

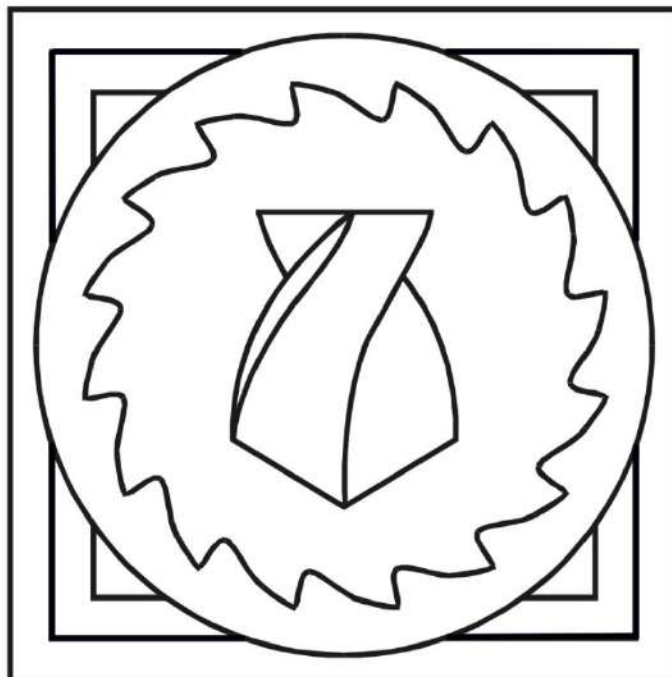
ISSN 2078-7405

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ ТА НАУКИ УКРАЇНИ

РІЗАННЯ ТА ІНСТРУМЕНТИ

В ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМАХ

90'2019



МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ
НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ
«Харьковский Политехнический Институт»

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

**РЕЗАНИЕ
И
ИНСТРУМЕНТ
В технологических системах**

**CUTTING & TOOL
IN TECHNOLOGICAL SYSTEM**

**Международный научно-технический сборник
International Scientific-Technical Collection**

*Основан в 1966 г. М. Ф. Семко
Found by M. F. Semko in 1966*

**ВЫПУСК 90
Edition № 90**

Харьков НТУ «ХПИ» – 2019 – Kharkiv NTU «KhPI»

ББК 34.63
УДК 621.91

Державне видання
Свідоцтво Державного комітету телебачення і радіомовлення України
КВ № 7840 від 8 вересня 2003 року
Друкується за рішенням Вченої Ради НТУ "ХПИ",
протокол № 2 від 25.01.2019 р.

Редакционная коллегия:

*А. И. Грабченко, д.т.н. (отв. ред.), М. Д. Узунян, д.т.н. (зам. отв. ред.),
Н. В. Везуб, д.т.н., Ю. Н. Внуков, д.т.н.,
В. Л. Доброскок, д.т.н., М. Кавалец, проф., Я. Кундрак, д.т.н.,
П. П. Мельничук, д.т.н., В. К. Старков, д.т.н., Ю. В. Тимофеев, д.т.н.,
Р. С. Турманидзе, д.т.н., В. А. Фадеев, проф.,
В. А. Федорович, д.т.н., Ф. Я. Якубов, д.т.н., Н. В. Крюкова (отв. секр.)*

В сборнике представлены научные статьи, в которых затрагиваются актуальные вопросы в области механической обработки различных современных материалов с применением высокопроизводительных технологий, новых методик, измерительных приборов для контроля качества обработанных поверхностей и высокоэффективных режущих инструментов. Затронуты аспекты оптимизации и математического моделирования на различных этапах технологического процесса.

Для инженеров и научных сотрудников, работающих в области резания материалов, проектирования режущих инструментов в технологических системах.

В апреле 2013 г. научный сборник «Резание и инструмент в технологических системах» включен в справочник периодических изданий базы данных Ullrich's Periodicals Directory (New Jersey, USA)

P34 Резание и инструмент в технологических системах:
Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2019. – Вып. 90. – 313 с.

Адрес редакционной коллегии: 61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2, Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт», кафедра «Интегрированные технологии машиностроения» им. М.Ф. Семко, тел. +38 (057) 706-41-43.

ББК 34.63

Материалы воспроизведены с авторских оригиналов
НТУ «ХПИ», 2019

UDC 621.9

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

INVESTIGATION OF THE EFFECT OF DEPTH OF CUT AND CUTTING SPEED ON CUTTING FORCES DURING FACE MILLING OF STEEL WITH A RECTANGULAR CUTTING INSERT

In metal machining processes, the achievement of a sufficiently high material removal rate is desirable. Material removal rate can be increased to the desired value by an increase of feed rate value and also by increase of cutting speed or depth of cut values. However, as it is also required that surface quality and deformation should be within the acceptable limits, it is necessary to control them by selecting the appropriate process parameters values. In this study, face milling experiments are conducted in order to investigate the effect of using different values of depth of cut and cutting speed on the cutting forces and specific cutting forces. A comparison between the experimental results from cases with constant feed rate and two different depths of cut at four different cutting speed values, ranging from 100 to 400 m/min is conducted. After the subsequent analysis of the results, conclusions on the effect of depth of cut and cutting speed on cutting forces and specific cutting forces are drawn.

1. INTRODUCTION

Machining processes are always of great importance when fabrication of metallic parts with high surface quality and integrity and high dimensional and geometric accuracy is required. At the same time, the achievement of the aforementioned goals should be consistent with the achievement of high efficiency of the material cutting process. Especially, by employing face milling, it is possible to produce flat surfaces of excellent quality as well as to achieve acceptable surface integrity.

In the previous works of our scientific team [1-3], experiments were conducted in order to determine the dependence of face milling outcome, namely cutting forces and surface roughness, on the variation of feed rate. Thus, in the present work it is desired to analyze the effect of different depths of cut and cutting speeds to the cutting forces and specific cutting forces during face milling.

Regarding cutting speed, it is almost undisputable that it has an inverse effect on cutting forces; thus, an increase of cutting speed leads to a decrease of cutting forces. This decrease can be observed in all force components and especially in F_x and F_y components [4, 5] and occurs in both up and down milling cutting modes [5]. Furthermore, this trend is shown to exist even at large speeds, up to 3000 m/min [5, 6]. However, opinions are divided on whether the effect of cutting speed on cutting forces is significant or not with most researchers stating that it is lower than the effect of feed rate or depth of cut [7-9].

The decrease of cutting forces with increase of cutting speed is attributed either to the increase of temperature which leads to workpiece material softening [5] or to the lower tendency of built-up edge generation at high speeds, something that leads to more stable cutting [10]. This decrease of cutting forces is mostly reported to be almost linear [6, 11, 12] with some researchers reporting non-constant decrease rate [7].

Regarding depth of cut, it is shown, in every case, that its increase leads to an increase in cutting forces. As with cutting speed, its effect is more profound in F_x and F_y components whereas F_z is the least affected force component [4]. Furthermore, this effect can be undoubtedly observed in both symmetric and asymmetric milling [9]. Most researchers state that the depth of cut has a significant effect on cutting forces, along with feed rate [8-10]. The increase of cutting forces with an increase of depth of cut is attributed to an increase of tool-workpiece contact length [5] and the increase of cross-sectional area of uncut chip [4]. This increase is found, at least partially, non-linear, especially at higher depths of cut [6, 11, 12].

2. EXPERIMENTAL CONDITIONS

In the present work, face milling experiments with a milling head having a single cutting insert were performed in steel workpieces. The aim of the research is to determine quantitatively the effect and relative importance of depth of cut and cutting speed on cutting forces and specific cutting forces during face milling, determining also the variation of the increasing or decreasing trend of cutting forces due to variation of these parameters. In particular, the investigation of process parameters effect on specific cutting forces is rarely conducted in the relevant literature and thus, it will be of significant interest.

All the experiments were conducted on a PerfectJet MCV-M8 vertical machining center. The details concerning the cutting insert and milling head are presented in Table 1, along with the process parameters values.

Table 1 Experimental conditions

Machine Tool	PerfectJet MCV-M8 vertical machining centre
Cutting insert	Sandvik R215.44-15T308M-WL GC4030 coated carbide insert ($\kappa_r=90^\circ$; $\gamma_o=0^\circ$; $\alpha_o=11^\circ$; $r_\epsilon=0.8$ mm)
Milling head type	Sandvik R252.44-080027-15M face milling head ($D_s=80$ mm)
Workpiece material	Normalized C45 (1.0503) carbon steel (HB=180)
Workpiece dimensions	Width: 58 mm, Length: 50 mm
Cutting speed v_c [m/min]	100, 200, 300, 400
Depth of cut a_p [mm]	0.4, 0.8
Feed rate f_z [mm/tooth]	0.4

Experiments with a constant feed rate of 0.4 mm/tooth, two different cutting depth values, namely 0.4 and 0.8 mm and four different cutting speed values in the range of 100 to 400 m/min are conducted. All the experiments are performed under dry machining conditions. During the experiments, the three components of force, namely F_x , F_y , F_z were measured in a coordinate system relative to the workpiece by a Kistler 9257A dynamometer. The measured signal was amplified using three Kistler 5011A charge amplifiers. The data were sent to a PC using a Compact DAQ-9171 data collector by National Instruments Company and finally the data were recorded on the PC using software prepared in the LabView programming language.

3. EXPERIMENTAL RESULTS AND DISCUSSION

After the experiments were carried out, analysis of the obtained results was conducted. For each experiment, force diagrams were processed in order to determine the maximum values for each force component, namely F_x , F_y and F_z . For each component of forces, for all depths of cut and cutting speeds, the obtained maximum force values are depicted in Figure 1.

From the results presented in the left column of Figure 1, it can be clearly observed that an increase in cutting speed leads to a decrease of cutting forces in most cases and an increase of depth of cut results in an increase of cutting forces, as it was anticipated. Furthermore, F_y component is shown to have larger values than the other two force components. These results are consistent with results reported in the relevant literature [4, 5, 7]. Moreover, the calculation of ratio of change of forces between cases with different depth of cut values was conducted by using the following formula:

$$\text{ratio of change} = \left| \frac{F_{a_p=0.8}}{F_{a_p=0.4}} \right| \quad (1)$$

From the observed trends, it was revealed that the difference between force values at different depths of cut has an increasing trend for F_x and F_y components, whereas in the case of F_z component, it is almost constant. For F_x and F_y a change between $a_p=0.4$ mm and 0.8 mm results in 1.5 to 2 times increase in cutting force value whereas, for F_z the increase is almost 1.25 times. Among the three force components, F_x was found to be more significantly affected by the variation of depth of cut, a conclusion that can be observed by the largest slope of the regression trend line in that case.

Regarding the cutting speed, the ratio of change of force values for cases between 100 and 400 m/min was also calculated for both values of depth of cut, as the ratio of cutting force component value at 100 m/min divided by the cutting force component value at 400 m/min. It was found that, for F_x , F_y and F_z components of force, the ratio of change of forces between the cases at 100 and

400 m/min was 1.49, 1.15 and 1.05, respectively at $a_p=0.4$ mm and 1.31, 1.06 and 0.98, respectively at $a_p=0.8$ mm.

Thus, it can be attested that, F_x component was the most affected by the variation of cutting speed, F_z component was almost unaffected and the impact of cutting speed on cutting forces was more significant at the lowest value of depth of cut.

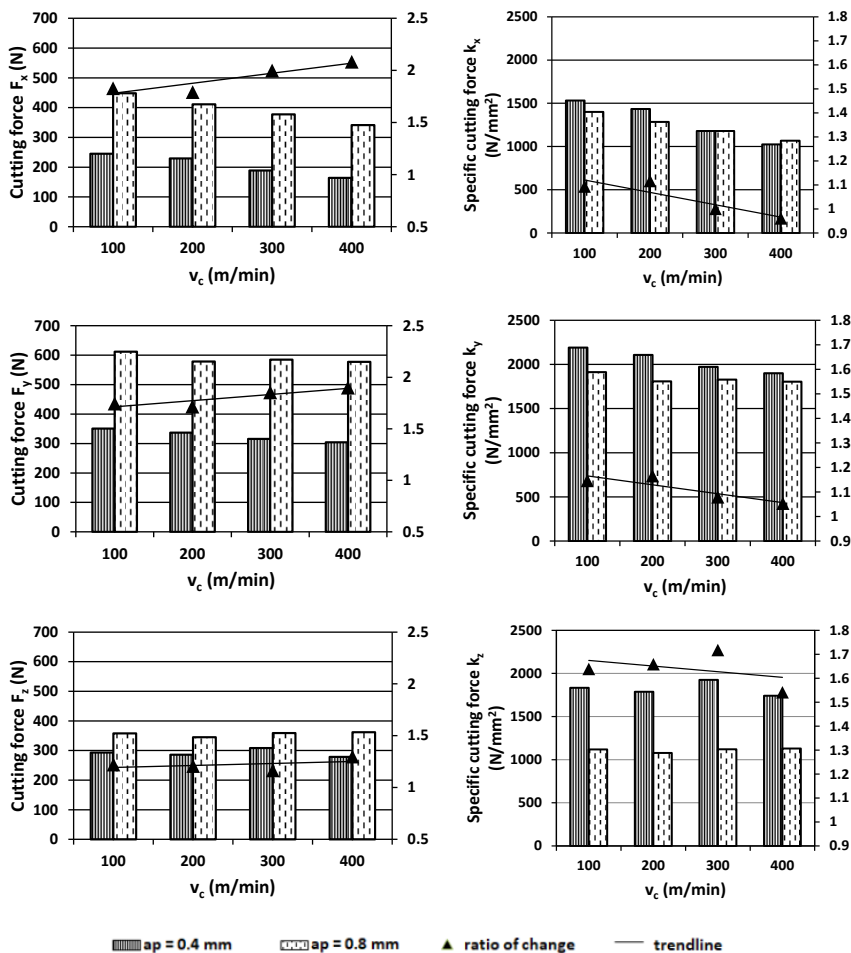


Figure 1 – Cutting force (left column) and specific cutting force (right column) components values for cases with different depths of cut and cutting speeds

Finally, if the effect of depth of cut on cutting forces is compared to that of cutting speed, it is shown that for a 2-fold increase of depth of cut, the variation of cutting forces is larger than for a 4-fold increase of cutting speed; thus, it is revealed that the depth of cut has a more significant effect on cutting forces.

After the effect of depth of cut and cutting speed on cutting forces was determined, it was considered important to determine the effect of depth of cut and cutting speed on specific cutting forces as well. Specific cutting forces are calculated as the ratio of cutting forces components to the chip cross-section value (A_c) and are closely related to the loading on the cutting insert [1]. For each cutting force component, the relevant specific cutting force component is denoted as k_i where $i=x$ or y or z .

From the results presented in the right column of Figure 1, it can be seen that an increase of cutting speed results in a decrease of specific cutting forces in most cases, especially for k_x and k_y components and an increase of depth of cut leads also to a decrease of specific cutting forces. Similarly with the case of cutting forces, the k_y component is largest between the three components of specific cutting forces.

From the calculated values of ratio of change of specific cutting forces between cases with different depths of cut, it can be seen that for all three specific cutting force components, there is a decreasing trend with an increase of cutting speed. The largest values for the ratio of change are observed for k_z , which is decreased almost 1.5 times with an increase of depth of cut, whereas the lowest values are observed for k_x . Regarding the cutting speed, the ratio of change of specific cutting forces between cases with cutting speed of 100 m/min and 400 m/min is also calculated. It was found that, for k_x , k_y and k_z components of specific cutting force, the ratio of change of specific cutting forces between the cases at 100 m/min and 400 m/min was 1.49, 1.15 and 1.05, respectively at $a_p=0.4$ mm and 1.31, 1.06 and 0.99, respectively at $a_p=0.8$ mm. Thus, k_x was more affected from the change in cutting speed whereas the other two components of specific cutting forces were less affected by this change, especially at $a_p=0.8$ mm.

Thus, in the case of specific cutting forces, it was observed that the variation of cutting speed was less important than the variation of depth of cut, but in this case the difference in the effect of these two parameters was lower than the difference observed in the case of cutting forces.

4. SUMMARY

Milling experiments were performed by rectangular inserts with the aim of studying the change of cutting forces and specific cutting forces as function of cutting speed.

All of the three components of cutting force increased, as the depth of cut also increased from 0.4 mm to 0.8 mm. F_z was less affected, while F_x and F_y

increased equally, approximately to their double. The magnitude of the increase was higher for cutting speed v_c . The values of the specific cutting forces k_x and k_y decreased by the increase of cutting speed. Such a tendency cannot be observed in the values of k_z . The values of k_x and k_y are about the same at the two depths of cut, while the values of k_z decrease significantly, namely 1.5 to 1.7-fold.

This means that the cutting force F_c , acting on the insert, changes proportionally with the change of depth of cut, and this ratio is maintained with the different cutting speeds, too, while the change of cutting speed practically does not affect its value.

ACKNOWLEDGEMENTS

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

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

Both supports are gratefully acknowledged.

