. Processing Technology*, 2003, V.140, no.1-3, pp. 335–339. doi:10.1016/S0924-0136(03)00749-0. 16. *Tsao C., Hocheng H.* Effect of tool wear on

delamination in drilling composite materials, International journal of mechanical sciences, 2007, V.49, no.8, pp. 983–988. doi:10.1016/j.ijmecs.2007.01.001. **17.** Bouzakis K.-D., Michailidis N., Vidakis N., etc. Optimization of the cutting edge radius of PVD coated inserts in milling considering film fatigue failure mechanisms, Surface and Coatings Technology., 2000, no.133, pp. 501–507. doi:10.1016/S0257-8972(00)00971-3. **18.** Cortes-Rodriguez C.J. Cutting edge preparation of precision cutting tools by applying micro-abrasive jet machining and brushing, 2009, Diss., Kassel University, Kassel. **19.** Denkena B., Friemuth T., Fedorenko S., etc. An der Schneide wird das Geld verdient, Werkzeuge-Sonderausgabe der Zeitschrift Fertigung, 2002, no.12, pp. 24–26. **20.** Byrne G., Dornfeld D., Denkena B. Advancing cutting technology, CIRP Annals-Manufacturing Technology, 2003, V.52, no.2, pp. 483–507. doi:10.1016/S0007-8506(07)60200-5. **21.** Denkena B., Biermann D. Cutting edge geometries. CIRP Annals-Manufacturing Technology, 2014, V.63, no.2, pp. 631–653. doi:10.1016/j.cirp.2014.05.009. **22.** Wyen C.-F., Knapp W., Wegener K. A new method for the characterisation of rounded cutting edges, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2012, V.59, no. 9-12, pp. 899–914. doi:10.1007/s00170-011-3555-4. **23.** Wyen C.-F., Wegener K. Influence of cutting edge radius on cutting forces in machining titanium. CIRP Annals - Manufacturing Technology. 2010, V.59, no.1, pp. 93–96. doi:10.1016/j.proeng.2014.03.027. **24.** Denkena B., de Leon L., Basset E., etc. Cutting edge preparation by means of abrasive brushing, Key Engineering Materials, 2010, no.438, pp. 1–7. doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.438.1. **25.** Heckmann L. Systematische Analyse der Schneidkantenarchitektur mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode, 2010, Kassel university press GmbH, Diss., 182 s. **26.** Wang X., Kwon P.Y., Sturtevant C., etc. Tool wear of coated drills in drilling CFRP, Journal of Manufacturing Processes, 2013, V.15, no.1, pp. 127–135. doi:10.1016/j.jmappro.2012.09.019. **27.** Henerichs M. Bohrbearbeitung von CFK unter besonderer Berücksichtigung der Schneidkantenmikrogeometrie, (Diss.) Eidgenössische Technische Hochschule Zurich (ETH), 2015, Nr. 22629, Zurich. **28.** Voss R., Henerichs M., Harsch D., etc. Optimised approach for characterisation of cutting edge micro-geometry in drilling carbon fibre reinforced plastics (CFRP). The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, V.90, no.1, pp. 457–472. doi:10.1007/s00170-016-9302-0. **29.** Montoya M., Calamaz M., Gehin D., etc. Evaluation of the performance of coated and uncoated carbide tools in drilling thick CFRP/aluminium alloy stacks Int. J Adv. Manuf. Technology, 2013, no.68, pp.2111–2120. doi: 10.1007/s00170-013-4817-0. **30.** Iliescu D., Gehin D., Gutierrez M.E., etc. Modeling and tool wear in drilling of CFRP International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2010, no.50, pp. 204–213. doi:10.1016/j.ijmactools.2009.10.004.

Генадій Хавін, Хоу Чживень, Харків, Україна

## **МОДЕЛЮВАННЯ МІКРОГЕОМЕТРІЇ ІНСТРУМЕНТУ В ПРОЦЕСІ ЙОГО ЗНОШУВАННЯ ПРИ РІЗАННІ КОМПЗИЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ**

**Анотація.** Найскладнішою проблемою при механічній обробці полімерних композиційних матеріалів є інтенсивне зношування інструменту, яке призводить не тільки до зниження його працездатності, а й різко погіршує якість вироблених операцій. У даній роботі розглядається процес зношування ріжучої кромки інструменту як зміна його мікрогеометрії по відношенню до первісного стану. Розглянуто фізична природа абразивного зносу як процесу контактної взаємодії задньої поверхні інструмента зі зруйнованим наповнювачем і інтенсивним виділенням тепла за рахунок тертя. Спираючись на закономірності, отримані експериментальним шляхом, можна зробити висновок про те, що первісна геометрія ріжучої кромки інструменту вже в період приробітки різко



змінюється і до початку стаціонарного зношування набуває деяку форму, яка в подальшому змінюється тільки кількісно без спотворення стійкою приробленої форми. Фактично можна говорити про те, що первісна геометрія ріжучої кромки, обрана за деякими раціональним міркуваннями або в результаті рішення задачі оптимізації, служить тільки для ефективного різання в період приробітки, після чого її вплив на подальшу роботу інструменту в умовах стаціонарного зношування, не є суттєвим. Аналіз процесу зносу ріжучої крайки інструменту при обробці полімерних композитів показав, що є жорстка кореляція між зношуванням, зростанням силового навантаження, температурної напруженості і появою різних дефектів обробленої поверхні. Представлені різні моделі опису зміни мікрогеометрії ріжучої крайки у вигляді геометричних моделей з їх перевагами і недоліками. Детально розглянуті сучасні експериментальні досягнення в дослідженні характеру зміни мікрогеометрії в процесі зношування. На цій підставі зроблено припущення про однепараметричний характер зміни геометрії різальної крайки в процесі взаємодії з композитом. Передбачається подальший розвиток дослідження і створенням математичної моделі, що пов'язує зміну мікрогеометрії інструменту в часі, як функцію одного параметра, що залежить від початкової геометрії інструменту.

**Ключові слова:** зношування інструменту; абразивний знос; різання композитів; мікрогеометрія ріжучої крайки.

Gennadii Khavin, Hou Zhiwen, Kharkiv, Ukraine

## **MODELING OF THE INSTRUMENTAL MICROGEOMETRY IN THE PROCESS OF ITS WEARING AT CUTTING OF COMPOSITE MATERIALS**

**Abstract.** *The most difficult problem during the machining of polymer composite materials is the intensive wear of the tool, which leads not only to a decrease in its working capacity, but also sharply worsens the quality of the operations performed. In this paper, we consider the process of wear of the cutting edge of a tool as a change in its microgeometry with respect to the initial state. The physical nature of abrasive wear as a process of contact interaction of the flank surface of a tool with a destroyed filler and intense heat due to friction is considered. Based on the laws obtained experimentally, we can conclude that the initial geometry of the cutting edge of the tool already sharply changes during the running-in period and by the beginning of stationary wear takes on some form, which later changes only quantitatively without distortion of the stable worked-in shape. In fact, we can say that the initial geometry of the cutting edge, selected for some rational reasons or as a result of solving the optimization problem, serves only for effective cutting during the running-in period, after which its influence on the further operation of the tool under stationary wear is not significant. An analysis of the wear process of the cutting edge of the tool during the processing of polymer composites showed that there is a strong correlation between the appearance of wear, the growth of power loading, thermal stress and the appearance of various defects of the treated surface. Various models of describing changes in the microgeometry of the cutting edge in the form of geometric models with their advantages and disadvantages are presented. The modern experimental achievements in studying the nature of changes in microgeometry in the process of wear are examined in detail. On this basis, an assumption was made about the one-parameter nature of changes in the geometry of the cutting edge in the process of interaction with the composite. The further development of the study and the creation of a mathematical model are proposed, linking the change in the tool's microgeometry over time as a function of one parameter, depending on the initial geometry of the tool.*

**Keywords:** tool wear; abrasive wear; composites cutting; cutting edge microgeometry.

Г. Клименко, Я. Васильченко,  
Краматорськ, Україна

## **МОДЕЛЮВАННЯ НАДІЙНОСТІ ЗБІРНИХ ІНСТРУМЕНТІВ ДЛЯ ВАЖКИХ ТОКАРНИХ ВЕРСТАТІВ**

**Анотація.** В роботі вирішена задача підвищення надійності збірних інструментів для важких токарних верстатів. Наголошено, що при експлуатації важких верстатів простої потребують великих коштів, значно знижують якість процесу експлуатації технологічної системи. Метою статті є підвищення якості процесу експлуатації технологічної системи обробки деталей шляхом розробки математичних моделей для прогнозування надійності збірних інструментів. Доведено перевагу комплексного показника надійності інструменту – коефіцієнта готовності. Збірні різці розглядаються як послідовна система з точки зору їх надійності. Представлено систему показників надійності різального інструменту. Застосовуючи марківський підхід до опису системи і припущення експоненційного розподілу часу роботи і відновлення інструменту, розроблено математичні моделі коефіцієнтів готовності збірних різців.

**Ключові слова:** збірний різець; важкий верстат; показник надійності; якість інструменту; системний підхід; працездатність; інтенсивність відмов.

### **Вступ. Постановка проблеми.**

Підвищення ступеня автоматизації сучасного виробництва, забезпечення якості продукції машинобудування потребують нових підходів до комплексного управління якістю технологічних систем [ 1,2], зокрема , систем механічної обробки матеріалів. Впровадження в Україні стандартів ISO серії 9000 [3, 4], які повинні забезпечити процесний підхід до менеджменту якості виробничих процесів, сприяти розробленню системи якості процесу механообробки [5], визначенню кваліметричних показників якості верстатів, різальних інструментів і процесів забезпечення їх безвідмовного функціонування в процесі виготовлення деталей. Це набуває особливого значення при експлуатації важких верстатів, для яких у зв'язку з їх високою вартістю, простої потребують великих коштів, значно знижують якість процесу експлуатації технологічної системи. Статистичний аналіз [6] показників експлуатації збірних різальних інструментів довів, що відмова інструментів є одним із значущих факторів простоїв верстатів. Тому визначення головного показника якості технологічної системи – надійності різального інструменту, є актуальною задачею для підвищення ефективності обробки деталей.

Оцінювання надійності збірного інструменту для важких верстатів має значення не тільки на стадії експлуатації, але і на стадії їх проектування [7].

Зараз використовується велика кількість показників, що дозволяють визначити безвідмовність, довговічність і ремонтпридатність інструменту [8,9,10]. Розподіл періоду стійкості інструменту характеризує надійність різального леза і не дозволяє вирішити задачу забезпечення надійної експлуатації інструменту, включаючи інші конструктивні елементи збірного інструменту. Комплексними показниками надійності збірного інструменту як системи може служити коефіцієнт готовності [11,12].

Мета роботи – підвищення якості процесу експлуатації технологічної системи обробки деталей шляхом розробки математичних моделей для прогнозування надійності збірних інструментів.

### **Методика досліджень**

Збірний твердосплавний різець з точки зору надійності можна уявити як послідовну систему, так як вихід з ладу будь-якого елемента різця призводить до відмови всієї системи. Її можна вважати такою, що обслуговується в зв'язку з наявністю процесу відновлення працездатності, тобто заміни відмовивших елементів (рис.1).

Показниками надійності обслуговувальної системи є коефіцієнт готовності, який характеризує як безвідмовність різця, так і його ремонтпридатність. Він визначає ймовірність знаходження системи в працездатному стані в певний момент часу за умови, що в початковий момент система була в справному стані.

Застосовуючи марківський підхід до опису системи, необхідно припустити, що відмови різця виникають згідно експоненціального закону розподілу, а час заміни елементів, що відмовили, являє собою випадкову величину також з експоненціальним розподілом. Статистичне дослідження працездатності твердосплавних різців не завжди підтверджує правомірність припущення експоненціального розподілу. Однак в зв'язку з тим що відмовні елементи (наприклад, різальні пластини) вимагають невеликого часу відновлення в порівнянні з тривалістю експлуатації інших елементів (наприклад, корпусу різця), застосування Марківського підходу до оцінки надійності системи дозволяють отримати математичні моделі, які описують поведінку системи з достатньою для практичного застосування точністю [13,14].

**Основна частина.** Для визначення коефіцієнта готовності збірного різця розглянемо два стани, в яких він може перебувати в процесі експлуатації: стан 0, коли він працездатний, і стан 1, коли верстат простоє (заміна різця і поворот багатогранної пластини).

Матриця переходів системи (збірного інструменту) з одного стану в інший має вигляд:

$$P_u = \begin{vmatrix} 1 - \lambda & \lambda \\ \mu & 1 - \mu \end{vmatrix}$$

де:  $\lambda$  – інтенсивність відмов різальної пластини;  
 $\mu$  – інтенсивність відновлення (заміна різальних вершин).

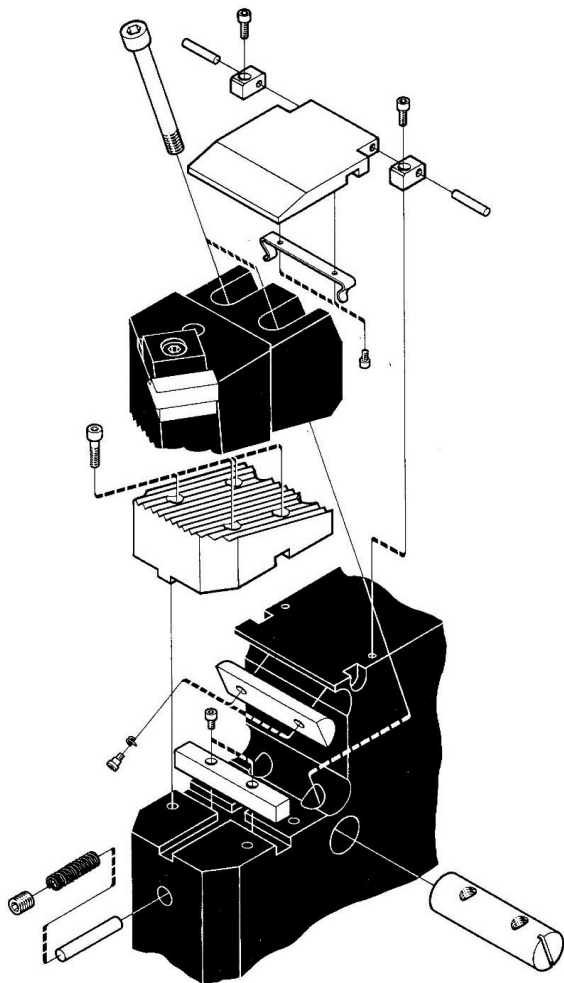


Рисунок 1 – Різець збірної конструкції та його елементи

Для експоненціального розподілу стійкості різця  $T$  і часу відновлень  $T_6$  інтенсивність відмов пластин  $\lambda$  визначається  $\lambda=1/T$ , а інтенсивність відновлення  $\mu=1/T_6$ .