References: 1. *Kundrák, J., Markopoulos, A.P., Makkai, T., Deszpoth, I., Nagy, A.*: Analysis of the effect of feed on chip size ratio and cutting forces in face milling for various cutting speeds, *Manufacturing Technology* 18(3), pp. 431-438. (2018). 2. *Kundrák, J., Makkai, T., Markopoulos, A.P.*: Investigating the impact of feed and cutting speed on cutting forces for the increase of surface removal rate in face milling, *Cutting & Tools in Technological Systems: NTU ‘KhPI’* 87, pp.126-132. (2017). 3. *Kundrák, J., Makkai, T., Deszpoth, I., Nagy, A.*: Investigation of cutting force in face milling, *Cutting & Tools in Technological Systems: NTU ‘KhPI’* 87, pp.118-125. (2017). 4. *Subramanian, M., Sakthivel, M., Sooryprakash, K., Sudharakan, R.*: Optimization of cutting parameters for cutting force in shoulder milling of Al7075-T6 using response surface methodology and genetic algorithm, *Procedia Engineering* 64, pp. 690-700. (2013). 5. *Čekić, A., Begić-Hajdarević, Đ., Kulenović, M.*: Effect of the cutting parameters on cutting forces in high speed face milling, *Tehnčki Vjesnik* 20(5), pp.775-780. (2013). 6. *Ghoreishi, R., Roohi, A.H., Ghadikolaei, A.D.*: Analysis of the influence of cutting parameters on surface roughness and cutting forces in high speed face milling of Al/SiC MMC, *Materials Research Express* 5(8), 086521. (2018). 7. *Kaya, E., Akyüz, B.*: Effects of cutting parameters on machinability characteristics of Ni-based superalloys: a review, *Open Engineering* 7, pp. 330-342. (2017). 8. *Ghani, J.A., Choudhury, I.A., Hasan, H.H.*: Application of Taguchi method in the optimization of end milling parameters, *Journal of Materials Processing Technology* 145, pp. 84-92. (2004). 9. *Ayut, Ş., Kentli, A., Gülmez, S., Yazıcıoğlu, O.*: Robust multiobjective optimization of cutting parameters in face milling, *Acta Polytechnica Hungarica* 9(4), pp. 85-100. (2012). 10. *Xu, C., Dou, J., Yuzhen, C., Huaiyuan, L., Zhicheng, S., Jing, X.*: The relationships between cutting parameters, tool wear, cutting force and vibration, *Advances in Mechanical Engineering* 10(1), pp. 1-14. (2018). 11. *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). 12. *Subramanian, A.V.M., Nachimuthu, M.D.G, Cinnasamy, V.*: Assessment of cutting force and surface roughness in LM6/SiC_p using response surface methodology, *Journal of Applied Research and Technology* 15, pp. 283-296. (2017).

UDC 621.9

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

INFLUENCE OF DEPTH OF CUT AND CUTTING SPEED ON CUTTING FORCES IN FACE MILLING UNDER CONSTANT CHIP CROSS-SECTION CONDITIONS

In various high-end industries such as the automotive and the aerospace industry, face milling is one of the most preferred solutions for the fabrication of flat surfaces with high quality. During machining it is desired to achieve the required result with high efficiency. However, attention should be paid so that forces are kept within acceptable limits for maintaining energy consumption and loading of machine tool at relatively low levels. Thus, it is important to determine the influence of process conditions, such as depth of cut or cutting speed, on cutting forces. In this study, this is attempted by conducting experiments at two different depths of cut and four different cutting speeds for cases with the same chip cross-section value. After analysis of obtained results, useful conclusions on the influence of these parameters on cutting forces are presented.

1. INTRODUCTION

Face milling process has long been considered appropriate for the efficient manufacturing of prismatic surfaces of a large variety of components in industrial practice. The expected goals of the manufacturing process are not only the rendering of the appropriate geometric shapes and dimensions but also surface integrity of the workpiece as well as high productivity must be ensured. By controlling the cutting forces occurring due to tool-workpiece interaction during milling, it is possible to achieve lower damage of the workpiece, lower energy consumption of the machine tool and prolong cutting tool life. Efficient control of cutting forces can be managed by selecting the appropriate process parameters values. Previous research [1-3] has demonstrated that it is possible by varying feed rate values. Thus, in the present study, the effect of varying depth of cut and cutting speed values will be analyzed.

The correlation of depth of cut and cutting speed with cutting forces during milling as well as their relative impact on them has already being a topic of interest in the relevant literature. It was shown that, by increasing cutting speed, it is possible to obtain lower cutting forces and particularly, the x and y component of cutting forces are more significantly influenced from this change. This effect is existent also when milling at very high speeds, namely during High Speed Milling (HSM) and does not differ a lot in up and down milling [4]. The trend of cutting force decrease is described mostly as linear [5] but it was sometimes reported that the decrease can have a non-constant rate [6].

Although the effect of cutting speed on cutting forces is generally acknowledged, its relative importance compared to that of other process parameters is not always certain; thus, it is usually stated that it has a lower significance regarding cutting forces [6, 7], but in some cases the opposite is stated [8]. The explanation on the influence of cutting speed on cutting forces can be related to the fact that increased temperatures due to higher cutting speed result in softening of workpiece material [4].

By increasing the depth of cut, it is inevitable that all cutting force components will increase, with the most significantly affected force components being F_x and F_y . The variation of depth of cut is shown to have a significant effect on cutting forces [7] and the increase of cutting forces with increased depth of cut can be non-linear, mostly at higher values [5, 9]. The reason for the increase of cutting forces with the increase of depth of cut is considered to be the increase of tool-workpiece contact length and subsequently the increased cross-sectional area of the uncut chip which is removed [4, 10].

2. EXPERIMENTAL CONDITIONS

In the present work, face milling experiments are carried out under various process conditions on C45 carbon steel workpieces with a hardness value of HB180. The experiments are conducted with a milling head with a single cutting insert mounted on it. The aim of the present research is the determination of the influence of depth of cut and cutting speed on cutting forces and specific cutting forces during face milling. Additionally, their relative importance in cases where the chip cross-sectional area, denoted as A_c , is constant whereas depth of cut and feed rate values are chosen so that A_c remains constant.

The experiments are with a constant A_c value of 0.32 mm^2 , two different depths of cut, namely 0.4 mm and 0.8 mm, two different feed rate values, namely 0.4 mm/tooth and 0.8 mm/tooth and four different cutting speed values in the range of 100 to 400 m/min. All the experiments are performed under dry machining conditions and during the experiments, components of force, namely F_x , F_y , F_z are measured in a coordinate system relative to the workpiece by a Kistler 9257A dynamometer. The measured signal is then amplified using three Kistler 5011A charge amplifiers. Finally the data are transferred to a PC using a Compact DAQ-9171 data collector by National Instruments Company. The recording of force data is conducted using software prepared in the LabView programming language. Other experimental conditions include:

- Machine Tool: PerfectJet MCV-M8 vertical machining centre
- Cutting insert: Sandvik R215.44-15T308M-WL GC4030 coated carbide insert ($\kappa_r=90^\circ$; $\gamma_o=0^\circ$; $\alpha_o=11^\circ$; $r_\varepsilon=0.8 \text{ mm}$)

- Milling head type: Sandvik R252.44-080027-15M face milling head ($D_s=80$ mm)
- Workpiece dimensions: 58 mm width, 50 mm length

3. EXPERIMENTAL RESULTS AND DISCUSSION

After the experimental work is completed, diagrams for each cutting force component are recorded and then appropriately processed in order to determine the maximum cutting force values for each force component during face milling. The maximum values for F_x , F_y and F_z are plotted in Figure 1, in respect to cutting speed and depth of cut values.

It can be seen from the results depicted in Figure 1 that the increase of cutting speed values results in a clear decrease of F_x and F_y cutting force components in the majority of cases, whereas the increase of depth of cut is leading to an increase of cutting forces. These results are in accordance with the ones observed in other experimental works in the relevant literature [4, 5, 9-11]. From all cases, it can be seen that the y-component of cutting forces exhibits the largest values compared to the other two force components. However, F_z values do not exhibit the same trends and particularly a slight decrease of F_z value was observed with higher depth of cut.

In order to investigate the effect of depth of cut and cutting speed on the cutting force components, it is required to compute the variation of cutting forces in respect to the variation of depth of cut or cutting speed values. The ratio of change of forces between cases with different depth of cut values can be computed as follows: ratio of change = $|F_{a_p=0.8}/F_{a_p=0.4}|$. From the diagrams plotted in Figure 1, it can be observed that the difference between forces values at $a_p=0.4$ mm and $a_p=0.8$ mm is clearly increased in the case of F_x and F_y components of cutting forces. In the case of F_z the trend is similar with the trend observed for the other two cutting forces components but as the ratio values are below 1, it indicates that, actually, the difference between the force values at $a_p=0.4$ mm and $a_p=0.8$ mm is decreasing as the ratio approaches the value 1.0. The difference between force values at the two different depths of cut is more evident in the case of F_x component, as the increase is almost 1.3 times, whereas for F_y it is 1.1 times and for F_z it is almost 0.95 times, meaning that F_z actually is almost constant with increasing depth of cut. These trends can be also deduced from the difference observed in the slopes of the regression trend lines in each case. If the same calculation of ratio of change of cutting forces is conducted between cases with cutting speed values of 100 m/min and 400 m/min, the influence of cutting speed on cutting forces can be determined. The calculations can be conducted on both cases with $a_p=0.4$ mm and $a_p=0.8$ mm. For the F_x component, the force value is 1.41 times higher at 100 m/min than at 400 m/min for $a_p=0.4$ mm, whereas for

$a_p=0.8$ mm it is 1.31 times higher. In the case of F_y component, this increase is 1.08 times in the case of $a_p=0.4$ mm and 1.06 times in the case of $a_p=0.8$ mm. Finally, for F_z component the increase is 1.16 times in the case of $a_p=0.4$ mm and 0.99 times in the case of $a_p=0.8$ mm. Thus, it is clear that the variation of cutting speed affects F_x more significantly than the other two components of force and also the ratio of change is larger at lower depth of cut value.

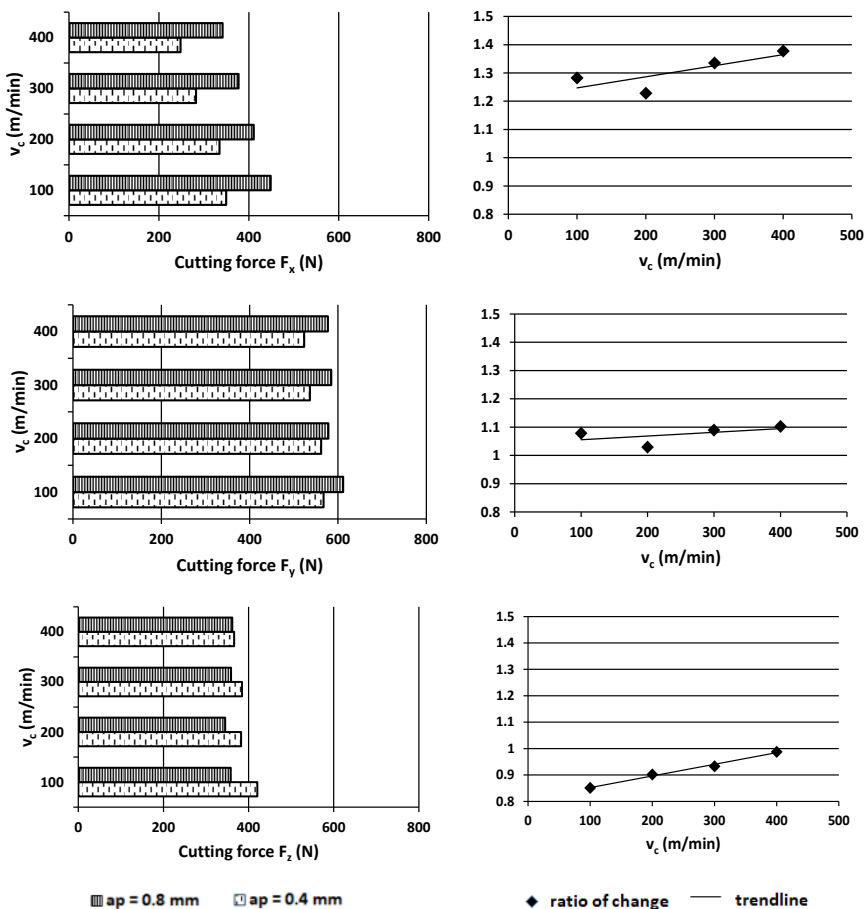


Figure 1 – Cutting forces for two different depths of cut and four different cutting speeds (left column) and ratio of change of forces between different depths of cut for various cutting speeds (right column)

Furthermore, it can be revealed that the effect of depth of cut is more significant than the effect of cutting forces as a 4-fold variation of cutting speed has almost the same effect as a 2-fold variation of depth of cut.

In Figure 2, the results regarding the specific cutting forces are presented. The specific cutting forces are calculated as the ratio of cutting forces components to the chip cross-section value. In the present case, the variation of specific cutting forces in respect to variations of depth of cut and cutting speed is similar to the one observed in the case of cutting forces, as A_c value is the same in all cases.

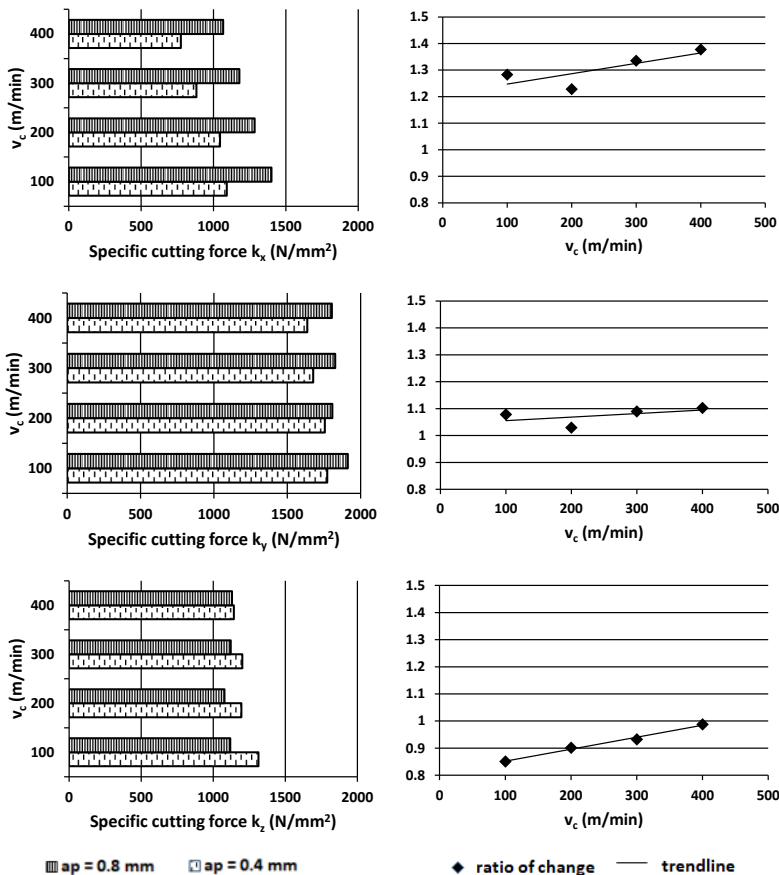


Figure 2 – Specific cutting forces for two different depths of cut and four different cutting speeds (left column) and ratio of change of specific forces between different depths of cut for various cutting speeds (right column)

4. SUMMARY

At the reported experiments it was confirmed that by maintaining the value of A_c constant, increasing feed, i.e. a_p/f_p ratio decreased, the cutting force decreases and so does the taken up performance. In this paper the increase of depth of cut, with A_c constant, i.e. an increase of a_p/f_p ratio, an increasing effect on the change of the cutting force is observed. The increase of a_p increases F_x component, while the value of F_y increases slightly. However, the value of F_z decreases slightly. This characteristic is similar at each cutting speed in the examined range. The ratio of change showed that the change is small, therefore, the change of depth of cut does not limit the choice of cutting data, namely the Technological Plan.

ACKNOWLEDGEMENTS

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

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

Both supports are gratefully acknowledged.

References: 1. *Kundrák, J., Makkai, T., Markopoulos, A.P.*: Investigating the impact of feed and cutting speed on cutting forces for the increase of surface removal rate in face milling, *Cutting & Tools in Technological Systems: NTU ‘KhPI’ 87*, pp.126-132. 2. *Kundrák, J., Makkai, T., Deszpoth, I., Nagy, A.*: Investigation of cutting force in face milling, *Cutting & Tools in Technological Systems: NTU ‘KhPI’ 87*, pp.118-125. (2017). 3. *Kundrák, J., Markopoulos, A.P., Makkai, T., Deszpoth, I., Nagy, A.*: Analysis of the effect of feed on chip size ratio and cutting forces in face milling for various cutting speeds, *Manufacturing Technology 18*(3), pp. 431-438. (2018). 4. *Čekić, A., Begić-Hajdarević, D., Kulenović, M.*: Effect of the cutting parameters on cutting forces in high speed face milling, *Tehnički Vjesnik 20*(5), pp.775-780. (2013). 5. *Subramanian, A.V.M., Nachimuthu, M.D.G, Cinnasamy, V.*: Assessment of cutting force and surface roughness in LM6/SiC_p using response surface methodology, *Journal of Applied Research and Technology 15*, pp. 283-296. (2017). 6. *Kaya, E., Akyüz, B.*: Effects of cutting parameters on machinability characteristics of Ni-based superalloys: a review, *Open Engineering 7*, pp. 330-342. (2017). 7. *Ghani, J.A., Choudhury, I.A., Hasan, H.H.*: Application of Taguchi method in the optimization of end milling parameters, *Journal of Materials Processing Technology 145*, pp. 84-92. (2004). 8. *Malghan, R.L., Rao, M.C.K., Arun Kumar, S., Rao, S.S., D’Souza, J.*: Effect of process parameters in face milling operation and analysis of cutting force using indirect method, *Materials and Manufacturing Processes 33*(13), pp. 1406-1414. (2018). 9. *Kilickap, E., Yardimeden, A., Çelik, Y.H.*: Mathematical modelling and optimization of cutting force, tool wear and surface roughness by using artificial neural network and response surface methodology in milling of Ti-6242S, *Applied Sciences 7*, 1064. (2017). 10. *Subramanian, M., Sakthivel, M., Sooryprakash, K., Sudharakan, R.*: Optimization of cutting parameters for cutting force in shoulder milling of Al7075-T6 using response surface methodology and genetic algorithm, *Procedia Engineering 64*, pp. 690-700. (2013). 11. *Yalcin, U., Karaoglan, A.D., Korkut, I.*: Optimization of cutting parameters in face milling with neural networks and Taguchi based on cutting force, surface roughness and temperatures, *International Journal of Production Research 51*(11), pp. 3404-3414. (2013).