Скінченно-різницеві рівняння, що описують стохастичну поведінку цієї системи, можна скласти з таких міркувань: ймовірність того, що система знаходиться в стані 0 до моменту  $t - t + dt$ , виводиться з ймовірності того, що ця система була в стані 0 в момент часу  $t$  і не відмовила за інтервал  $t - t + dt$  або те, що вона знаходиться в стані 1 в момент  $t$  і повернулася в стані 0 за інтервал  $t - t + dt$ . Тому отримуємо:

$$P_0(t + dt) = P_0(t)(1 - \lambda dt) + P_1(t)\mu dt + 0(dt)$$

Ймовірність перебування системи в стані 1 визначаємо подібним чином:

$$P_1(t + dt) = P_0(t)\lambda dt + P_1(t)(1 - \mu dt) + 0(dt)$$

Член  $0(dt)$  являє собою нескінченно малу величину, так як є ймовірністю двох незалежних подій ординарного потоку.

Використовуючи перехід при  $dt \rightarrow 0$  визначивши:

$$\lim_{dt \rightarrow 0} \frac{P_i(t + dt) - P_i(t)}{dt} = P_i' \text{ u } \lim_{dt \rightarrow 0} \frac{0(dt)}{dt} = 0$$

маємо:  $P_0'(t) = -\lambda P_0(t) + \mu P_1(t), P_1'(t) = \lambda P_0(t) - \mu P_1(t)$

Якщо система при  $t = 0$  знаходиться в роботі, то початковими умовами будуть:  $P_0(0) = 1, P_1(0) = 0$ . Коли  $t = 0$  система перебуває в ремонті, тоді початковими умовами будуть:  $P_0(0) = 0, P_1(0) = 1$ . Застосовуючи перетворення Лапласа до рівнянь і враховуючи початкові умови  $P_0(0) = 1, P_1(0) = 0$ , отримуємо:

$$\begin{aligned} sP_0(s) - 1 + \lambda P_0(s) - \mu P_1(s) &= 0 \\ sP_1(s) - \lambda P_0(s) + \mu P_1(s) &= 0 \end{aligned}$$

і після приведення подібних членів маємо:

$$\begin{aligned} (s + \lambda)P_0(s) - \mu P_1(s) &= 1 \\ -\lambda P_0(s) + (s + \mu)P_1(s) &= 0 \end{aligned}$$

Для вирішення даної системи рівнянь введемо визначник  $D$ , елементами якого є коефіцієнти при  $P_i(s)$ . Крім того, позначимо  $D_i$ , який

утворюється в результаті заміни  $i$ -го стовпця стовпцем коефіцієнтів правої частини рівнянь системи. Тоді:

$$P_i(s) = D_i/D$$

і тому

$$P_0(s) = \frac{\begin{vmatrix} 1 & -\mu \\ 0 & s + \mu \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} s + \lambda & -\mu \\ -\lambda & s + \mu \end{vmatrix}}$$

або

$$P_0(s) = \frac{s + \mu}{s(s + \lambda + \mu)}$$

Функція готовності, яку позначимо через  $A(t)$ , є зворотним перетворенням Лапласа для  $P_0(s)$ , тобто.

$$A(t) = L^{-1}\{P_0(s)\}$$

або

$$K_{\Gamma_u} = P_0(t) = \frac{\mu}{\mu + \lambda} + \frac{\lambda}{\lambda + \mu} e^{-(\lambda + \mu)t}$$

Середній час працездатного стану  $A(T_{\text{ин}})$  різця для деякого кінцевого інтервалу часу  $T$  можна визначити, просумувавши  $P_0(t)$  по всьому інтервалу і розділивши на нього:

$$A(T_{\text{ин}}) = \frac{1}{T} \int_0^T P_0(t) dt$$

Для даного випадку

$$A(T_{\text{ин}}) = \frac{\mu}{\mu + \lambda} + \frac{\lambda}{(\lambda + \mu)^2 T} - \frac{\lambda}{\lambda + \mu} e^{-(\lambda + \mu)T}$$

Розглянемо надійність збірного різця для важких верстатів, що складається з корпусу, блоку-вставки, на якій кріпиться різальна пластина. Збірний різець відновлює свою працездатність двома способами. При виникненні першої несправності (відмови різальної пластини) здійснюється часткове відновлення-поворот або заміна пластини і система відновлює свою працездатність. Після появи другої відмови (вихід з ладу всього блоку або елементів кріплення) виконується заміна блоку. При цьому система повністю відновлює свою

працездатність. Нехай  $\lambda_1$  означає інтенсивність відмов блоків, а  $\lambda_2$  – інтенсивність відмов пластин, причому  $\lambda_2 > \lambda_1$ . Нехай далі  $\mu_1$  – інтенсивність установаження різальної частини, тобто заміни або повороту пластини, а  $\mu_2$  – інтенсивність відновлення працездатності блоків. Визначимо чотири стани, в яких знаходитимуться системи: стан 0 – системи справні після заміни блоку; стан 1 – різець не працює у зв'язку з відмовою пластини, проводиться її поворот або заміна; стан 2 – різець знаходиться в робочому стані після заміни пластини; стан 3 – різець не працює у зв'язку з відмовою елементів кріплення або блоків в цілому, проводиться заміна блоку.

Стан 0 і 2 являють собою допустимий стан для надійної роботи різця. Матриця переходу з одного стану в інший в цьому випадку має вигляд:

$$P = \begin{matrix} & \begin{matrix} 0 & 1 & 2 & 3 \end{matrix} \\ \begin{matrix} 0 \\ 1 \\ 2 \\ 3 \end{matrix} & \left\| \begin{array}{cccc} 1 - \lambda_1 & \lambda & 0 & 0 \\ 0 & 1 - \mu_1 & \mu_1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 - \lambda_2 & \lambda_2 \\ \mu_2 & 0 & 0 & 1 - \mu_2 \end{array} \right\| \end{matrix}$$

Система алгебраїчних рівнянь представляється:

$$\begin{aligned} 0 &= -\lambda_1 P_0 + \mu_2 P_3 \\ 0 &= \lambda_1 P_0 - \mu_1 P_1 \\ 0 &= \mu_1 P_1 + \lambda_2 P_2 \\ 0 &= -\lambda_2 P_2 + \mu_2 P_3 \\ 0 &= P_0 + P_1 + P_2 + P_3 \end{aligned}$$

Опускаючи проміжні математичні викладки, визначаємо коефіцієнт готовності, що надає частку часу, в якому різець знаходиться в справному стані:

$$K_{\Gamma_u} = \frac{\lambda_1 \mu_1 \mu_2 + \lambda_2 \mu_1 \mu_2}{\lambda_1 \mu_2 \mu_1 + \lambda_1 \mu_1 \mu_2 + \lambda_1 \mu_2 \mu_2 + \lambda_2 \mu_1 \mu_2}$$

Використовуючи цю математичну модель можна визначити коефіцієнт готовності різця за заданими показниками його надійності:

показники безвідмовності  $\lambda_1$  і  $\lambda_2$  і ремонтпридатності  $\mu_1$  і  $\mu_2$ , отримаємо на підставі результатів експлуатаційних випробувань.

Цю залежність на стадії проектування можна використовувати для розподілу заданого рівня надійності всього різця даної конструкції між його елементами, маючи апіорну інформацію про інтенсивність їх відновлення. Якщо ж необхідно сконструювати різець для даних умов обробки (тобто задані інтенсивності  $\lambda_1$  і  $\lambda_2$ ), то для отримання заданого рівня надійності необхідно вибрати такі конструктивні рішення, які дозволяють забезпечити визначені цією залежністю показники ремонтпридатності.

### **Висновки.**

Для підвищення якості процесу експлуатації технічних систем механообробки деталей необхідно в систему властивостей якості всієї системи включати показники надійності різального інструменту, які визначають частку часу справжньої роботи верстату. Це має особливе значення для важких верстатів, ефективність роботи яких в значній мірі залежить від простоїв, пов'язаних з відмовою різальних інструментів. Аналіз різних показників надійності дозволив виявити перевагу комплексного показника надійності інструменту – коефіцієнта готовності. При розробці математичних моделей збірні різці розглядалися як послідовна система з точки зору їх надійності, кількість елементів якої залежить від конструкції інструменту. Застосовуючи марківський підхід до опису системи і припущення експоненційного розподілу часу роботи і відновлення інструменту, розроблено математичні моделі коефіцієнтів готовності для двох конструкцій збірних різців. Ці залежності ефективно використовуються як на стадії проектування інструменту для розподілу надійності між елементами конструкції, так і на стадії його експлуатації для визначення якості технологічної системи.

**References:** 1. *Fletcher C.* Total Quality Management: A Practical Guide // PM Network. 1996. February 2. *Struckenbruck L.C.* (editor). The Implementation of Project Management: The Professional's Handbook. Addison – Wesley P.C., PMI. Drexel Hill, 1992. 3. *Zakonodavstvo Ukraini pro standartizaciyu, metrologiyu i sertifikaciyu: zakoni i zakonodavchi akti / red. kol.: V.S. Kovalskij (gol.), V.G. Goncharenko ta in..* – Kyiv : Yurinkom Inter, 2003. – 446 p. 4. *Bykov, Yu. M.* Processnyj podhod pri vnedrenii sistem menedzhmenta kachestva v sootvetstvii so standartami ISO serii 9000 / Yu. M. Bykov. – Moscow. : TEM Consulting, 2007. – 257 p. 5. Evaluation of a level of quality of machining process / *G. Klymenko, Y. Vasylychenko, V. Kovalev, L. Ostankova* // International conference "ISQME2012"(Quality, Manegement, Environment, Engineering) 19–21 Septmber 2012. Hotel Palma, Tivat–Montenegro. – Podgorica, 2012. – pp. 51–61. 6. *Mazur, I. I.* Upravlenie kachestvom: ucheb. posobie / I. I. Mazur, V. D. Shapiro – Moscow : Omega-L, 2011. – 400 p. 7. *Klimenko G. P.* Vznachennya tovshini plastini zbirnogo ryzca v zalezhnosti vid jogo racionalnogo rinvny nadijnosti / G. P. Klimenko, A. Yu. Andronov // Nadijnist



instrumentu ta optimizaciya tehnologichnih sistem. – Kramatorsk, 2010. – Vip. 26. – pp. 39–45.

8. *Klimenko G. P.* Opredelenie kachestva sbornyh torcovyh frez / G. P. Klimenko, A. O. Denisova // Nadijnist instrumentu ta optimizaciya tehnologichnih sistem. – Kramatorsk, 2011. – Vip. 28. – pp. 56–60.

9. *Klimenko G. P.* Povyshenie bezotkaznosti frez sbornoj konstrukcii / G. P. Klimenko, A. Yu. Andronov, E. V. Konoplickij // Nadijnist instrumentu ta optimizaciya tehnologichnih sistem. – Kramatorsk, 2012. – Vip. 30. – pp. 15–21.

10. *Klimenko G. P.* Povyshenie kachestva sbornyh sverlilnyh golovok / G. P. Klimenko, Ya. I. Yavorovskaya // Nauchnyj vestnik Donbasskoj gosudarstvennoj mashinostroitelnoj akademii. – Kramatorsk, 2014. – № 3 (15E). – pp. 33–38.

11. *Klimenko G. P.* Issledovanie kachestva sbornyh mnogolezvjivnyh instrumentov / G. P. Klimenko // Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah. – Kharkiv : NTU «KhPI», 2012. – Vyp. 82. – pp. 83–90.

12. *Klimenko G.P.* Kompleksnij pokaznik nadijnosti zbirnih rizciv vazhkikh tokarnih verstativ / G.P. Klimenko, D.O.Kovalov // Nadezhnost rezhushego instrumenta i optimizaciya tehnologicheskikh sistem.- Kramatorsk: DGMA, Vip. 42, 2018. – pp. 37-40.

13. *Kane, M. M.* Sistemy, metody i instrumenty menezhmenta kachestva: Uchebnoe posobie. / M. M. Kane, B. V. Ivanov, V.N. Koreshkov, A. G. Shirtladze. – SPb. : Piter, 2008. – 560 p.

14. *G. P. Klimenko.* Eksploataciya zbirnih rizciv : monografiya - G. P. Klimenko, Ye. V. Mironenko, V. S. Guzenko, Ya. V. Vasilchenko, M. V. Shapovalov. – Kramatorsk : DDMA, 2015. – 83p. – ISBN 978-966-379-732-8.

Galya Klymenko, Yana Vasylichenko,  
Kramatorsk, Ukraine

## MODELING THE RELIABILITY OF ASSEMBLY TOOLS FOR HEAVY LATHES

**Abstract.** *The problem of increasing the reliability of prefabricated tools for heavy lathes is solved in the work. The idea of implementing ISO 9000 series standards is justified. The need to develop a quality system for the machining process has been proven. Qualimetric indicators of quality of machines, cutting tools and processes of ensuring their trouble-free operation are defined. The aim of the article is to improve the quality of operation of the technological system of processing parts by developing mathematical models for predicting the reliability of assembly tools. Special attention is paid to the operation of cutting tools for heavy machines. The high cost of such tools is emphasized. Attention to reducing downtime of heavy machines is paid. The statistical analysis of indicators of operation of assembly cutting tools is carried out. It is proved that tool failure is one of the significant factors of machine downtime. The system of indicators of reliability of the cutting tool is presented. The reliability of the assembled tools for heavy machines is considered. The operation of the machine during operation is analyzed. Two ways to restore the efficiency of the tools are analyzed. State 0, when the machine is operational, and state 1, when the machine is idle are considered. Markov's approach to the description of the system is applied. Assumptions about the exponential distribution of operating time and tool recovery are made. The advantage of a complex indicator of tool reliability - readiness factor is proved. Assembly tools are considered as a consistent system in terms of their reliability. The number of system elements depends on the design of the tool. Mathematical models of readiness coefficients for two designs of assembly cutters are developed. The effectiveness of the use of research results proved. The distribution of reliability between the structural elements is determined at the design stage of the tool. The quality of the technological system is determined at the stage of its operation. Design solutions must be chosen to ensure serviceability. This will provide a given level of reliability.*

**Keywords:** *assembly tools; heavy machine; reliability indicator; tool quality; system approach; efficiency; failure rate.*

A. Derevianchenko, O. Fomin,  
Odessa, Ukraine

## **ELEMENTS OF APPROACH TO INCREASE RELIABILITY OF CUTTING TOOLS FAILURES RECOGNITION**

**Abstract.** *The work is devoted to solving the problem of increasing reliability of cutting tools failures recognition. For this is proposed to carry out the following developments: the formation of sets of direct and indirect features of cutting tools states and failures; forming the corresponding state spaces; reducing their dimensionality by selecting the most informative features; construction of failures classifiers and necessary decision rules. The analysis of methods for selecting failures informative features is carried out, and the genetic method of features selecting is recommended for use.*

**Keywords:** *failures of cutting tools; recognition; informative features.*

### **1. INTRODUCTION.**

Modern automated production facilities widely use the corresponding machines - flexible manufacturing modules. These systems work with the limited participation of operators, with their partial intervention (if necessary) in machine control processes. Therefore, all technological operations control and diagnosis processes must be automated.

The largest number of failures of flexible modules is in failures of cutting tools (CT). There are both gradual failures - due to the wear, and sudden failures - due to the destruction of the cutting part (CP). The need to develop appropriate approaches, methods and systems for automatic recognition of tool failures is obviously. Timely failure detection allows to stop the processing and to prevent parts destruction. For this, it is necessary to create appropriate monitoring systems, for which appropriate mathematical and software are developed.