УДК 621.55

Г.П. Кремнев, канд. техн. наук, В.Б. Наддачин, канд. техн. наук,
А.А. Оргиян, д-р техн. наук, Одесса, Украина,
Е.Г. Бердичевский, канд. техн. наук, Великий Новгород, Россия

КАК ЛУЧШЕ ГОТОВИТЬ СПЕЦИАЛИСТОВ ПО ИННОВАЦИОННЫМ ТЕХНОЛОГИЯМ

Автори на базі вимог стандарту про вищу освіту сформулювали перелік компетенцій, знань і умінь спеціаліста з прикладної механіки і навели навчальні посібники, в яких студент може отримати таку інформацію.

На основе требований стандарта о высшем образовании авторами сформулирован перечень компетенций, знаний и умений специалиста по прикладной механике и представлены подготовленные ими учебные пособия, в которых студент может получить нужную информацию.

Based on the requirements of the standard on higher education, the authors formulated a list of competencies, knowledge and skills of a specialist in applied mechanics and presented training manuals prepared by them, in which the student can obtain the necessary information.

В сегодняшних реалиях развития машиностроения как никогда ранее основная нагрузка приходится на тех специалистов (бакалавров и магистров), которые приходят после ВУЗа на производство, и в условиях рыночной экономики они должны эффективно вписаться в любой коллектив и решать гораздо более широкий набор задач, связанных с инновационными технологиями, чем это было ранее.

К сожалению, необходимо отметить, что основная масса студентов – это школьники, не ориентированные профессионально, не имеющие никаких представлений о современном машиностроительном производстве. Его структуре, подразделениях, процессах получения деталей и заготовок, современном оборудовании и др., а отсюда в дальнейшем будут возникать серьезные проблемы при изучении курсов проектирования инновационных технологий и не только.

Одним из доступных путей компенсации такого пробела мог бы быть путь разработки современных учебных пособий, в которых, в отличие от прежних учебников, более подробно и развернуто описываются некоторые процессы, разделы, посвященные именно инновационным технологиям, и сложностям работы с ними.

Правда, это может привести к серьезному росту объектов пособий. Кроме того, пособия ориентированы на рабочие планы подготовки бакалавров с весьма ограниченным количеством кредитов по курсам.

Увеличение объемов СРС в планах, расширение дистанционных методов обучения, отсутствие современных пособий, мы полагаем, является основанием, чтобы пособия следовало бы сделать такими, чтобы они прямо формировали компетенции, знания и умения бакалавра по его специальности.

Каждой компетенции, некоторому объему знаний и набору умений должна быть посвящена тема, работа, занятие или их набор.

Рассмотрим кратко, что сегодня официально требует государство в руководящих документах по подготовке специалистов соответствующего уровня.

Стандарт образования [1] требует, чтобы бакалавры по прикладной механике со специализацией по проектированию инновационных технологий обладали интегральными, общими и специальными (профессиональными или предметными) компетенциями и практическими навыками.

К ним относятся:

- способность описывать и классифицировать широкий круг технических объектов и технологических процессов;

- способность проводить технологическую и технико-экономическую оценку эффективности использования новых технологий и технических средств;

- умение производить оптимальный выбор технологического оснащения;

- показать способность использования нормативных и справочных данных для контроля соответствия технической документации стандартам, ТУ и другим документам;

- владение знаниями и умениями в области информационных технологий для практического использования систем CAD/CAM/CAE.

Тщательный анализ приведенного выше набора компетенций позволяет сделать вывод, что для их формирования под этот набор подпадают многие дисциплины технологического направления, включая и основы САПР и ряд других.

Кафедра технологии машиностроения ОНПУ им. А.А. Маталина определила, что базовыми дисциплинами подготовки вышеуказанных компетенций могут быть: технологические основы конструирования, технологические основы машиностроения, основы формообразования деталей и основы сборки машин.

По этим курсам (авторы дали названия, которые не всегда совпадают с теми, что имеются в РУП) учебников почти нет или они устарели на 30-40 лет и, следовательно, их нужно переделывать. Такие попытки уже делаются и

появились пособия [2, 3, 4, 5, 6, 7]. В пособии [2] даны основные понятия о заготовках, методах производства литых и полученных методами пластического деформирования в холодном и горячем состоянии, заготовках из порошков, пластмасс и полученных методами сварки. Производство заготовок с использованием перспективных методов: 3D стереолитографии, самораспространяющегося высокотемпературного синтеза, а также в условиях невесомости ($g \rightarrow 0$) и вакуума ($p \rightarrow 0$), (т.е в условиях космического пространства). Рассмотрены технологические возможности приведенных методов. Пособие богато иллюстрировано цветными фотографиями процессов и оборудования.

В пособиях [3, 4] рассмотрены практические и лабораторные занятия по заготовкам с учетом экономичности варианта и минимума расхода материалов и энергии при выполнении тех или иных процессов.

В пособии [6] авторы предложили набор занятий по общим вопросам технологий, выбору заготовок и методов обработки, экономичности выборок и некоторым вопросам сборки типовых соединений.

В пособии [5] авторы попытались компенсировать тот пробел, который имеет место при подготовке бакалавров по прикладной механике: механик может вычертить объект, но как это у него получилось – загадка.

В этом пособии идет речь о том, как проектировать детали и сборочные единицы, чтобы они были технологичны, особенности процесса конструирования и автоматизации процесса с учетом ныне уже существующих ПП.

Автором [7] изложен подход к проблемам «Технологии автоматизированного машиностроения» с позиций машиноведения и теории машин-автоматов на основе схемно-алгоритмического описания и моделирования этих принципов с помощью простых приемов их преобразования. Высказана также возможность перехода к энергетическим критериям оценки процессов и работы машин.

Ранее в статьях [8, 9] уже анонсировались необходимые студентам некоторые учебные пособия, подготовленные авторами и вышедшие в печати.

Эта работа коллективом кафедры продолжается, и мы рады сотрудничать со всеми заинтересованными лицами и просим выходить на связь с нами по адресу: Украина, 65044, Одесса, пр-т Шевченко 1, ОНПУ, кафедра Технологии машиностроения, т. 0487058382 или 0674804285.

Список использованных источников: 1. Стандарт вищої освіти України. Спеціальність 131 «Прикладна механіка», ступінь вищої освіти – бакалавр. Київ, МОН України, 2016, - 10 с. 2. *Наддачин В.Б.* Методы производства заготовок в машиностроении : учеб. пособие / В.Б.Наддачин ; Одес. нац. политех. ун-т. – О. : Интерпринт, 2017. – 264 с. 3. *Кремнев Г.П.* Ресурсо- и энергосберегающие технологии в машиностроении : учеб. пособие / Г.П.Кремнев, Е.Г.Бердичевский. – Великий Новгород. : ГУ им. Ярослава Мудрого, 2015. – 123 с.

4. *Кремнев Г.П.* Формообразование деталей машин : учеб. пособие / Г.П.Кремнев, Е.Г.Бердичевский. – Великий Новгород : ГУ им. Ярослава Мудрого, 2018. 5. *Кремнев Г.П.* Технологические основы конструирования : учебник / Г.П.Кремнев, Е.Г.Бердичевский. – Великий Новгород : ГУ им. Ярослава Мудрого, 2018. с. 6. *Кремнев Г.П.* Технологические основы машиностроения : учеб. пособие / Г.П.Кремнев, Е.Г.Бердичевский. – Великий Новгород : ГУ им. Ярослава Мудрого, 2014. – 216 с. 7. *Гусарев В.С.* Модели процессов. Алгоритмы. Структуры технологических машин / В.С.Гусарев. – О. : Печатный дом. 2018. – 228 с. 8. *Кремнев Г.П.* Методическое обеспечение новых учебных курсов подготовки бакалавров по прикладной механике / Г.П.Кремнев, А.А.Оргиян, В.В.Стрельбицкий // Сучасні технології в машинобудуванні : зб. наук. пр. – Харків : НТУ «ХП», 2017. – Вип. 12. – С. 144-147. 9. *Кремнев Г.П.* Особенности совершенствования подготовки бакалавров и магистров / Г.П.Кремнев, А.А.Оргиян // Сучасні технології в машинобудуванні : зб. наук. пр. – Харків : НТУ «ХП», 2016. – Вип. 11. – С. 286-293.

UDC 621.9

Krisztina Kun-Bodnár, Zsolt Maros, Miskolc, Hungary

THEORETICAL DETERMINATION OF REMOVED LAYER DEPTH AT ABRASIVE WATERJET TURNING

Abrasive waterjet turning is new technology to machine cylindrical or axisymmetric parts from hard to machine materials. One of the problems of waterjet turning is that the real depth of cut usually is not equal with the adjusted radial depth of cut. Aim of the paper is to develop a mathematical method for determining the real depth of turning. This method is based on the equality of effecting time of the jet at turning and simple kerfing test accomplished by abrasive waterjet.

INTRODUCTION

Abrasive waterjet machining (AWJM) is a new innovative technology to remove material. Methods of this material removed is widening nowadays. One of these new waterjet technologies is the turning with abrasive waterjet: This machining method enables producing axisymmetric parts, eg. cylindrical or conical surfaces from materials which cannot be machined by chip removal methods. In abrasive waterjet turning (AWJT) the workpiece is rotating while the cutting head is moving axially with a defined depth of cut (Fig. 1.)

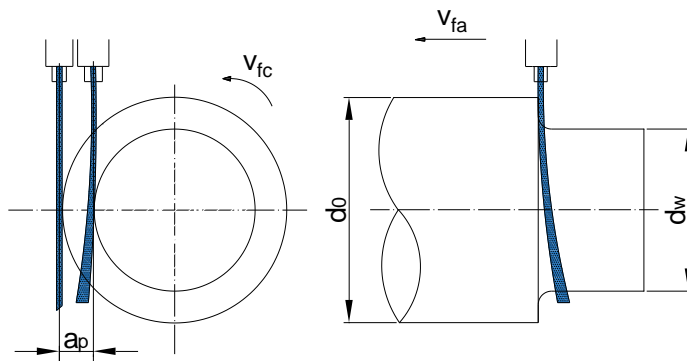


Figure 1 – Cinematic view of abrasive waterjet turning

The material removal is accomplished by the jet containing abrasive powder, water and air. The cutting forces are very low at waterjet cutting, which gives the possibility to cut parts with long length and relatively small diameter [1] The process is suitable for machining of rigid and difficult to cut materials, like glasses, ceramics, composites and different super- or titanium alloys [2,3,4].

1. ESSENCE OF MATERIAL REMOVAL AT ABRASIVE WATERJET MACHINING

The abrasive waterjet consists of three components: water, abrasive grains (powder) and air. The air is absolutely is not useful from point of machining. The material removal accomplished mainly by the abrasive powder. The material removal is a so-called solid erosion by impacts with solid grains (abrasive powder). The abrasive grains have very high speed in the jet, about 500-1000 m/s, depends on the pressure and the geometry of the cutting head. Depending on the target material characteristics different erosions will be going on. (Fig. 2).

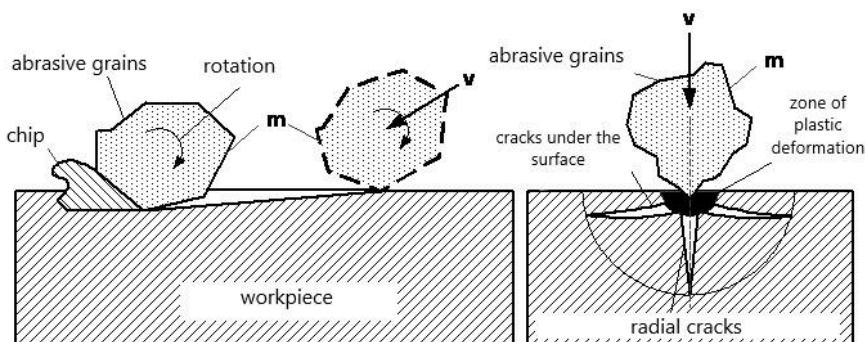


Figure 2 – Ductile and rigid erosion during impact of abrasive grain [5,6]

At ductile erosion material removal is caused by plastic deformation, or ideally by micro machining mechanism (Fig. 2.), removing small chips. At brittle erosion material removal is accomplished with help of crack growth and intersection of cracks. At increasing depth, the jet loses energy which results a deflection of the jet and a change in the material removal process from the cut to the deformation wear. This phenomenon produces a slight roughness to the cut surface called “striations”, which are typical of all beam cutting processes. From the side of the material for ductile materials typical parameter is the hardness, for rigid material the fracture properties are the parameters expressing the machinability of the material.

2. EFFICIENCY OF THE CUT, DEPTH OF KERF

When the effect of different parameters on the efficiency is investigated, usually the depth of kerf is the test parameter of the experiments. In this case the material is not cut through and the depth of the kerf (cut) is measured.

There are a lot of technological parameters which effect on the efficiency of waterjet cutting: diameter of the nozzle and the focusing tube, type of abrasive, stand-off-distance, pressure, traverse rate, abrasive mass flow rate etc., but usually researches are focused to investigate the effect of the next process parameters: pressure, traverse speed (feed rate) and abrasive flow.

On base of cutting experiments. the depth of kerf can be determined with different mathematical models. One of the most applied formula is model of Monno [7] was accomplished like mathematical model for determination of depth of kerf:

$$k = A \frac{p^B m_a^C}{v_f} \quad (1)$$

where k : the estimated depth of cut

p : pressure, MPa

m_a : abrasive mass flow, g/min

v_f : traverse feed speed, mm/min

A, B, C, D are constants.

The effect of the technological parameters relating (1) can be seen on Fig. 3.

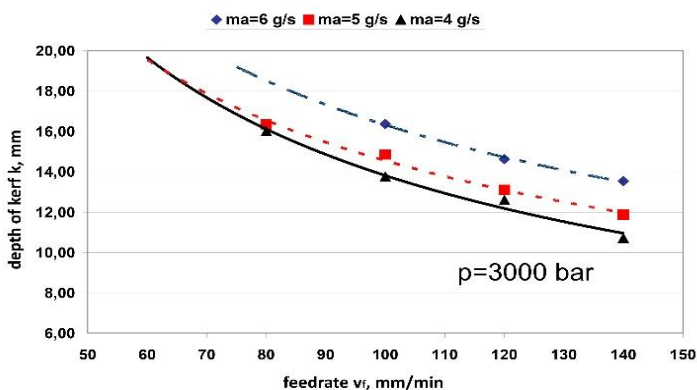


Figure 3 – Effect of the traverse- and the mass flow rate on the depth of cut (k) (material X12Cr13 steel)

With help of equation (1) and figures – like Fig. 3 – based on cutting experiment, theoretical value of depth of kerf can be estimated.

At a given cut the effecting time (loading time) of the jet for a given point of the workpiece can be calculated from the diameter of the jet and the feed speed:

$$t_{eff} = \frac{d}{f} \tag{2}$$

where t_{eff} : the effecting time
 d : diameter of the jet

If the effecting times are equal for different cuts, then the depth of kerf determined only by the pressure (p) and the abrasive mass flow rate (ma).

3. DETERMINATION OF DEPTH OF CUT IN CASE OF WATERJET TURNING

At abrasive waterjet turning the real depth of cut is not always determined by the position of the jet [8] (Fig. 4).