The recognition reliability is determined by such characteristics, as the probability of correct recognition, the values of errors of the first and second kind. They directly depend on the quality of features and classifiers of failures. To increase the reliability of failures recognition, it is necessary to carry out the following developments: the formation of sets of direct and indirect features of CT states and failures; forming the corresponding state spaces; reducing their dimensionality by selecting the most informative features; construction of failures classifiers and necessary decision rules.

The typical failures of tools for roughing (by the example of cutters) are considered, examples of constructing the corresponding state spaces (with examples of state dynamics - from works states to failure state) are given. The scheme of the system for indirect control (for determining the failure of incisors under shock loads) is given.

The models of uneven wear of CP cutters for finishing, a gradual increase in wear areas, the appearance of concomitant microdefects and the onset of failures, are presented.

Since flexible modules are equipped with tool stores (with a large number of tools for various types of processing), it becomes necessary to construct the corresponding sets of informative features of failures and classifiers. This, in turn, requires the use of methods for selecting informative features. The analysis of these methods is carried out and the genetic method of features selecting is recommended for use.

**Research purpose.** The purpose of this research is to develop elements of approach to increase the reliability of cutting tools failures recognition.

## **2. LITERATURE REVIEW**

Modern metal cutting machines, the corresponding methods and technologies are finding more and more widespread use in modern machine-building [1]. With the increasing complexity of modern means of production (and the conditions of their exploitation to the CT quality) the according methods are used in flexible manufacturing modules.

A lot of work has been devoted to improving the quality and optimizing cutting processes, monitoring conditions and evaluating the performance of cutting tools, including works [2 - 8].

According to a number of publications, downtime of modern machine tools in more than half of cases occurs due to gradual or sudden tool failures. The need for the development of modern monitoring methods and systems, mathematical and software for the timely recognition of gradual and sudden CT failures is obvious.

Comparative analysis of conventional and non-conventional optimization techniques for CNC - turning, carried out in [2].

In flexible manufacturing modules high cutting speeds are used [3], which leads to an increase in the wear of the CT and a reduction in their working life.

A study on automatic on-machine inspection system for 3D modeling and measurement of cutting tools carried out in [4].

Tasks on-line monitoring of tool wear conditions, CT tools failures in machining processes, based on machine tool data, are investigated in [5 - 8].

The issues of creating elements of intelligent systems for continuous or periodic CT state diagnosis, obtaining features of states from sensors of direct or indirect control, and the development of the corresponding classifiers are analyzed in [5–8]. It is shown here, that the most important aspect of ensuring high-quality recognition of CT states is - to obtain highly informative features from monitoring systems.

Formation of a system of informative diagnostic features, based on a quantitative expression of their significance, is investigated in [9].

Features of modeling failures of recoverable complex technical objects with a hierarchical constructive structure, formation of a system of informative diagnostic features based on a quantitative expression of their significance, are analyzed in [10, 11].

An analysis of the reviewed and many other publications showed the relevance and need for development elements of approach to increase the reliability of cutting tools failures recognition.

### **3. RESEARCH METHODOLOGY**

For develop classifiers of sudden failures of cutting tools, it becomes necessary to form models of the dynamics of the CP states in the corresponding attribute spaces. Adequate decision rules are created. An example of one of these models is shown in Fig. 1.

We introduce a series of notation and write down some relations, which were used by us in [6]:

$X^F$  - 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 CP wear zones, defects, microdefects, and CP failures;

$n$  – number of informative features;

$A_2^T$  - working area of the flank surface of the worn cutter (the main object of control in conditions of finish 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 and CP failures classes;

$k$  –CP classes quantity;

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

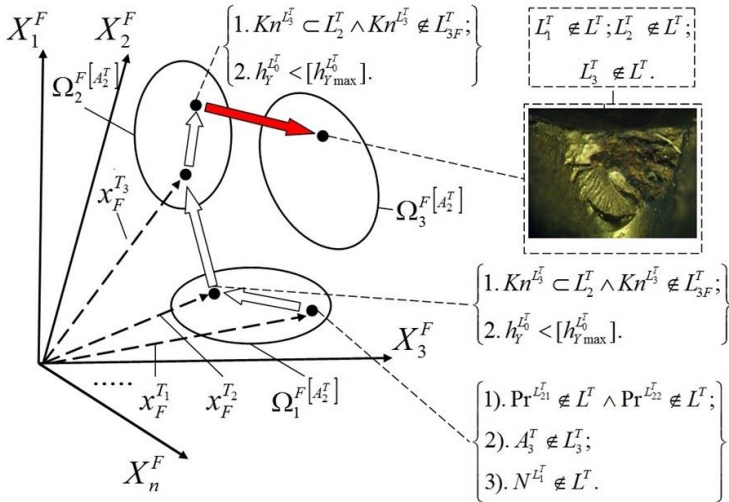


Figure 1 – Representation of the CP cutter states dynamics in the space of geometric features of the surface wear zone (the final CP state is a failure state - chipping)

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

$Kn^{L_3} \in L_{3F}^T$  - 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);

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

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

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

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

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

CP state 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 classes of CP states.

Class  $\Omega_3^F[A_2^T]$  - a state of CP failure due to a chipping.

Decisive rules for recognition are given on the diagrams in curly brackets.

#### 4. RESULTS.

Figures 2, 3 show models of the dynamics of states and various types of failures of the cutters CP.

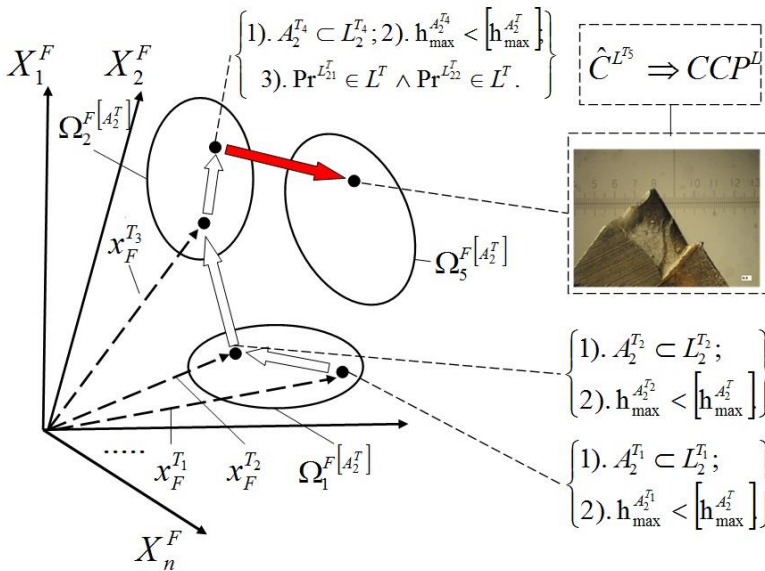


Figure 2 – Representation of the CP cutter states dynamics in the space of geometric features of the surface wear zone (the final CP state is a failure state - chipping of the cutting part ( $\hat{C}^{L^5} \Rightarrow CCP^L$ ))

To identify such sudden tool failures, methods and systems for CT monitoring generated, using indirect control methods.

Let us turn to the consideration of the method of indirect control of the states of CT sources. Its main provisions are stated by us in [8], and the scheme for forming patterns of the cutting process (when machining parts with cutter) is shown in Fig. 4.

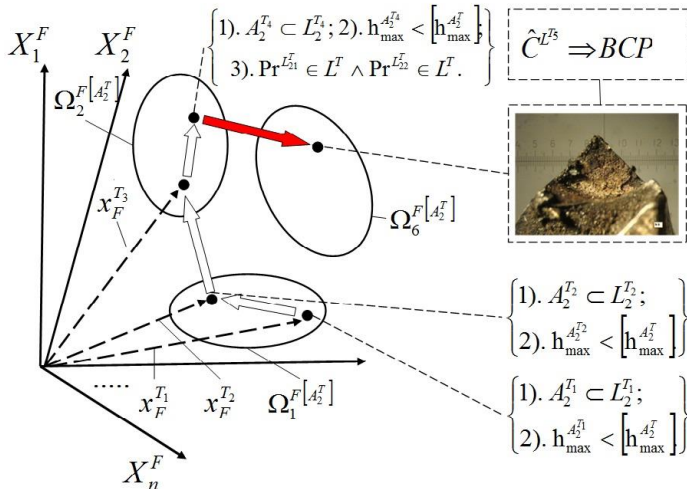


Figure 3 – Representation of the CP cutter states dynamics in the space of geometric features of the surface wear zone (the final CP state is a failure state - breakdown of CP ( $\hat{C}^{L^T} \Rightarrow BCP$ ))

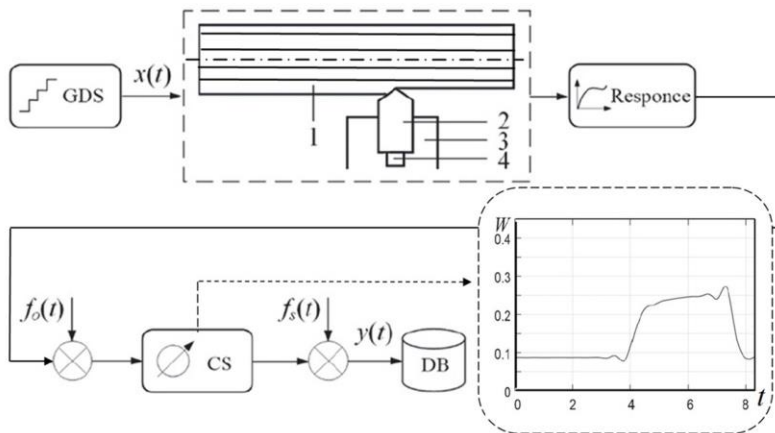


Figure 4 – Schema of the organization of the “input-output” experiment within the framework of the task of diagnosing the cutting process with periodic shock loads [8]: 1 – processed part with longitudinal grooves; 2 – CT (cutter); 3 – cutter holder; 4 – indirect control sensor; GDS - pulse loading of the cutting system

The measuring device - control sensor (SC) and stored in the database (DB). Signals  $f_0(t)$  and  $f_s(t)$  are added to the response of the system – interference from the cutting process and the sensor, respectively. Indirect control sensor 4, as an element of the automated control system for the electric drive of machine tool, measures the output signal - the active power  $W$  of the asynchronous motor. Such a system makes it possible to recognize sudden failures caused by CP destruction.

Consider the method of CP failures direct control with the system of technical vision (STV) using. Here, cutting tools states patterns are the digital CP images. The issues of optimizing the monitoring of incisors using the methods of CP failures direct control (with the formation of the corresponding features) were considered by us in [7].

Schematic representation of the finishing cutters CP wear features are shown on Fig. 5. During CT operation, especially for fine and precision machining tools, uneven CP wear, other defects and microdefects occurred.

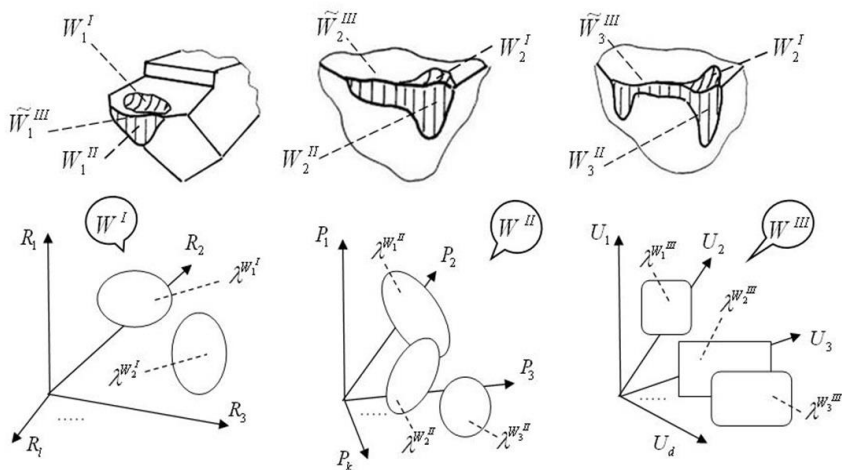


Figure 5 – Schematic representation the features of the wear and failures of cutters CP for finishing treatment

The following notation is used here: types (patterns) of wear zones of the rake face ( $W_1^I, W_2^I$ ), flank face ( $W_1^{II}, W_2^{II}, W_3^{II}$ ) and cutting edges ( $\tilde{W}_1^{III}, \tilde{W}_2^{III}, \tilde{W}_3^{III}$ ).



Accordingly, examples of feature spaces are presented:

- wear zones of the rake face  $W^I$ , with feature sets  $(R_1, R_2, \dots, R_l)$  and state classes  $(\lambda^{W_1^I}, \lambda^{W_2^I})$ ;
- wear zones of the flank face  $W^{II}$ , with feature sets  $(P_1, P_2, \dots, P_k)$  and state classes  $(\lambda^{W_1^{II}}, \lambda^{W_2^{II}}, \lambda^{W_3^{II}})$ ;
- wear zones of the cutting edges  $W^{III}$ , with feature sets  $(U_1, U_2, \dots, U_d)$  and state classes  $(\lambda^{W_1^{III}}, \lambda^{W_2^{III}}, \lambda^{W_3^{III}})$ .

An example of representing the space of primary features  $W^{II}$  is shown on Fig. 6.

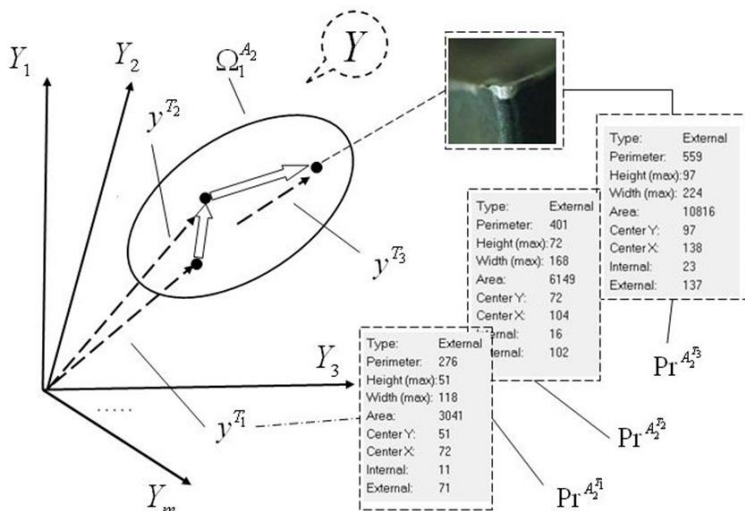


Figure 6 – An example of representing the space of primary features  $W^{II}$  and changes in the condition of the incisors during the period of processing:  $T_1 - T_3$

Sets of geometric features of CP wear zones  $(Pr^{A_2^1}, Pr^{A_2^2}, Pr^{A_2^3})$  are obtained by processing the corresponding digital images, with using a special software package [6 - 8].