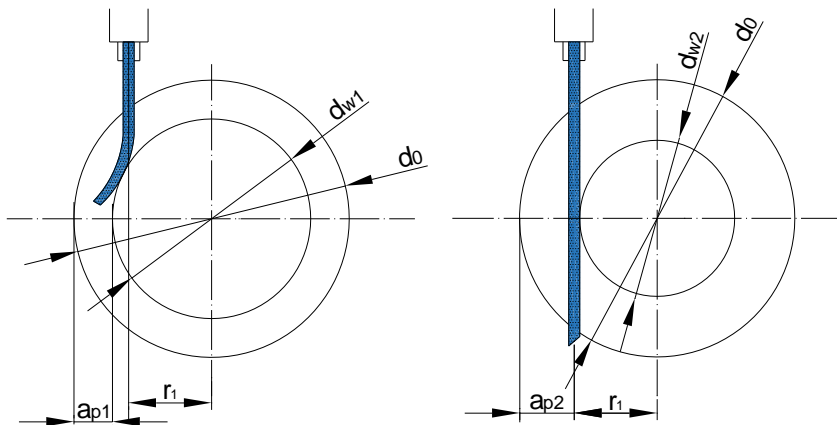


Figure 4 – Geometrical characteristics of waterjet turning

As it can be seen on Fig. 4, the depth of cut (a_p) is not always determined by the radial displacement of the jet (r_j). The depth of cut is determined by the efficiency of the cut, ie. by the depth of kerf (k). This depth depends on the

effecting (loading) time (t_{eff}), the pressure and the abrasive mass flow rate (m_a), if other parameters – like stand of distance (SOD) and diameters of the jet are considered constant.

If we can determine the effecting time, then result of simple kerfing test can be used for determination of depth of cut at waterjet turning accomplished by given pressure and abrasive mass flow rate.

The abrasive waterjet moves a spiral curve according to the workpiece. One point of the workpiece is attacked by the jet during the effecting time (Fig. 5).

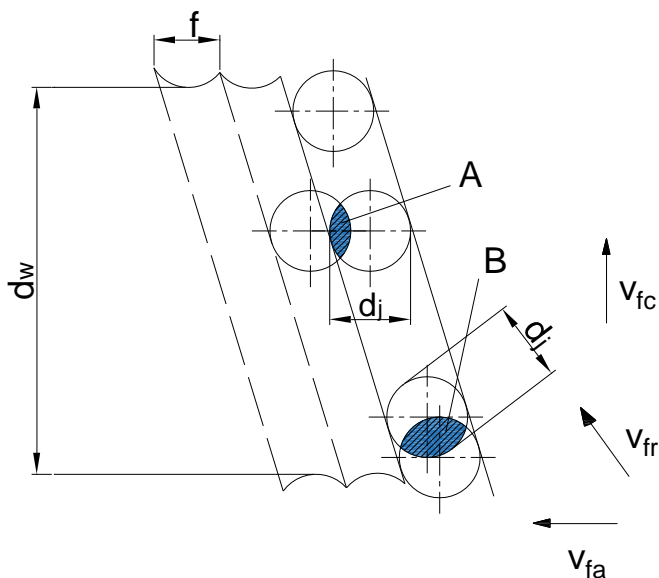


Figure 5 – Geometrical characteristics of waterjet turning

If we determine the effecting time, then for a given pressure and abrasive mass flow rate it is possible to define the extent of the depth of kerf (k) from which the depth of cut can be calculated according to the Fig. 4.

On base of Fig 5 the time in which the jet is in contact with a given point can be determined as follows:

The time, during the jet is contacting with a point along the spiral line (A point):

$$t_r = \frac{d_j}{v_{fr}} \quad (3)$$

where t_r : the time of contacting along the spiral line
 d_j : the diameter of the jet
 v_{fr} : the resultant feed speed of the jet

the resultant feed speed of the jet:
$$v_{fr} = \sqrt{v_{fa}^2 + v_{fc}^2} \quad (4)$$

where: v_{fc} : the circular feed speed of the jet

$$v_{fc} = d_w \pi n \quad (5)$$

where: n : the number of rotations of the workpiece
 v_{fa} : the adjusted resultant feed speed of the jet

The time for a rotation of the jet around the circle of the workpiece (B point):

$$t_c = \frac{1}{n} \quad (6)$$

In axial direction the jet is in contact with a point of the workpiece:

$$t_a = \frac{d_j}{v_{fa}} \quad (7)$$

During this time the jet is turning back more times to the same workpiece point. This number of turning back is:

$$N = \frac{t_a}{t_c} \quad (8)$$

Finally, the effecting time to one given point of the workpiece:

$$t_{eff} = N t_r \quad (9)$$

Summarising the (3)-(9) equations we have got:

$$t_{eff} = \frac{d_j^2 n}{v_{fa} v_{fr}} \quad (10)$$

After determining the effecting time, from the kerfing tests mentioned in section 3, the extent of the kerf (k) can be estimated. From the kerf the real depth of cut (a_p) can be easy to calculate on geometrical base of Fig. 3. With help of the real depth of cut the machined workpiece diameter (d_w) can be determined

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. *Manu R - Babu NR*: An erosion-based model for abrasive waterjet turning of ductile materials. *Wear.*, 2009; 266: 1091-7. 2. *Axinte DA - Stepanian JP - Kong MC - McGourlay J*: Abrasive waterjet turning – An efficient method to profile and dress grinding wheels. *International Journal of MachineTools & Manufacture*. 2009; 49: 351-6. 3. *Kovacevic R - Hashish M - Mohan R - Ramulu M - Kim TJ - Geskin ES*: State of the art of research and development in abrasive waterjet machining. *ASME Journal of manufacturing Science and Engineering*. 1997; 119: 776-85. 4. *Mazurkiewicz M*: A manufacturing tool for a new century. *Journal of Materials Processing Technology*. 2000; 106: 112-8. 5. *Finnie, I.*: The Mechanism of Erosion of Ductile Metals, *Proceedings of 3th US Nat. Congress Applied Mechanics*, ASME New York 1958, pp527-532 6. *Buijs, M.*: Erosion of Glass as Modeled by Indentation Theory, *Journal of American Ceramic Society* 77, 1994, pp1676-1678 7. *Brandt, S. - Maros, Zs. - Monno, M.*: AWJ Parameters Selection - a Technical and Economical Evaluat 8 ion, 15th International Conference on Jetting Technology, Ronneby, Sweden, 6-8 September 2000., pp353-366 8. *Zohoor M – Zohourkari I – Cacciatore F – Annoni M*: Influence of machining parameters on part geometrical error in abrasive waterjet offset-mode turning, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 2014 Volume: 229 issue: 12, pp 2125-2133.

UDC 621.9

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

INCREASING PRODUCTIVITY OF COMBINED PROCEDURE BY REDUCING GRINDING ALLOWANCE

Experiments were carried out to determine the minimal extent of acceptable grinding allowance on case-hardened workpieces machined by combined procedure. The extent of acceptable or unacceptable allowance was determined by a “painting” method. After bore grinding tests for 2D roughness, roundness and 3D topography measurement were carried out. It was found that a 0.03 mm allowance in the bores of gearbox wheels of cars is satisfactory and also necessary to obtain the required level of topography when combined machining was applied and when no white layer formed in the turning procedure. This is a significant finding, because the usual allowances of 0.05 mm or higher (in many cases significantly higher) can be decreased to 0.33 mm and the machining time of bore grinding can be reduced in proportion to this extent.

1. INTRODUCTION

The essence of the combined procedure is that workpiece machining can be finished in one machine-tool in a single clamping or even by the sequential application of more than one machining procedure [1]. This variant of operation concentration is widespread in hard machining, especially for joining two procedures: hard turning and grinding [2, 3]. It can be applied in machining external and internal cylindrical surfaces but the latter is more frequent. The reason for this is the fact that the bored gears of gearboxes are the components that are produced in the largest lot sizes in the automotive industry. Exact data are unknown but according to estimations the number of annually produced gearwheels is likely to be several billion [4]. It is obvious that the greatest profit can be earned in the production of such components by reducing the production time [5, 6, 7]. Developments aiming to increase productivity and improve quality technical are continuous in both procedure phases and in the machine tools applied in the procedure as well. In hard turning productivity has almost been doubled as the result of developments in wiper inserts. In grinding, the material removal rate has been significantly increased by the application of high-speed procedures [8, 9]. In machine-tool development robotized service allows the parallel operation of more than one machine tool. However, there is a field that has been not sufficiently explored by research projects – the extent of grinding allowance in the second operation of the combined procedure [10]. Determination of this is based on empirical data; however, workshop data prove that grinding allowances that are significantly higher than the specified values are frequently applied. Therefore, the machining time of grinding may be increased significantly and for no particular reason.

2. OPERATIONAL ALLOWANCES

2.1. Components of operational allowances

The material thickness that forms the operational allowance is the sum of more than one layer of material [11]. These multiple layers allow the inherited errors and the errors of the operation to follow to be removed [12, 13]. That is, in order for error-free components to be machined, these two requirements have to be fulfilled:

- tool prints of the previous operation may not remain;
- there can be no patches on the surface of the component.

The three types of errors resulting from the previous operation (inherited errors) are:

- faulty surface layer;
- form and position errors;
- dimensional errors.

The three groups of errors occurring in the subsequent operation are:

- errors of base designation or base change;
- errors of clamping;

If machining is carried out on a traditional lathe and then with a grinding machine, the allowances have to be calculated and summarized separately for the two operations.

2.2. Calculation of grinding allowance in combined procedure

Calculation of the bore grinding allowance of the combined procedure is different from the traditional allowance calculation because due to the single clamping there is no base change ($Z_{s,bc}$) or clamping ($Z_{s,c}$) error. This means that only three remains from the five influencing factors.

3. EXPERIMENTAL STUDY OF COMBINED PROCEDURE TO DETERMINE THE MINIMUM ALLOWANCE OF GRINDING

3.1. Experimental determination of minimum allowance

In the case of the combined procedure the literature is quite poor in determining operational allowance. Since hard turning is 4 or 5 times more productive than grinding in bore machining, and better surface quality can be created, in the combined procedure it is enough to remove the bore grinding allowance that allows surface periodicity to be erased. Theoretically this layer thickness in hard turning is the created maximal surface roughness (R_{max}).

As the result of this procedure a random surface can be created that meets the running requirements (e.g. surfaces in relative motion; sealing surfaces, etc.) when turned topography is not suitable [14]. Removing the R_{max} extent of material thickness is only theoretically enough because beyond the advantages of single clamping, as indicated above, three factors still influence the extent of the necessary allowance. One way to determine this experimentally is by painting the surface; after that the various material layers are removed to the point that the machined surface is fully ground and contains no paint.

3.2. Experimental determination of form error and its maximum value in hard turning

The aim of the experimental program is the determination of form error (designated by A) and maximum roughness (R_{max}). The experimental conditions of machining bores of gear wheels were the following:

Machine tool: EMAG VSC 400 DDS

Turning tool: CCGW 09T308 NC2, normal edge insert (CBN BNC200 60%).

Table 1 – Workpiece and cutting data

Workpiece		Cutting data
Material: 18CrNiMo7-6, case hardened Hardness: 59-63HRC Bore diameter: 47 mm (nominal) Bore length: 20 mm		Cutting speed: $v_c=187.11$ m/min Depth-of-cut: $a_p=0.05$ mm Feed: $f=0.12$ mm

In the machining experiments bores of 10 gear wheels were hard turned. Surface roughness measurement was carried out by the application of the measuring equipment Altisurf 520 and then roundness was tested by the equipment Talysurf 365. Averages of 3-5 measured data of the hard turned surfaces are summarized in Table 2. In the last column the averages of the 10 results are also indicated.

Table 2 – Measured data of maximum roughness and form error

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	Average
R_{max} μm	2.61	2.51	2.37	2.43	2.41	2.70	2.52	2.49	2.70	2.56	2.53
A μm	8.21	8.07	7.80	6.11	8.04	7.23	5.95	6.34	5.86	6.01	6.97

3.3. Determination of maximal grinding allowance by painting method

In the combined procedure it is important that the grinding allowance be no greater than necessary because material removal in hard turning is 4 to 5 times more productive. If the grinding allowance is greater than necessary after turning then the machining time of grinding increases significantly. This causes unnecessary extra time consumption when lot size is large. If, however, the allowance is too small, patches can remain on the surface of the bores. A special painting method was developed to analyze patches. The minimal grinding allowance is the value at which the surface will have just lost its patches and the tool prints of hard turning are totally removed. Using the painting method the patches can easily be noticed because they appear on the surface in red or blue.

3.3.1. Conditions and cutting data of bore grinding

Bore grinding was carried out after hard turning in the same clamping. The grinding spindle was clamped in the revolver head as a rotating tool. In the experiment five allowance levels were analyzed, each for five gear wheels, i.e. 25 operations were carried out. The allowances were 0.05; 0.04; 0.03; 0.02; and 0.01 mm. The working area of the machine tool and the position of grinding spindle are pictured in Fig. 1. Conditions and technological data of grinding are summarized in Table 3.

Table 3 – Data of bore grinding

Grinding tool	Grinding data	Infeed speeds
Dimensions: Ø36×37×13, smooth grinding wheel; 3AS80J8VET (Norton)	Wheel velocity: $v_s=40$ m/s Workpiece velocity: $v_w=48$ m/min Velocity ratio: $q=50$	Air grinding: $v_{f,R,LMAX}=10$ mm/min $v_{f,R,LMIN}=2$ mm/min Roughing: $v_{f,R,N}=1$ mm/min Smoothing 1: $v_{f,R,S1}=0.6$ mm/min Smoothing 2: $v_{f,R,S2}=0.1$ mm/min
Further data:		
<ul style="list-style-type: none"> • Stroke length of oscillation :2 mm, its velocity: $v_o=200$ mm/min; no. of strokes: $n_o=330$ 1/min • Coolant and lubricant: Rhenus TS25 5 % solution • Sparking-out time: $t_{so}=3$ s • Allowances (in diameter at the first five workpieces): roughing: $z_N=0.025$; smoothing 1: $z_{S1}=0.010$; smoothing 2: $z_{S2}=0.005$ 		

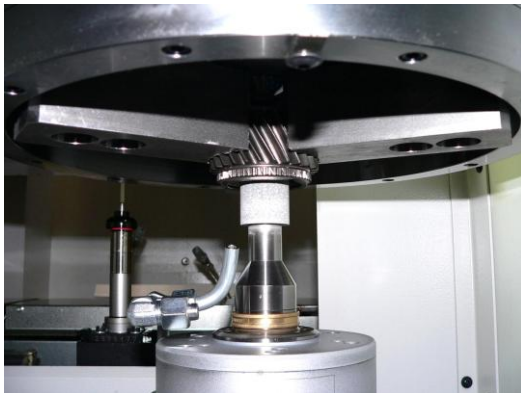


Figure 1 – Bore grinding spindle in working position

3.3.2. Qualification of allowances based on patch formation

After painting the hard turned bores, bore grinding was carried out. After removing the various allowances, the clarity and patchy features of the surfaces were analyzed. The painting method proved unambiguously that there is no patch remained with allowances of 0.05, 0.04 or 0.03 mm. The picture in Fig. 2 of the 0.03 mm allowance bores shows this; i.e. 0.03 mm allowance can be considered as a satisfactory allowance.



Figure 2 – None of the workpieces in the 0.03 mm allowance group include patches

Roughness profiles of workpieces ground clean (without paint patches; 1st, 2nd and 3rd groups) were analyzed and it was found that they have appropriate ground profiles in all cases. Tool prints of the previous operation cannot be noticed at all, they are completely ground (Fig. 3).

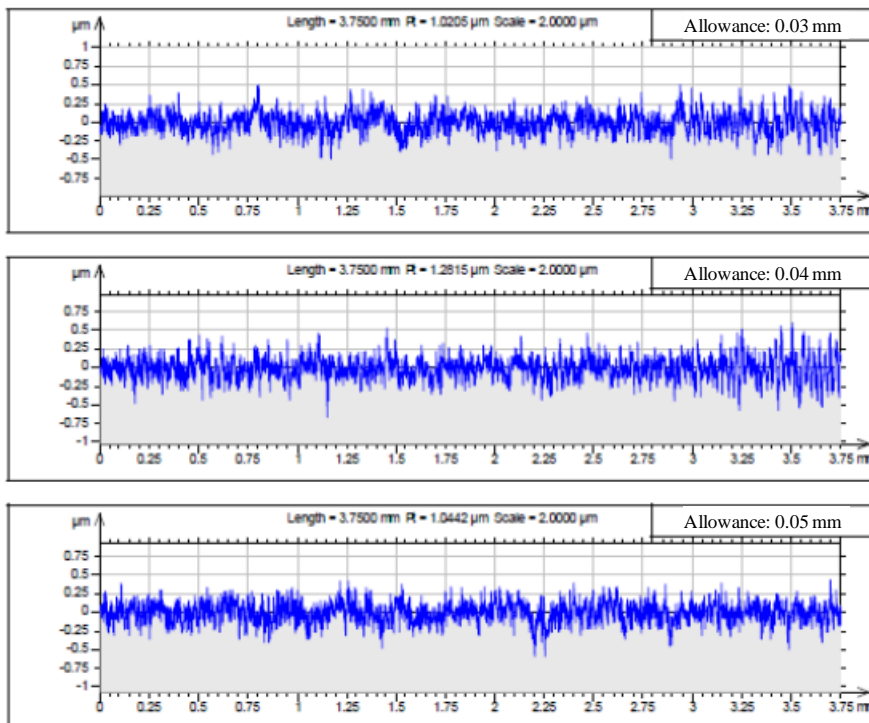


Figure 3 – Roughness profiles of workpieces without patches after grinding with allowances of 0.03 mm (top), 0.04 mm (middle), and 0.55 mm (bottom)

Inspecting the workpieces of the 4th and 5th allowance groups it was discovered that in case of the 0.02 mm allowance one of the five gear wheels contained patches and in case of the 0.01 mm allowance all the workpieces contained patches (Fig. 4). This means that 0.02 allowance was insufficient to completely grind the roughness profile remaining from the previous operation in all of the workpieces.