The speed of CT monitoring depends on many factors, and first of all – from the quantity and quality of decision (diagnostic) rules. A number of methods for reducing the dimension of feature space are known. The task of finding an informative set of features can be solved by exhaustive search, which requires a significant investment of time. Therefore, it is advisable to use other, modern methods.

A schematic representation process of reducing the dimension of the space of CT feature states is shown in Fig. 7.

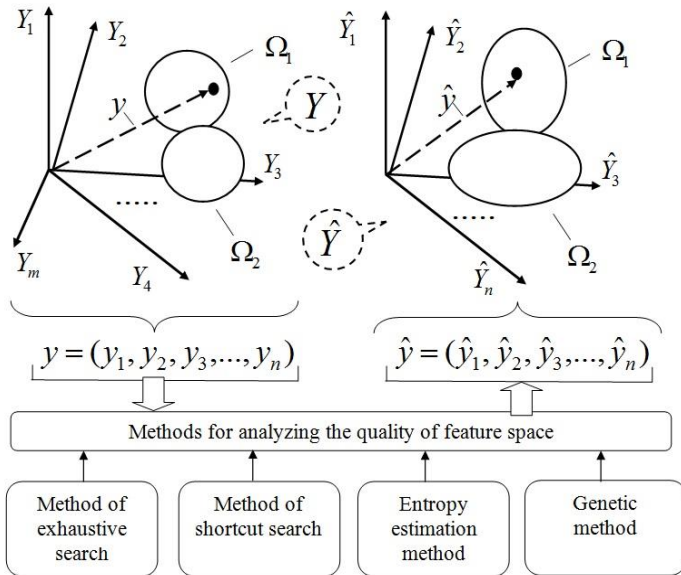


Figure 7 – Schematic representation of the process of reducing the dimension of the space of CT states features

The initial space of primary features  $Y$  has dimension  $n$ . The CT state in this space, which belongs to one of the classes  $(\Omega_1, \Omega_2)$ , is characterized by a vector  $y$ . The result of its dimension reduction (with one of the methods of quality analysis) is formation of a vector of secondary features  $\hat{y}$  by  $m$  dimension. Take place relation:  $m \ll n$ .

Fig. 8 shows an example of reducing the dimension of the CP features space by genetic selection of the most informative. Their use provides increased recognition accuracy.

Notation accepted:  $P_{CRi}$  - percentage of correct recognition at each iteration;  $m_{1i}, m_{2i}$  - corresponding recognition errors of the first and second kind for each iteration;  $N_{\hat{y}i}$  - iteration number;  $1\_i...12\_i$  - corresponding string labels for each iteration;  $\hat{P}_{CR}, \hat{m}_1, \hat{m}_2$  - respectively, the final results of the recognition quality assessment. Feature codes: 1 - feature is used, 0 - feature is not used.

It is quite obvious a significant increase in the basic parameters of recognition reliability.

	$y$												$m_{1i}$	$m_{2i}$	$P_{CRi}$	$N_{\hat{y}i}$		
	0	0	0	0	1	0	1	0	1	0	1	1	1	1	2	6	0.82979	1_i
	1	1	1	1	1	1	0	0	1	1	0	1	1	0	1	7	0.82979	
0	0	0	0	0	1	0	1	0	0	1	1	0	1	8	5	0.7234		
	1	1	1	1	1	0	1	0	1	0	1	1	1	1	2	2	0.91489	2_i
0	0	0	0	0	1	0	1	0	1	0	1	1	1	1	2	6	0.82979	
0	1	1	1	1	1	0	1	0	0	0	1	1	1	1	9	0	0.78723	
	0	0	0	0	1	0	1	0	1	0	1	0	1	1	2	6	0.82979	3_i
0	1	1	1	1	1	0	1	1	0	1	1	1	1	0	2	0.92744		
0	1	1	1	1	1	0	1	1	1	0	1	1	1	0	2	0.92744		
	0	1	1	0	1	0	0	0	1	0	1	1	1	3	5	0.82979	9_i	
0	1	1	0	1	0	0	1	1	0	1	1	1	1	1	3	0.91489		
0	1	1	0	1	1	0	0	1	0	1	1	1	1	1	8	0.80851		
	0	1	1	0	1	1	0	1	1	0	1	1	1	0	4	0.91489	10_i	
0	1	1	0	1	1	0	1	1	0	1	1	1	1	0	4	0.91489		
0	1	1	0	0	0	0	1	1	0	1	1	1	1	1	4	0.89362		
	0	1	1	0	0	0	0	1	1	1	1	1	1	1	6	0.85106	11_i	
0	1	1	0	0	0	0	1	1	1	1	1	1	1	1	6	0.85106		
0	1	1	0	0	0	0	1	1	1	1	1	1	1	1	2	0.92744		
	0	1	1	0	1	1	0	1	1	1	1	1	1	1	0	4	0.91489	12_i
0	1	1	0	1	1	0	1	1	1	1	1	1	1	1	0	4	0.91489	
0	1	1	0	1	1	0	1	1	1	1	1	1	1	1	0	4	0.91489	

$\hat{y}$        $\hat{m}_1$        $\hat{m}_2$        $\hat{P}_{CR}$

Figure 8 – A table of the results of genetic algorithm using for selecting the most informative characters, that provide increasing of reliability of CT states recognition

## 5. CONCLUSION

1. To increase the reliability of failures recognition, it is necessary to carry out the following developments: the formation of sets of direct and indirect features of CT states and failures; forming the corresponding state spaces; reducing their dimensionality by selecting the most informative features; construction of failures classifiers and necessary decision rules.

2. The typical failures of tools for roughing (by the example of cutters) are considered, examples of constructing the corresponding state spaces (with examples of state dynamics - from works states to failure state) are given. The

scheme of the system for indirect control (for determining the failure of incisors under shock loads) is given.

3. The models of uneven wear of CP cutters for finishing, a gradual increase in wear areas, the appearance of concomitant microdefects and the onset of failures, are presented.

4. Since flexible modules are equipped with tool stores (with a large number of tools for various types of processing), it becomes necessary to construct the corresponding sets of informative features of failures, and classifiers. This, in turn, requires the use of methods for selecting informative features. The analysis of these methods is carried out and the genetic method of features selecting is recommended for use.

**References:** 1. *Mamalis, A. G.* (2006). "Modern aspects of advanced manufacturing", Suchasni tehnologii u mashinobuduvanni, [Modern technologies in mechanical engineering], Vol, 2, Kharkiv, Ukraine, NTU "KhPI", pp. 58-73. 2. *Saravanan, R., Asokan, P. & Sachithanandam, M.* (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. 3. *Liang, S. Y., Hecker, R. L. & Landers, R.G.* (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. 4. *Zhang, X., Tsang, W.-M., Yamazaki, K. & Mori, M.* (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. 5. *Lu, Z., Ma, P., Xiao, J., Wang, M. & Tang, X.* (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. 6. *Derevianchenko A., Fomin A.* (2019) Elements of information support of cutting tools dynamics analysis / Cutting and Tools in Technological Systems. Kharkov: NTU «KhPI». V. 91 – pp. 14 – 23. doi: 10.20998/2078-7405.2019.91.02. 7. *Derevianchenko O., Fomin O.* (2019) Intelligent systems for CNB tools states hardened steel turning. Conference Book of ICACMCT-2019 (International Conference of Advanced Coating and Materials for Cutting Tools), November 21 – 23, Taizhou University, Zhejiang, China. 8. *Fomin, O., Pavlenko V., Derevianchenko O., Vodichev V., Ruban O.* (2019) An approach to the construction of a nonlinear dynamic model process cutting for diagnosis condition of tools. Applied Aspects of Information Technology, № 2(03), pp. 115–126. doi://10.15276/aait.02.2019.3. 9. *Povoroznyuk, A.I. & Somova, A.A.* (2008). Formirovanie sistemy informativnykh diagnosticheskikh priznakov na osnovanii kolichestvennogo vyrazheniya ih znachimosti, [Formation of a system of informative diagnostic features based on a quantitative expression of their significance], Herald of the National Technical University "KhPI", Series of "Informatics and Modeling", No. 24, pp. 137-141. 10. *Lenkov, S., Zhyrov, G., Zaitsev, D., Tolok, I., Lenkov, E.* (2017). "Features of modeling failures of recoverable complex technical objects with a hierarchical constructive structure", Eastern-European Journal of Enterprise Technologies, Vol 4, No. 4 (88), pp. 34-42. doi: 10.15587/1729-4061.2017.108395. 11. *Subbotin, S. & Oliinyk, A.* (2017). "The Sample and Instance Selection for Data Dimensionality Reduction, Recent Advances

Олександр Деревянченко, Олександр Фомін,  
Одеса, Україна

## **ЕЛЕМЕНТИ ПІДХІДУ ДО ПІДВИЩЕННЯ ДОСТОВІРНОСТІ РОЗПІЗНАВАННЯ ВІДМОВ РІЗАЛЬНИХ ІНСТРУМЕНТІВ**

**Анотація.** Сучасні автоматизовані виробництва широко використовують відповідні верстати – гнучкі виробничі модулі. Ці системи працюють з обмеженою участю операторів, з їх частковим втручанням (при необхідності) в процеси керування верстатами. Тому усі технологічні операції, процеси контролю та діагностування повинні бути автоматизовані. Найбільша кількість відмов гнучких модулів припадає на відмови різальних інструментів. Мають місце як поступові їх відмови - внаслідок зношування, так і раптові відмови – внаслідок руйнування різальної частини (РЧ). Очевидна необхідність розробки відповідного підходу, методів та систем автоматичного розпізнавання відмов інструментів. Своєчасне виявлення відмов дозволяє припинити процес обробки, запобігти пошкодженню деталей. Для цього необхідно створювати відповідні системи моніторингу, для яких розробляється відповідне математичне та програмне забезпечення. Достовірність розпізнавання визначається такими характеристиками, як вірогідність вірного розпізнавання, значення похибок першого та другого роду. Вони безпосередньо залежать від якості ознак та класифікаторів відмов. Для підвищення достовірності розпізнавання відмов необхідне виконання таких розробок: формування наборів прямих та непрямих ознак станів та відмов РЧ інструментів; побудова відповідних просторів станів; скорочення розмірності просторів станів шляхом відбору найбільш інформативних ознак; побудова класифікаторів відмов інструментів та необхідних вирішальних правил. Розглянуто характерні відмови інструментів для чорнової обробки (на прикладі різців), приведено приклади побудови відповідних просторів станів (з прикладами динаміки станів – від станів працездатності до стану відмови). Приведено схему системи непрямого контролю для визначення відмов різців в умовах ударного навантаження. Приведено моделі нерівномірного зношування РЧ різців для чистової і фінішної обробки, поступового зростання площини зношування, появи супутніх мікродефектів та виникнення відмов. Оскільки гнучкі модулі оснащені інструментальними магазинами з великою кількістю інструментів для різних типів обробки, виникає необхідність побудови відповідних множин інформативних ознак станів відмов та класифікаторів. Це, в свою чергу, потребує використання методів відбору інформативних ознак. Проведено аналіз цих методів та запропоновано до використання генетичний метод відбору ознак як найбільш ефективний.

**Ключові слова:** відмови різальних інструментів; розпізнавання; інформативні ознаки.

**ЗМІСТ**

<b>Grabchenko A., Fedorovych V., Pyzhov I., Ostroverkh Y., Kozakova N.</b> Theoretical reasoning for efficient use of micro powders in diamond wheels on metallic bonds .....	3
<b>Коломиец В., Ридный Р., Никифоров А., Клименко С.</b> Упрочнение поверхностного слоя наплавленных деталей при точении резцами с ПКНБ «КИБОРИТ» .....	12
<b>Kundrák J., Sztankovics I., Lukács F.</b> Comparative analysis of hard machined bores based on the roughness and accuracy .....	19
<b>Kundrák J., Makkai T., Nagy A., Emri G.</b> Roughness of aluminum surfaces face milled with a diamond tool .....	26
<b>Molnár V., Deszpoth I., Kundrák J., Markopoulos A.P.</b> Efficiency of material removal and machining in cutting .....	35
<b>Манохін А., Клименко С.</b> Вплив теплопровідності покриття на зміну градієнта температури в інструменті з ПКНБ .....	48
<b>Мироненко Є., Міранцов С., Гузенко В., Гузенко Д.</b> Програмно-математичний комплекс для багатокритеріальної оптимізації параметрів токарної обробки на важких верстатах .....	53
<b>Мицик А., Федорович В., Грабченко А.</b> Механо-фізико-хімічне моделювання процесу руйнування поверхні деталі у вільному абразивному середовищі .....	62
<b>Mgherony A.W., Mikó B., Drégelyi-Kiss Á.</b> Design of experiment in investigation regarding milling machinery .....	68
<b>Nagy A., Kundrak J.</b> Changes in the values of roughness parameters on face-milled steel surface .....	85
<b>Kundrák J., Nagy A., Markopoulos A.P., Karkalos N.E., Skondras-Giousios D.</b> Experimental study on surface roughness of face milled parts with round insert at various feed rates .....	96
<b>Kostyuk G., Melkozirova O., Kostyuk E., Shirokiy Iyr.</b> Prospects for producing nanostructures in the Volume of parts under the action of plasma flows .....	107

<i>Олійник С., Калафатова Л.</i> Аналіз схеми обробки складнопрофільних оболонок обертання .....	122
<i>Саградян А., Агбальян С., Мартиросян А., Ордян Н., Погосян Х.</i> Изучение возможностей оптимизации технологии изготовления алмазных инструментов на металлической связке.....	136
<i>Sztankovics I., Nagypál G.</i> Surface quality of honed bores as a function of pressure force.....	144
<i>Степанов М., Литовченко П., Иванова М., Иванова Л.</i> Теплообмен в системе применения СОЖ шлифовальных станков .....	151
<i>Якимов А., Бовнегра Л., Уминський С., Тонконогий В., Смірнова Ю.</i> Відносний знос переривчастих шліфувальних кругів з надтвердих матеріалів.....	161
<i>Пижов І., Федорович В., Волошкіна І.</i> До особливостей встановлення коефіцієнта шліфування при обробці ПНТМ .....	170
<i>Ferencsik V., Varga G.</i> Investigation of shape correctness of diamond burnished low alloyed aluminium components .....	179
<i>Tamás P.</i> Simulation investigational method for determining the performance characteristics of logistics systems .....	188
<i>Yakimov A., Bovnegra L., Uminsky S., Tonkonogyi V., Shichireva Y.</i> Wear grinding wheels with precise working surface .....	197
<i>Хавин Г., Чжівень Х.</i> Моделирование микрогеометрии инструмента в процессе его изнашивания при резании композиционных материалов.....	208
<i>Клименко Г., Васильченко Я.</i> Моделювання надійності збірних інструментів для важких токарних верстатів.....	225
<i>Derevianchenko A., Fomin O.</i> Elements of approach to increase reliability of cutting tools failures recognition .....	233

Наукове видання

**РІЗАННЯ ТА ІНСТРУМЕНТИ  
в технологічних системах**

Міжнародний науково-технічний збірник

**Випуск № 92**

Укладач *д.т.н., проф. О.М. Шелковий*

Оригінал-макет *А.М. Борзенко*

Відп. за випуск *к.т.н., проф. С.В. Острочерх*

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