The roughness profile of a surface section including clear and also patchy parts was analyzed (Fig. 5). Two profile curves were analyzed for the 0.02 mm allowance workpiece on which a small patch can be noticed (Fig. 4a) with the

patch included in the sampling area. Their locations were designated by A and B (Fig. 5). It can be observed that there is a place on the surface of the bore where the grinding wheel did not grind the surface.

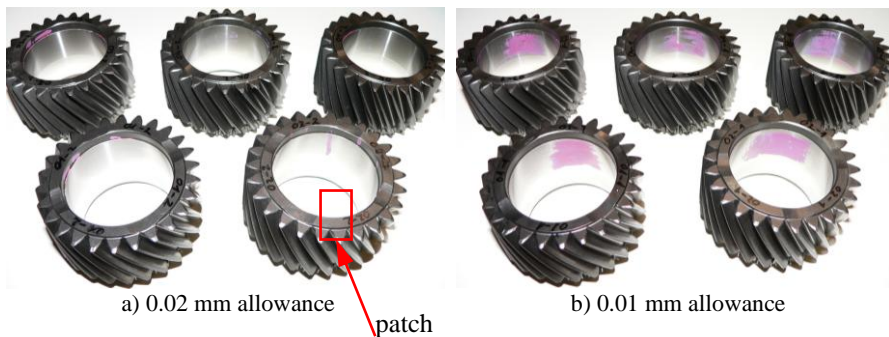


Figure 4 – In the 4th allowance group (a) one workpiece and in the 5th (b) all workpieces had one or more patches

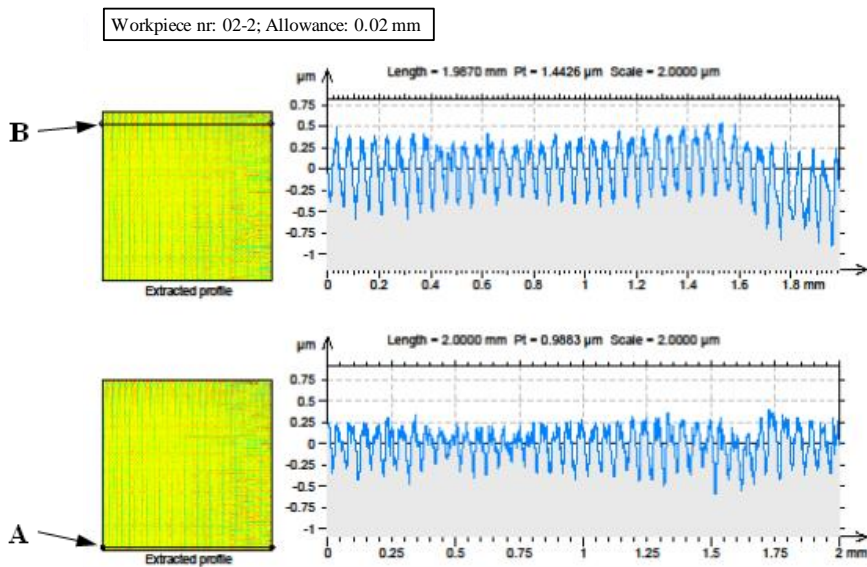


Figure 5 – Roughness profiles in the environment of the patchy area (0.02 mm allowance)

Due to the insufficient allowance the grinding wheel only touched the roughness peaks or did not even reach them because of the form errors. It can be seen from the roughness profiles of sections A and B that they are non-ground profiles because the feed prints of turning as periodic formations can clearly be recognized in the profiles. The other characteristic is the significant asymmetry of the profile. Positive amplitudes are lower than negative, that is, the wheel ground a slight extent of material from the turned profile but by far not enough to eliminate the turned profile. From the comparison of sections A and B it can also be observed that the wheel removed more material from place A and less from place B. This fact is clearly expressed by the parameter P_t . From the profile of section B it is obvious that between the 1.7 and 2.0 mm section the wheel did not cut at all.

It can be stated that the colored patches on the surface and the roughness profiles are consistent with each other and the abnormal shapes of the roughness profiles is clear evidence that 0.02 mm allowance is not large enough to remove the tool prints of the previous operation. However, since the described problem was observed for only one workpiece from the five, reaching a 0.02 mm allowance is not an unrealistic goal if the factors influencing form errors are analyzed more profoundly and if it is possible to make corrections (e.g. reduce the clamping force or apply other clamping equipment).

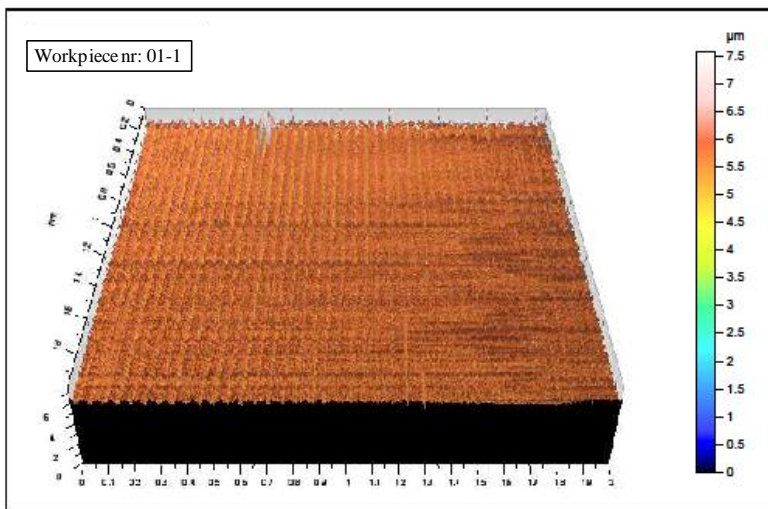


Figure 6 – 3D topography on surface near a patch: inhomogeneous topography (random: right bottom part; periodic: left top part)

Finally, the patchy workpieces of the 5th allowance group were also analyzed. The phenomena analyzed in the previous group were perceived more frequently. Irregularities of roughness profiles can also be experienced in the 3D topographies. An example is shown in Fig. 6. It can be observed that there are two types of topography in the sampling area. In one area, which is characterized by higher allowance, random topography was created and on another the allowance was lower, thus periodic topography remained there. It is obvious that this type of “mixed” topography is the consequence of inappropriate allowance, which is unacceptable.

4. SUMMARY

In the experiment the extent of necessary and sufficient allowance was determined by a special painting method in machining experiments. Assuming no white layer was formed on the surface, the main conclusion is that, the experimental method can provide useful information in the technology planning phase of machining. Another important result is that current grinding allowances can be reduced. Therefore, machining time can be saved while producing identical surface quality. Based on our experimental data a 0.03 mm finishing grinding allowance (measured in diameter) is necessary and sufficient for the combined machining of bores of gearbox wheels if no white layer has formed in the previous hard turning operation. Industrial experience shows that when case-hardened gear-wheel materials are machined in well-chosen cutting circumstances, white-layer formation is unlikely. The results of the experiments demonstrated that a further decrease in the 0.03 mm allowance may be possible and even a 0.02 mm allowance value may be obtainable, but further research is needed to determine the necessary technological conditions.

ACKNOWLEDGEMENTS

Project No. NKFI-125117 has been implemented with the support provided from the National Research, Development and Innovation Fund of Hungary, financed under the K_17 funding scheme. The described study was carried out as part of the EFOP-3.6.1-16-00011 “Younger and Renewing University – Innovative Knowledge City – institutional development of the University of Miskolc aiming at intelligent specialisation” project implemented in the framework of the Szechenyi 2020 program. Both sources of funding are gratefully acknowledged.

References: 1. *Lutjens, P.:* Grosse Vorteile durch Kombinationsbearbeitung, Werkstatt und Betrieb 9, 2008, pp.114–119. 2. *Kundrak, J., Deszpoth, I., Molnar, V.:* Comparative Examination for the Machining of Hard Surfaces, International Conference on Innovative Technologies: IN-TECH 2012, Rijeka, 2012, pp.305–309. 5 p. 3. *Kundrak, J., Molnar, V. Deszpoth, I.:* Comparative Analysis of Machining Procedures, Machines 6(2), 2018, Paper 13, p.6. 4. *Kundrak, J.:* Alternative Machining Procedures of Hardened Steels, Manufacturing Technology 11, 2011, pp.32–39. 5. *Klocke, F.,*

Brinksmeier, E., Weinert, K.: Capability Profile of Hard Cutting and Grinding Processes, CIRP Annals - Manufacturing Technology 54 (2), 2005, pp.557–580. **6.** *Kundrák, J., Gyáni, K., Deszpoth, I.:* The Efficiency of Combined Machinings, *Rezanie i Instrumenty v Tehnologicheskikh Sistemah* 81, 2012, pp.140–151. **7.** *Kundrak, J., Varga, G., Deszpoth, I., Molnar, V.:* Some Aspects of the Hard Machining of Bore Holes, *Applied Mechanics and Materials* 309, 2013, pp.126–132. **8.** *Knuefermann, M.M.W., McKeown, P.A.:* A Model for Surface Roughness in Ultraprecision Hard Turning, *CIRP Annals*, 53, 2004pp.99–102. **9.** *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*, 2018, pp.268–279. **10.** *Tonshoff, H.K., Arendt, C., Ben Amor, R.:* Cutting of Hardened Steel, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 49(2), 2000, pp.547–566. **11.** *Dornfeld, D., Lee, D.-E.:* Precision Manufacturing, Springer, 2008p.41. **12.** *Косилова, А.Г., Мецержков, Р.К.:* Справочник технолога-машиностроителя, Москва Машиностроение, 1985, p.19. **13.** *Khonsari, M.M.:* Applied Tribology, Wiley, 2008, p65. **14.** *Waikar, R.A., Guo, Y.B.:* A Comprehensive Characterization of 3D Surface Topography Induced by Hard Turning versus Grinding, *Journal of Materials Processing Technology* 197, 2008, pp.189–199.

UDC 621.9

János Kundrák, Viktor Molnár, Miskolc, Hungary,
Angelos P. Markopoulos, Athens, Greece

JOINT MACHINING: HARD TURNING AND GRINDING

The manufacturing of increasingly complex components and, at the same time, production of parts of superior quality is a growing trend in industry today. This tendency is realized through advanced machining processes that take advantage of the capabilities of the new machine tools, the properties of cutting tools and the advancements in control and CAD/CAM/CAE systems available today. However, productivity is important and it is not always possible to reduce machining times, while difficult-to-cut materials, successive processes and tool replacements hinder the desired goal. However, ready-machining of the components is a feasible way to achieve the aforementioned requirements. A possibility for this is machining the workpieces on one machine tool, with only one clamping. The fulfilment of the processing and finishing of parts with one clamping and the application of several processes, i.e. hard turning and grinding, in one machine tool is called joint or combined machining. There are several advantages to this arrangement in manufacturing processes, which are discussed in this paper.

1. INTRODUCTION

The idea behind joint machining involves the integration of hard turning and grinding. Hard turning is characterized by efficient material removal and flexibility, while grinding can offer unsurpassed surface quality to the finished product. The concept lies in exploiting, on one hand, the high material removal ability and the flexibility of hard turning and, on the other, the advantages of the reliability and the high quality of grinding. Other manufacturing processes such as boring or honing can be included in the scheme [1]. However, in order to have a beneficial set-up, all this has to be carried out with only one clamping of the workpiece.

Grinding has been the finishing process for almost all high-end industrial products for a long time; the finishing of hardened materials implied exclusive use of grinding wheels, as there were no other cutting tools suitable for such a task. However, some grinding processes, e.g. internal grinding, can be very slow, due to the allowance in the range of μm that is to be removed at each pass. As an alternative, boring can perform the same task faster. In order to attain the same quality requirements, however, new materials for cutting tools had to be developed. The main developments in cutting technology include coated tool materials that offer the opportunity to fine tune the cutting tool to the material being machined and superhard cutting tool materials that are suitable for cutting components of the highest hardness. Furthermore, machining accuracies down to $10\ \mu\text{m}$ can now be achieved for conventional cutting processes and dry or near dry cutting is finding widespread application [2, 3, 4].

Indeed, new advanced hard tools, such as cubic boron nitride (CBN), reached the phase of industrial application at the end of the previous century. Since then, many improvements on these materials and tools with CBN have been introduced and productivity of the processes has dramatically increased – by four to five times or even higher – maintaining at the same time the accuracy and surface quality in terms of surface roughness obtained by grinding. Among the advantages of hard turning are higher rigidity, high thermal stability, minimal use of cutting fluids and quick workpiece clamping.

Nevertheless, the complete substitution of grinding with hard turning is not without problems. First of all, turning operations leave a distinct pattern of cutting marks on the finished workpiece; a thread-like regularly repeating line that creates a non-desired topography on the surface. This periodic topography, depending on the feed and depth-of-cut applied in the process, can be at the microscopic scale and invisible to naked eye, but it is disadvantageous where sealing surfaces, connecting surfaces and fixed junctions are involved [5]. In grinding, however, a random topography is created, due to the cutting action of the grains on the grinding wheels, and the problem is diminished. Although the two manufacturing processes can provide the same roughness, the functionality of the finished surface is different in each case. Another problem that hinders the substitution of grinding with hard turning is connected to tool life. The wear of CBN inserts is difficult to assess and depends on many factors. There are several studies that are connected with this issue, see [6]; however, it can be stated that the process safety of hard turning, in terms of accurately predicting CBN insert wear, is worse than that of grinding.

The advantage of changing from manufacturing on different machine tools to joint machining is without doubt the remarkable reduction in the lead time and the drastic shortening of the production chain. In cylindrical components or shapes of bodies of revolution, the clamping errors from consecutive centring are completely eliminated; thus, axisymmetric bodies, for instance, can be processed with different processes, with the same defining position, without the possibility of clamping errors. Furthermore, errors from repeated clamping and errors from positioning the distance measuring systems after each clamping are also removed [7].

2. FEASIBILITY OF HARD CUTTING REPLACING GRINDING

In industry today, one can often encounter the machining of hardened surfaces. In general, in order to improve the reliability of products, the durability of parts must be also increased. The latter can be accomplished either by the

formation of ever harder surfaces and/or a higher number of hard surfaces. Due to the fact that finish machining is connected to high costs, making machining more economical is associated with improvement of the technological parameters, i.e. tools and machine tools, the techniques of finish machining, and the reduction of the amount of machining time and number of processes. Grinding is a well-established and theoretically supported manufacturing process; therefore, replacement it requires careful examination. Several significant factors strongly connected to the performance of the process need to be examined: quality, flexibility, economy and ecology. A prominent trend in investigations is the examination of the cutting capability of hardened steels with hard tools. In Figure 1 an overview of hard-turning performance in connection to IT (ISO tolerance) and roughness (values of Rz) is presented [8]. The trend is moving towards lower Rz values and more demanding ISO classes; it is now possible to obtain IT3 at Rz values below 1 μm .

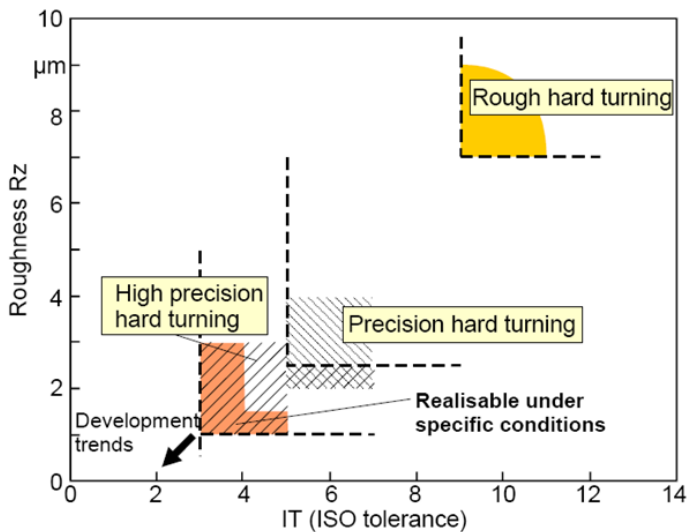


Figure 1 – Roughness Rz versus IT class in hard turning [6]

In previous works the authors have carried out experimental and theoretical research the comparing hard boring and internal grinding [9, 10]. The results clearly exhibit that hard boring can be applied for precision machining of internal cylindrical surfaces, i.e. bore holes, offering important advantages in the machining

of parts with the examined geometry. Hard cutting is a suitable alternative to grinding operations, when economy, ecology, flexibility and quality are considered.

Regarding the economic aspects of the operation, material removal and surface rate in bore machining is better when applying hard turning than grinding; in hard boring the machining times decrease significantly in the case of the disc-type parts with a bore hole examined so far [9]. From an environmental point of view, hard cutting is more advantageous compared to grinding, as no cutting fluid is required [10]. One of the main benefits of hard turning over grinding is its high flexibility and the ability to machine complex workpiece geometry at one setting. This is true especially in the machining of parts that have many short surfaces of various forms and where both external and internal surfaces are to be machined. In the case of bore holes, where the plane and cone surfaces of the gears are to be machined, the advantages of hard turning continue to increase. Finally, the specified accuracy and roughness requirements for the parts' surfaces can be achieved through hard turning.

When machining with a single point tool, tool wear may cause problems affecting stability of the process, accuracy and rigidity. Moreover, process kinematics create scroll-forming on the machined surface, which needs to be eliminated for certain applications; in these cases the application of grinding is unavoidable. Of course, by modifying the turning kinematics, the periodical topography of the surface can be altered. However, this only partially resolves the problem [11].

3. APPLICATION OF JOINT MACHINING

As hard turning and grinding have certain advantages and disadvantages, a suitable combination of them allows most of the disadvantages to be avoided [12]. By application of joint machining, supplementary times decrease, machining efficiency increases and surface quality improves. In order to demonstrate these benefits an experimental study with three different machining strategies is carried out and the results are analysed. As a case study, the machining of a gear wheel is selected. The first strategy (Fig. 2a) is hard turning of the face and bore; the second (Fig. 2b) is bore grinding; and the third (Fig. 2c) is the combination of these: hard turning of the face, bore and cone, then bore and cone grinding, with all activities carried out in a single clamping.

In the third version, the workpiece is machined in one clamping on one machine tool, namely EMAG VSC 400 DDS; the aim is not to replace one process by another but for them to complement each other in an optimal way. To ensure the

prescribed topography of the finished surface and exploit the high capacity of material removal achieved by hard turning, grinding is performed after hard turning. In other words, a traditional machining chain is applied. This way transportation, storage and clamping time are dramatically reduced, positioning errors are diminished and coolant is applied only at the grinding stage, thus it is minimized. Performing the two processes on one machine tool and in one clamping reduces grinding allowance to its minimum, which is significant, especially in grinding high length bores.

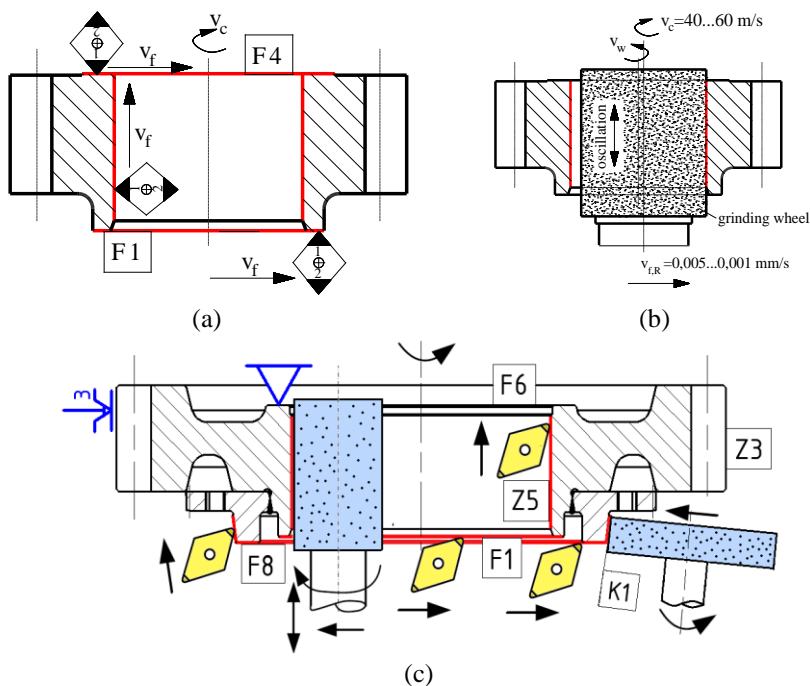


Figure 2 – Material removal by (a) hard turning, (b) grinding and (c) joint machining

4. RESULTS AND DISCUSSION

After applying the three different machining strategies the geometrical accuracy of the bores of the gears was measured. After finishing, it was found that joint machining provides tolerance IT5, as can be seen in Figure 3.

In Figure 3 roundness and cylindricity are compared. In addition, the micro profiles of the three machined surfaces were analyzed. The Abbott-Firestone curves were plotted; from their agreement of their shape with the shape of the normal distribution function, conclusions can be drawn about the randomness of the topography (Fig. 4). The joint procedure was found to be the closest of the three. That is why it can be stated that the topography of the surface machined by the joint procedure was proved to best fit to the working specifications for the machined surface in this comparison.

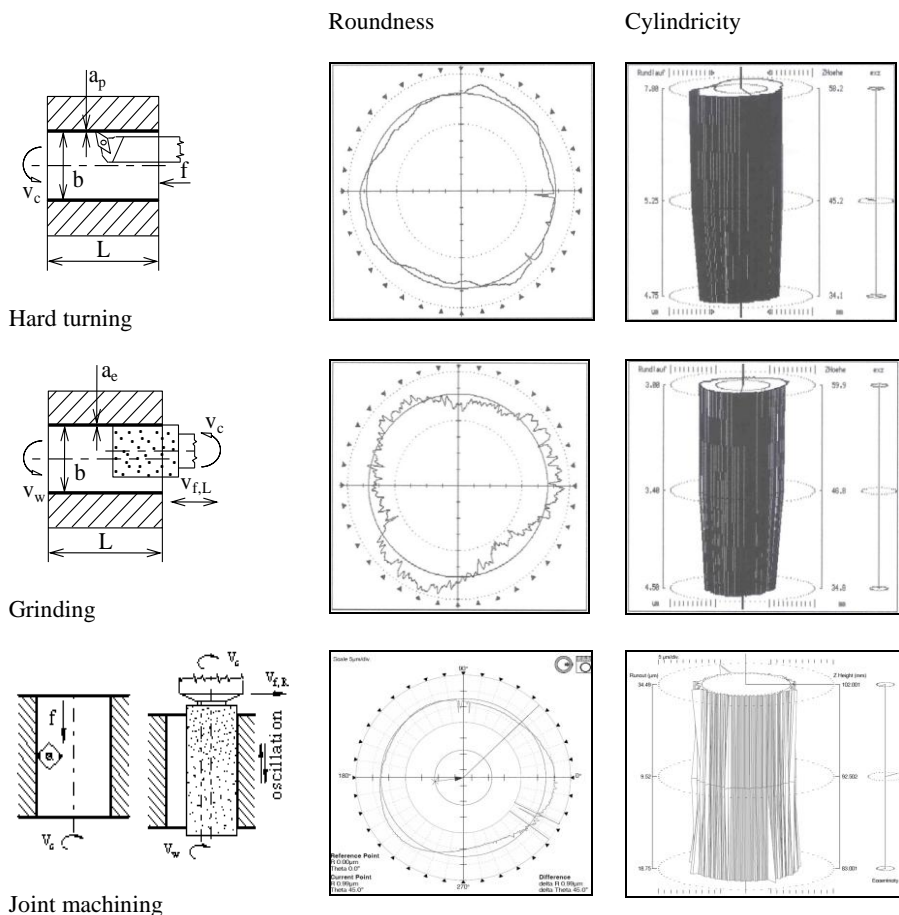


Figure 3 – Roundness and cylindricity measured for the three different cases

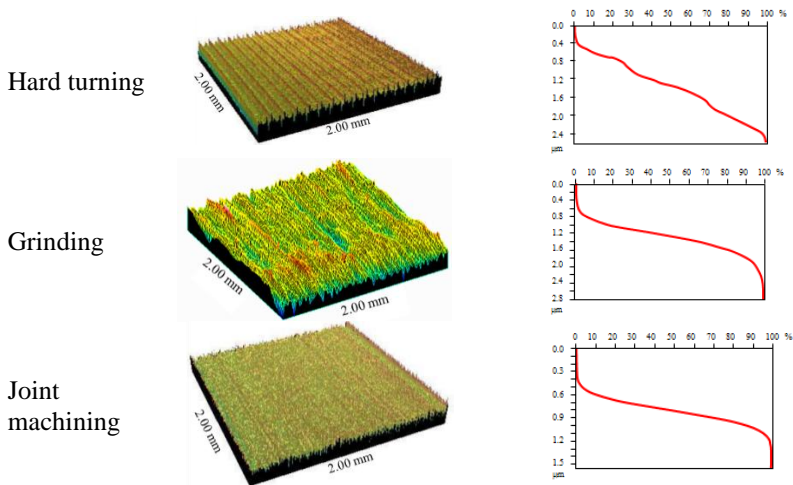


Figure 4 – 3D topography of finished surfaces

5. SUMMARY

In this paper, advantages and disadvantages of removing material from metallic parts by hard turning or by grinding were studied. A third alternative was also examined: joint machining, namely the removal of bulk material with hard turning and finishing with grinding, with one clamping of the workpiece. A comparative analysis of the three procedures was carried out in a case study, analysing the accuracy and 3D surface roughness of the machine surfaces to identify the random features of the topography. It was concluded that joint machining can achieve the same levels of accuracy as grinding and at the same time provide a surface topography of the finished workpieces that meets the working specifications.

ACKNOWLEDGEMENTS

Project No. NKFI-125117 has been implemented with the support provided from the National Research, Development and Innovation Fund of Hungary, financed under the K_17 funding scheme. The described study was carried out as part of the EFOP-3.6.1-16-00011 “Younger and Renewing University – Innovative Knowledge City – institutional development of the University of Miskolc aiming at

intelligent specialisation” project implemented in the framework of the Szechenyi 2020 program. Both sources of funding are gratefully acknowledged.

References: **1.** *Lütjens, P.*: Große Vorteile durch Kombinationsbearbeitung. Werkstatt und Betrieb 9, 2008, pp.114–120. **2.** *Weinert, K., Inasaki, I., Sutherland, J.W., Wakabayashi, T.*: Dry Machining and Minimum Quantity Lubrication. CIRP Annals 53(2), 2004, pp. 511–537. **3.** *Varga, G.*: Investigation of 3D Surface Roughness on Environmentally Friendly Way Milled Surfaces, Rezanie i Instrumenty v Tekhnologicheskikh Sistemah 81 2012, pp. 24–33. **4.** *Varga, G., Szigeti, F., Dezső, G.*: 3D Surface Topography Analysis of Environmentally Consciously Drilled Holes, Annals of Faculty of Engineering Hunedoara - International Journal of Engineering XI(3), 2013, pp. 99–104. **5.** *Kundrák, J., Gyáni, K., Felhő, C., Markopoulos, A.P., Deszpoth, I.*: Analysis of lead twist in modern high-performance grinding methods. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 161, 2016, 012005. **6.** *Kundrák, J., Markopoulos, A.P., Makkai, T.*: Assessment of tool life and wear intensity of CBN tools in hard cutting. Key Engineering Materials 686, 2016, pp. 1–6. **7.** *Karpuschewski, B., Wehmeier, M., Inasaki, I.*: Grinding Monitoring System Based on Power and Acoustic Emission Sensors. CIRP Annals 49(1), 2000, pp. 235–240. **8.** *Byrne, G., Dornfeld, D., Denkena, B.*: Advancing Cutting Technology. CIRP Annals 52(2), 2003, pp. 483–507. **9.** *Kundrák, J., Mamalis, A.G., Markopoulos, A.*: Finishing of Hardened Boreholes: Grinding or Hard Cutting? Materials and Manufacturing Processes 19(6), 2004, pp. 979–993. **10.** *Kundrák, J., Mamalis, A.G., Gyani, K., Markopoulos, A.*: Environmentally Friendly Precision Machining. Materials and Manufacturing Processes 21(1), 2006, pp. 29–37. **11.** *Sztankovics, I., Kundrák, J.*: The characteristic parameters of the twist structure on cylindrical surfaces machined by turning procedures. Applied Mechanics and Materials 693, 2014, pp. 418–423. **12.** *Moriwaki, T.*: Multi-functional machine tool. CIRP Annals 57(2), 2008, pp. 736–749.

UDC 621.9

Angelos P. Markopoulos, Konstantinos P. Souleles, Athens, Greece

KNEE IMPLANT STUDY AND EVALUATION WITH AXIOMATIC DESIGN METHOD

People from all around the globe get their knees injured every day either because of severe sport accidents or because of simple misstepping. Their lives are about to change drastically and dramatically. The pain and the limitation of their movements becomes an obstacle and treatment with painkillers only postpones the problem. In these cases, medical doctors suggest Total Knee Replacement surgery, in which a knee implant replaces the damaged parts of the human injured knee in order to recover partially or fully the normal motion of the knee and therefore the everyday activities of the person in need. In over 95% of the patients who underwent a Total Knee Replacement surgery, the pain was overcome in sort amount of time, a high percentage of the kinematics of the knee were brought back to normal, and the patients were able to continue their lives. In this paper, the main purpose is to study the knee mechanics, to deconstruct the kinematics and dynamics of this complex system, to develop a new, ambitious knee implant design for severe accidents, perform simulation tests and evaluate it by the rules of the Axiomatic Design Method.

1. INTRODUCTION

There are various kinds of knee implants in the market, today. However, there is always possibility for improvement. Every knee implant design needs to comply with the knee mechanics in order to be effective. More specifically a knee implant design should take under consideration the kinematics and dynamics of the knee, the weight, durability and biocompatibility of the implant, as well as the constraints of the moving parts, the co-operation with the rest of the knee parts that remain neutral, the final cost and the installation during surgery.

The kinematics of the knee are divided in three main motion studies. The bending and extending of the knee, the internal and external rotation and the forward and backward movement. The constraints of these movements are equally important to obviate injuries like ruptures, fractures and dislocations. The dynamics of the knee can be categorized in three segments. Load transferring from the upper part of the leg to the opposite and vice versa, vibration absorption and friction minimization and durability in dynamic loads [1, 2]. All the above constitute the functional requirements of the knee implant design. In Axiomatic Design, the customer needs are converted into functional requirements, which need to be satisfied by the design parameters in the physical world [3, 4].

2. DESIGN

In [2] the designs and the materials used in knee implants are thoroughly described. In this paper a novel approach is described.

The knee implant design was developed using the Solidworks Software. The design consists of two part, the femoral and the tibial, see Figure 1. The material used is Ti-6Al-4V with a ceramic coating for corrosion protection and biocompatibility [5, 6].

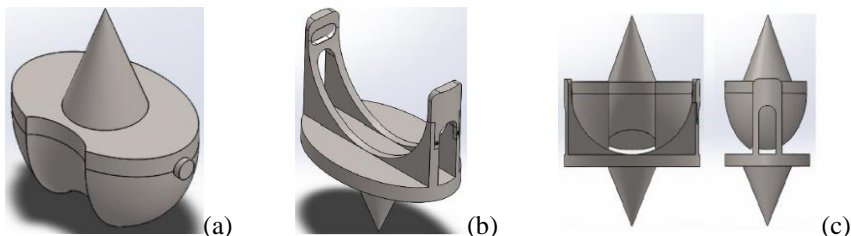


Figure 1 – (a) Femoral part (b) Tibial part and (c) views of the assembled design

First of all, the femoral part consists of the elliptic, flat surface bounds with the femur so that the implant stays in place and bone cement plays the succorer role, uniting implant and bone. The elliptic shape was given because the femur has also an elliptic section in its lower point. Thus, cutting the lowest part of the femur would leave an elliptic flat surface to match with the implant's upper side, while choosing the specific height to cut provides the opportunity for standardized sizes, lowering the manufacturing cost. Secondly, the conical bulge can be inserted into the femur after a special drilling operation in order to increase the contact surface, hence the stability of the structure. Worth noticing is the difference in contact surface between conical and cylinder bulges. Next comes the patella channel; its purpose is to hold the patella in specific track during the bending and extending movement. The last characteristic of the femur part is the twin side cylindrical column. The two symmetrical cylindrical columns join the femur part with the tibial part conveying loads between them, during everyday activities.

The tibial part bears two symmetrical columns, in the top of which exist two symmetrical slots for the femur part's cylindrical columns to be inserted, see Figure 2(a). In that way the two parts of the implant are connected and cannot be separated. Of course the assembling of these two parts, geometrically could not be achieved if it was not for the separated upper half of one of the two columns of the tibial part. This removing detail, when inserted in its column, according to its

edged shaped design, leaves only two degrees of freedom that get fixed with two fully thread screws. The symmetrical columns have their bodies machined in the middle, in order to lower the final weight of the design, see Figure 2(b). The tibial part also has the same surface as the femoral part and the same conical bulge to get fixed with the tibia via bone cement.

All the possible and normal movements can be achieved setting the correct boundaries. More specifically the bending and extending of the knee can be achieved when the tibial implant is rotated around the femur implant with the cylindrical column – slot joints to be the axis of rotation. The bending and extension of the knee cannot be modelled as a hinge because the axis of rotation is not stable and the design takes into consideration this unique characteristic [7]. The geometry of the slots are semicircles in distance and include an elastic material to absorb the vibrations and minimize the friction of the cylindrical columns in them. This design provides the possibility the cylindrical columns to move freely into the slots back and forth, up and down, setting different momentarily axis of rotation.

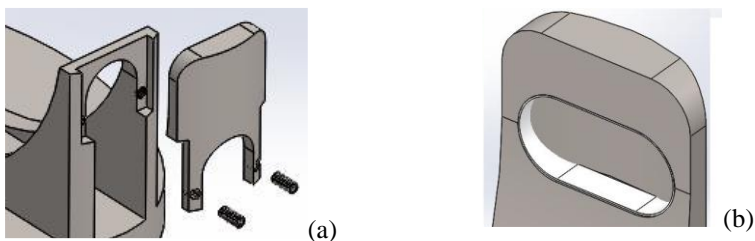


Figure 2 – (a) Detail in the tibial part and (b) design of the slots

The rest of the movements can also be achieved. While in internal and external rotation, the cylindrical column, can be moved back and forth into the slot in different direction as the opposite twin does. The forward and backward movement is the same situation as before but the cylindrical column moves into the same direction as its twin. Finally, the infinitesimal movement of up and down can be achieved when the two cylindrical columns move into the elastic material of the slots deforming it and taking its place.

The constraints of these movements are set via either the physical structure of the knee system or the geometrically characteristics of the implant design. The upper limit of the extending movement is set by the femur itself, as the patella reaches a dead end at its track, while on the opposite direction the limit of the bending movement is set by the end of the patella channel. The constraints of the internal and external rotation of the knee are achieved via the diametrically

opposite edges of the tibial part slots while the constraints of the forward and backward movement via the symmetrically edges.

The dynamics of the knee are also satisfied. Load transferring is achieved via the continuous contact of the femoral implant with the tibial implant, vibration absorption and friction minimization via the elastic material in the slots, and the durability of the implant is ensured as the simulations in the next section show.

3. SIMULATIONS

The simulation tests were performed in Solidworks software. The material used is Ti-6Al-4V with density 4510 kg/m^3 and yield strength $S_y = 3.7 \times 10^8 \text{ N/m}^2$. For each of the femoral parts, tibial part and the attachable part of the tibial, two simulations were run. In the first simulation, a 150 kg person stands still on his leg with the implant on, loading the implant with its bodyweight and in the next simulation, the same person from the same position performs a squat with the same leg, loading the implant with the amount of 7.6 times its bodyweight [8]. The results are shown in Figures 3 and 4.

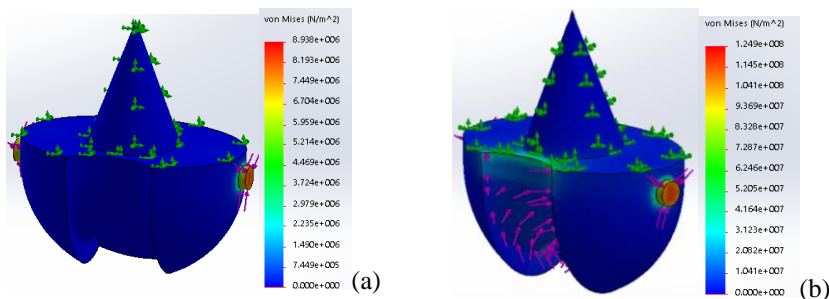


Figure 3 – (a) First and (b) second simulation on femoral part

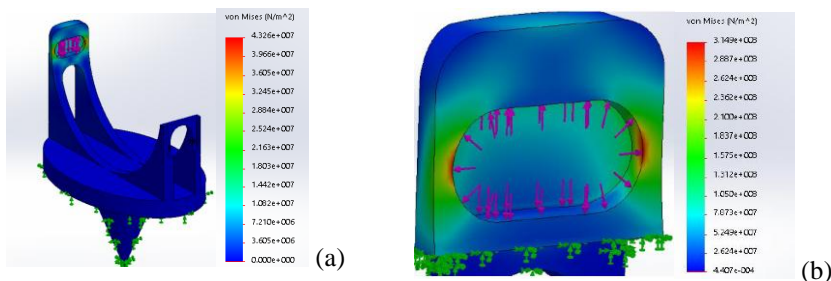


Figure 4 – Simulation on (a) tibial part and (b) the attachable part

Every simulation result is tabulated in Table 1. All results are acceptable since the applied loads are lower than the yield strength of the implant material

Table 1 – Simulation Results

	Resulting loads [N/m ²]		
	Femoral part	Tibial part	Attachable part
1 st Simulation	8.9x10 ⁶	4.3 x10 ⁷	4.1 x10 ⁷
2 nd Simulation	1.2 x10 ⁸	3.3 x10 ⁸	3.1 x10 ⁸

4. EVALUATION

Axiomatic Design is a reliable method to design systems and products so that from the very beginning it is possible to know whether a design is going to be successful or not. In this way, methods like trial-and-error, which are time consuming, are set aside. In this paper the Axiomatic Design method is used as an evaluating measure to check if the final design of this knee implant can be characterized as a good design. In order to achieve a good design according to Axiomatic Design, the Design Matrix, consisting of the Functional Requirements (FR) as rows and the Design Parameters (DP) as columns, should be a diagonal matrix or at least a lower triangular matrix. That means that every customer need needs to be satisfied by only one functional requirement and every functional requirement should be achieved by only one design parameter. The second part of the above statement can be approved even if the design matrix is not a diagonal matrix but lower triangular matrix. The design parameters set by this paper’s design should match the functional requirements of the knee, see Figure 5. The design parameters of the implant’s design are shown in Figure 6.

- | |
|--|
| FR1 = Biocompatibility
FR2 = Weight
FR3 = Kinematics
FR3.1 = Bending & Extension
FR3.2 = Internal & External Rotation
FR3.3 = Forward & Backward Movement
FR4 = Restraints
FR4.1 = Upper patella’s limit
FR4.2 = Lower patella’s limit
FR4.3 = Internal & External Rotation Limit
FR4.4 = Forward & Backward Movement Limit
FR5 = Dynamics
FR5.1 = Load Transferring
FR5.2 = Vibration absorption and Friction minimization
FR5.3 = Durability
FR6 = Good collaboration with the rest of the knee parts
FR6.1 = Connection with bones
FR6.2 = Patella’s right track
FR6.3 = Find required space for implant to fit
FR7 = Cost
FR8 = Easy installation during surgery |
|--|

Figure 5 – Functional Requirements

- DP1 = Implants Material
- DP2 = Material Removal from symmetrical columns
- DP3 = Cylindrical columns – slots Joint
- DP4 = Diametrically opposed movement of the cylindrical columns
- DP5 = Same directional movement of the cylindrical columns
- DP6 = Femur
- DP7 = End of the patella channel
- DP8 = Diametrically opposite edges in slots
- DP9 = Symmetrically edges in slots
- DP10 = Continuous contact between femoral and tibial implant
- DP11 = Elastic Material
- DP12 = Bone Cement
- DP13 = Conical Shape of Implant inserting into bones
- DP14 = Patella channel
- DP15 = Broken parts removal
- DP16 = Standardized styles
- DP17 = Easy assembling and bone cutting

Figure 6 – Design Parameters

5. RESULTS AND DISCUSSION

The design matrix of these FR-DP is shown in Figure 7(a). The Design Matrix in this form cannot provide understandable results for whether the matrix is a lower triangular matrix or not, but for sure the DM is not a diagonal matrix. Making the necessary changes of rows and columns, moving row FR5.3 up top and column DP11 in the second column, provides clear information that the DM is a lower triangular matrix, see Figure 7(b). Blue cells are the diagonal cells, green cells are the non-problematic cells and red cells are the problematic ones.

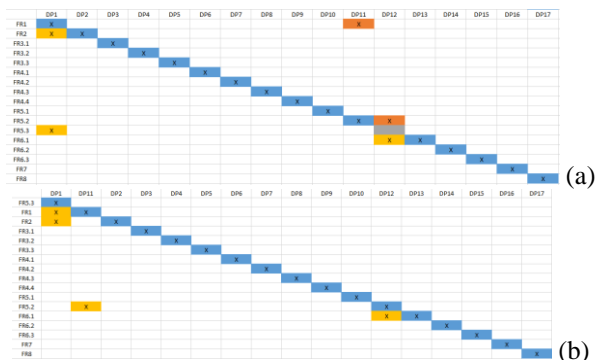


Figure 7 – Design Matrix (a) before and (b) after transformation

According to the Axiomatic Design Method, since the DM is lower triangular and the first axiom, the Independence Axiom is satisfied, this paper's knee implant design can be characterized as a good design.

6. SUMMARY

A new design for knee implant was developed based on the knee mechanics. Simulations showed that the durability of the implant is high and can withstand extraordinary loads. Axiomatic Design Method evaluated the implant as a good design. The developed design is in primary stages and needs improvement. However, the concept's basis is strong and it may influence other designs in the future.

References: **1.** *D. Granchi, E. Cenni, D. Tigani, G. Trisolino, N. Baldini, A. Giunti.* Sensitivity to implant materials in patients with total knee arthroplasties. *Biomaterials* 29(10), 2008, pp. 1494-1500. **2.** *A.P. Markopoulos, N.I. Galanis, N.E. Karkalos and D.E. Manolakos.* Precision CNC machining of femoral component of knee implant: A case study. *Machines* 6(1), 2018, 10. **3.** *A.M. Farid, N.P. Suh.* Axiomatic Design in Large Systems: Complex Products, Buildings and Manufacturing Systems. Springer, 2016. **4.** *N.P. Suh.* *Axiomatic Design: Advances and Applications.* Oxford University Press, 2001. **5.** *C. Sella, J.C. Martin, J. Lecoeur, J.P. Bellier, M.F. Harmand, A. Naji, J.P. Davidas, A. Le Chanu.* Corrosion protection of metal implants by hard biocompatible ceramic coatings deposited by radio-frequency sputtering, *Clinical Materials* 5(2-4), 1990, pp. 297-307. **6.** *J.P. Sharkany, M.J. Sichka, A.M. Potapchuk, I.S. Lemko, J.L. Pintye.* Biocompatible gradient ceramic coatings for metal implants. Proc. SPIE 4336, Nondestructive Evaluation of Materials and Composites V, 2001. **7.** *Y. Jun.* Morphological analysis of the human knee joint for creating custom-made implant models. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 52(9-12), 2011, pp. 841-853. **8.** *N. J. Dahlkvist, P. Mayo, B.B. Seedhom.* Forces during squatting and rising from a deep squat. *Engineering in Medicine*, 11(2), 1982, pp. 69-76.

UDC 621.9

Antal Nagy, Janos Kundrak Miskolc, Hungary

INVESTIGATION OF SURFACE ROUGHNESS CHARACTERISTICS OF FACE MILLING

Surface quality and accuracy affect the integrity and lifetime of machine parts and the operational requirements of the structural (or assembly) units. These are the reasons that the expected surface roughness must be planned based on the operational requirements of the parts. The path of the tool edge, which is defined by the characteristics of the kinematics of face milling, makes the milled surface inhomogeneous, which means the roughness analysis in various directions gives different values. In this paper the effect of increasing the feed rate on surface roughness is investigated. This cutting data is chosen because increasing the feed rate is an effective way to increase productivity.

1 INTRODUCTION

The purpose of finishing parts is to meet the roughness and accuracy requirements of the part drawing. Extensive research work is being carried out to achieve surface roughness values that meet the operational requirements, including in face milling. A great number of publications describe the results; some of their conclusions are presented in the followings.

Mansour et al. [1] aimed to discover the relationship between cutting data and surface roughness characteristics with three independent variables (v_c , f_z and a_p) with dry machining. They found that when increasing the cutting data, surface roughness decreases with the cutting speed (v_c) and increases with the axial depth-of-cut (a_p) and the feed rate (f_z). It is concluded that the same roughness value can be achieved with the appropriate combination of cutting speed and feed rate, thus by applying higher speeds the machining time can be reduced, also the material removal rate can be increased.

Sheth et al. [2] also studied the effect of cutting data on surface roughness with full factorial design. It was concluded that the surface roughness is influenced slightly by the cutting speed v_c and the depth-of-cut a_p but the lowest value should be sought to keep the feed rate f_z low. They found that changing the parameters in couples affects the surface roughness in different ways: significantly for $v_c - f_z$; it has a small effect on $v_c - a_p$; and it has no effect on $f_z - a_p$.

Liu et al. [3] investigated how surface roughness affects the fatigue life of the part. It was found that the roughness is most dependent on the feed rate, while the cutting speed has small, and the depth-of-cut has very little effect. Significant differences in roughness values were experienced on different parts of the surface of the samples.

A mathematical model was further developed by Baek et al. [4] to calculate surface roughness. It takes into consideration the run-out of inserts, which is inevitable

when manufacturing tools. It has been observed that the effect of the run-out on the surface roughness is not directly proportional to the feed rate, therefore the run-out is always recommended to be pre-measured for surface roughness estimation.

Ozcelik [5] found during experiments cutting with the same tool that with the increase of tool wear, the roughness of the machined surface increases. The amount of the wear was correlated with the machining time, which is easy to determine. Taking the wear into account, a formula was developed to determine the Ra value more accurately. As a result of his experiment, the factors affecting roughness were stated in descending order: cutting time, depth-of-cut, cutting speed, and feed rate.

Zhao et al. [6] also listed the factors affecting the roughness in descending order: feed rate, depth-of-cut, and cutting speed.

A study was conducted to determine how two- and three-dimensional surface roughness parameters are formed when separating a constant chip cross section with one or several chips as a function of a_p/f_z chip size ratio [7]. It was found that by increasing the feed per tooth f_z for face milling with a single insert the roughness of the plane surface is gradually deteriorates. For the cutting experiment with five inserts, the result of 4 to 5 times higher roughness can be explained by the run-out of the inserts.

Preliminary estimation of surface roughness of machined surfaces is also an important research direction. The effect of the run-out was studied by a suitable method to determine the theoretical values of surface roughness and to estimate the expected roughness of the surfaces machined under the given conditions, with circular inserts [8]. It was concluded that the roughness of the machined surface – for the tested settings – was 1.44-7.71 times worse when made with several inserts, depending on the feed rate, than when made with a tool which has no run-out.

Based on this short literature review it seems that the facts influencing the surface roughness and the intensity of these effects are judged differently in terms of various cutting conditions (tool-workpiece material pairing, technological parameters). In this paper the change of 2D and 3D surface roughness parameters as a function of feed rate is investigated for symmetric face milling. Because of the significant changes in the depth-of-cut a_p and the feed rate f_z , the characteristics of the chip separation and deformation also varies, so the change of the chip size ratio a_p/f_z has also been analyzed in relation to the surface roughness.

2 EXPERIMENTAL CONDITIONS

The experiments were performed on a Perfect Jet MCV-M8 vertical milling machine. The tool was a Sandvik R252.44-080027-15M face milling head having a nominal diameter of $D_t = 80$ mm. During cutting, only one insert was used, which was Sandvik R215.44-15T308M-WL rectangular coated carbide grade with a cutting edge angle of $\kappa_r = 90^\circ$. Other details: $\gamma_o = 0^\circ$; $\alpha_o = 11^\circ$; $r_e = 0.8$ mm.

The workpieces used for the experiments were made of C45 grade unalloyed steel (material number: 1.0503) in normalized condition, which has the tensile strength 580

MPa and Brinell hardness 207 HBW [9]. The surfaces prepared on the specimens for milling were 58 mm in length and 50 mm in width.

The cutting data used for the experiments are contained in Table 1. The specimens were produced of one material, plane surfaces were milled in symmetric setting with several f_z feed rates in total width while keeping the v_c cutting speed and the a_p depth-of-cut constant. Each sample was machined with a fresh cutting edge.

Table 1 – Cutting data for the experiments

No.	v_c [m/min]	a_p [mm]	f_z [mm]	a_p/f_z
1	400	0.4	0.1	4
2			0.2	2
3			0.4	1
4			0.8	0.5
5			1.6	0.25

The 2D and 3D roughness measurements were carried out using an AltiSurf 520 three-dimensional surface roughness measuring device. A CL2 confocal chromatic optical sensor equipped with a MG140 magnifier was used for the recordings. The probe has the axial resolution of $0.012 \mu\text{m}$ and the horizontal steps are at least $0.5 \mu\text{m}$. The evaluations were performed with AltiMap Premium software.

The measurements were carried out in the symmetry plane and in two parallel planes at the same distance from the first one. The starting positions and the places of the measurements are shown in Figure 1. The lengths of the longitudinal measurements were the same as those instructed by standards ISO 4287 and ISO 4288. Each 3D measurement had an area of $2.5 \times 2.5 \text{ mm}$.

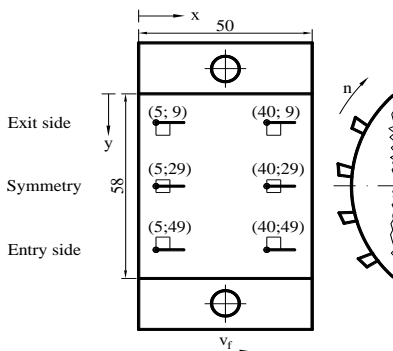


Figure 1 – Positions of the measurements

3 RESULTS OF EXPERIMENTS

Of the known 2D roughness parameters only Ra and Rz values are given, as in practice these occur most frequently. Table 2 shows the values of the measurement results. The feed rate values were assigned in geometric series. The arithmetic mean roughness Ra and the maximum roughness depth Rz values progressively increase by increasing the feed rate between the two neighboring values, and with it chip size ratio decreases. During the increase in feed per tooth, the change in both roughness parameters is the highest in the symmetry plane: Ra increased 59.5 times and Rz increased 43.6 times. With $f_z = 0.1$ feed per tooth there is little difference between the values measured in the planes but when increasing the feed rate – or reducing the chip size ratio – the differences become larger. At lower feed rates it can be observed that the roughness values – both Ra and Rz – measured in the symmetry plane are the smallest of the planes; however, at $f_z = 0.4$ and larger values this relationship is reversed.

Table 2 – 2D Surface roughness values for various feed rates

No.	f_z	a_p/f_z	Ra [μm]			Rz [μm]		
			Entry	Middle	Exit	Entry	Middle	Exit
1	0.1	4	0.325	0.322	0.350	1.934	1.510	1.817
2	0.2	2	0.743	0.645	0.703	3.591	3.017	3.845
3	0.4	1	1.752	2.904	1.229	6.492	10.200	6.878
4	0.8	0.5	6.440	7.835	4.032	23.862	29.313	16.739
5	1.6	0.25	16.486	19.159	9.115	49.914	65.849	38.636

As we have analyzed the Ra and Rz values from the possible parameters, values of Sa and Sz are taken from the 3D measurements. The measured values are shown in Table 4. The characteristics of the values between the measuring planes and the change in the feed rate is the same as in the 2D case. The symmetry plane shows the maximum change in roughness values here as well, but the ratios are smaller in both cases. They are 41.8 times higher for Sa and 26.5 times higher for Sz.

Table 3 – 3D Surface roughness values for various feed rates

No.	f_z	a_p/f_z	Sa [μm]			Sz [μm]		
			Entry	Middle	Exit	Entry	Middle	Exit
1	0.1	4	0.396	0.371	0.392	2.522	2.509	2.596
2	0.2	2	0.767	0.631	0.695	3.493	3.273	4.317
3	0.4	1	2.406	2.920	1.708	11.966	12.108	11.994
4	0.8	0.5	5.288	7.681	4.787	25.901	33.239	26.102
5	1.6	0.25	11.156	15.521	12.371	59.200	66.478	66.346

The roughness profile curves are shown in Figure 2, arranged according to the measuring planes and the feed per tooth. All curves show the periodicity well. On some graphs two peaks are visible per period, which shows the cutting edge and the minor cutting edge impressions together.

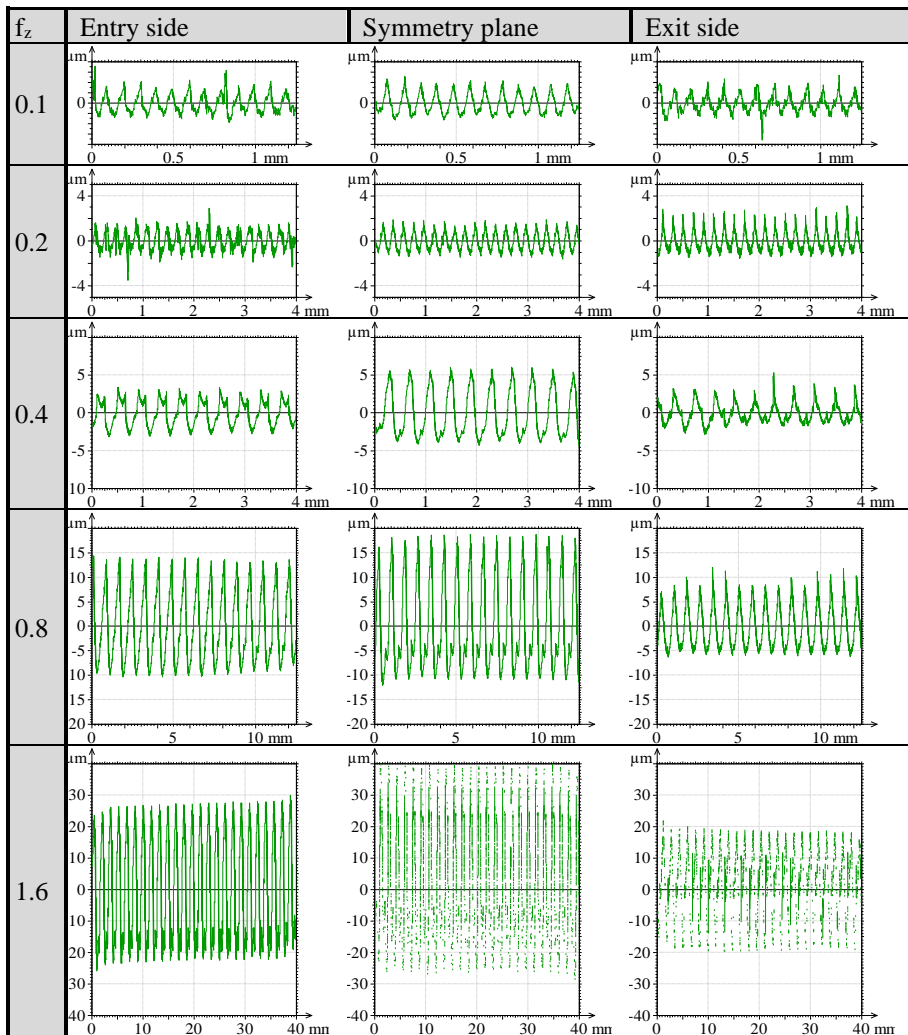


Figure 2 – 2D roughness profile curves of the milled surface at different feed rates

The mappings of the surfaces can be seen in Figure 3. On the topographies the typical roughness impressions can be noticed well. While only the roughness profile of the machined surface appears in the symmetry plane, on the entry side the scratching of the minor cutting edge is also visible on the surface. It is also noticeable on the exit side, with much deeper grooves appearing here. This is also related to the different values between the planes.

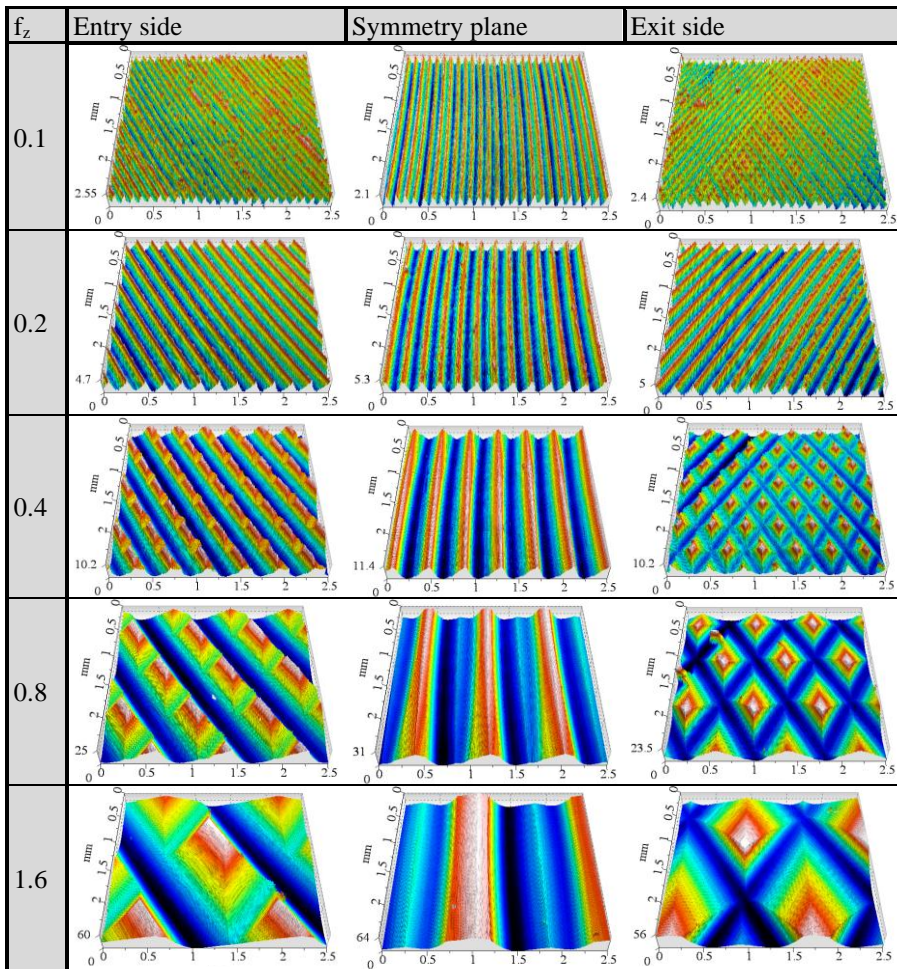


Figure 3 – Topography of the measured surfaces

4 DISCUSSIONS

The measured values presented in the above tables are shown in diagrams, which make the analysis of the results more meaningful and facilitate their evaluation.

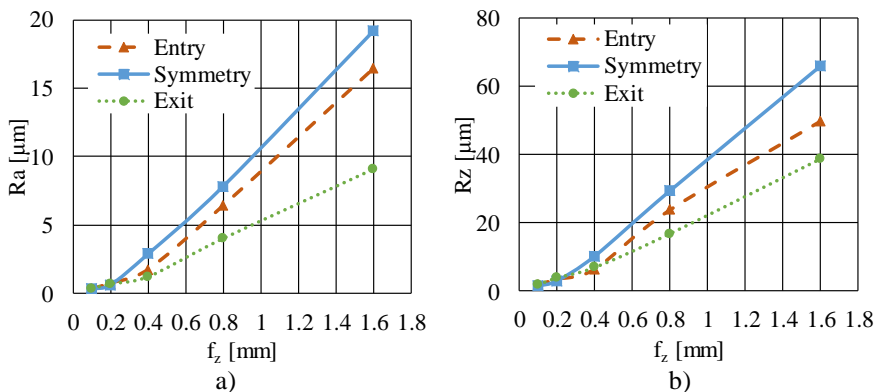


Figure 4 – Measurement results as a function of f_z feed rate

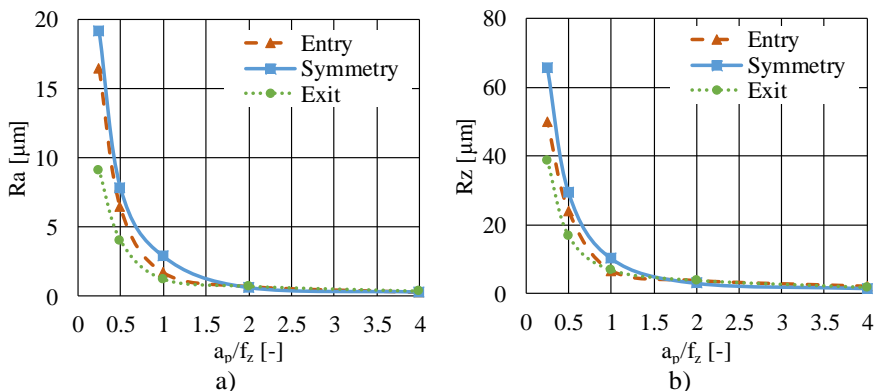


Figure 5 – Measurement results as a function of a_p/f_z chip size ratio

Figure 4 shows the 2D roughness parameters as a function of feed rate. It can be stated that only increasing the feed rate makes the roughness values increase almost linearly. Looking at the curves of the diagrams, it can be seen that the roughness values differ in the three measured planes. At low feed rates ($f_z = 0.1 \dots 0.2$) roughness values are close to each other, and when using higher feed rates ($f_z \geq 0.4$) the difference of the values between planes is also higher.

Figure 5 shows the Ra and Rz roughness values set for the chip size ratio. Theoretically, the highest values of roughness should be found in the symmetry plane, however the measured values follow this tendency only at a_p/f_z less than 1. When setting higher depth-of-cut and lower feed rate ($a_p/f_z > 1$) the differences between the three planes are very small. This suggests that the assumption that it is sufficient to measure the maximum roughness in the symmetry plane is not verified in all cases.

3D roughness parameters show similar changes that can be seen well in Figures 6 and 7. As described in the profile diagrams, the differences in the profiles of the three planes cause different values between the planes.

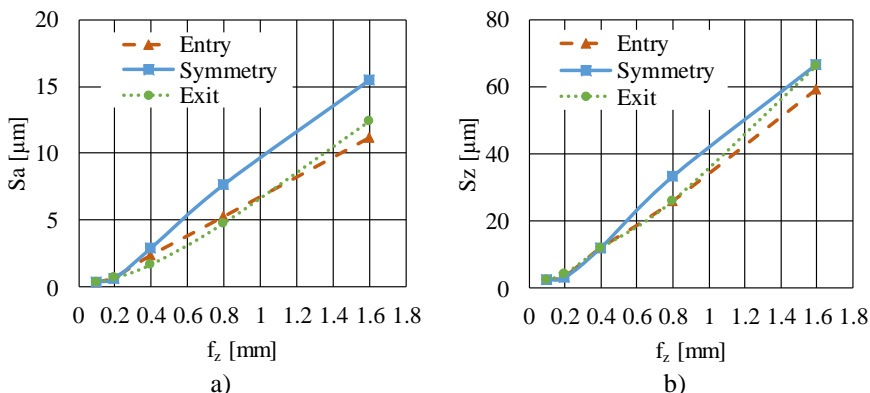


Figure 6 – 3D surface roughness values as a function of f_z feed rate

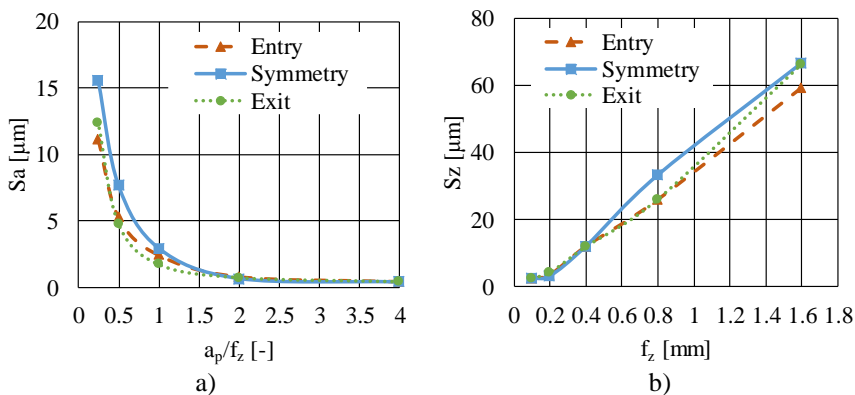


Figure 7 – 3D surface roughness values as a function of a_p/f_z chip size ratio

5 CONCLUSIONS

For face milling it is necessary to consider that surface roughness is inhomogeneous due to the motion of the tool edge; therefore, the values of the roughness parameters differ when measuring the surface in different directions and in planes and various surface elements.

In this article, symmetrical face milling was performed on unalloyed steel, with a milling head equipped with only one rectangular insert, where the feed per tooth f_z was changed and the depth-of-cut a_p and the cutting speed v_c were kept constant. The surface roughness of the milled specimens was measured in three parallel planes, and the 2D and 3D values of the parameters were analyzed and evaluated. During the analysis, the following conclusions were made.

For the a_p/f_z chip size ratio the setting of higher depth-of-cut and lower feed rate causes very little change in roughness values. However, if a ratio of $a_p/f_z \leq 1$ is set, following the change the values of the roughness parameters increase significantly. Therefore, when choosing the a_p/f_z ratio it is recommended to pay particular attention to the change in roughness values in the steeply increasing section (Fig. 4.b) so that the roughness values given in the part drawing are not exceeded.

The maximum surface roughness values were not always measured in the symmetry plane, which indicates that the maximum roughness can be measured at different points of the surface. It is therefore recommended to check the surface roughness for correct evaluation not only in the symmetry plane but also in parallel planes.

While in theory [10] the planes of the same distance to the symmetry plane are identical to the roughness values, this was not proven during the experiments. The experimental results gave larger values on the entry side than on the exit side. The explanation for this is that up-milling is realized from the entry side until the middle plane, and then down-milling occurs up to the exit side [11].

ACKNOWLEDGEMENTS

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

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

Both grants are gratefully acknowledged.

References: 1. *Mansour, A., Abdalla, H.:* Surface roughness model for end milling: a semi-free cutting carbon casehardening steel (EN32) in dry condition, *Journal of Materials Processing Technology* 124 (2002) pp.183-191; 2. *Sheth, S., George, P.M.:* Experimental Investigation and Prediction of Flatness and Surface Roughness during Face Milling Operation of WCB Material, *Procedia Technology* 23 (2016) pp.344-351; 3. *Liu, G., Huang, C., Zhu, H., Liu, Z., Liu, Y., Li, C.:* The modified surface properties and

fatigue life of Incoloy A286 face-milled at different cutting parameters, *Materials Science & Engineering A* 704 (2017) pp.1-9; **4.** *Baek, D.K., Ko, T.J., Kim, H.S.*: Optimization of feedrate in a face milling operation using a surface roughness model, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 41 (2001) pp.451-462; **5.** *Ozcelik, B., Bayramoglu, M.*: The statistical modeling of surface roughness in high-speed flat end milling, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 46 (2006) pp.1395-1402; **6.** *Zhao, G., Guo, Y.B., Zhu, P., Zhao, Y.*: Energy Consumption Characteristics and Influence on Surface Quality in Milling, *Procedia CIRP* 71 (2018) pp.111-115; **7.** *Kundrák, J., Felhő, C.*: Investigation of the topography of face milled surfaces, *Materials Science Forum* 919 (2018) pp.78-83; **8.** *Felho, C.; Kundrak, J.*: Effects of Setting Errors (Insert Run-Outs) on Surface Roughness in Face Milling When Using Circular Inserts, *Machines* vol.6 issue:2 (2018) Article Number: 14.; **9.** *European Steel and Alloy Grades/Numbers, C45*, http://www.steelnumber.com/en/steel_composition_eu.php?name_id=152; **10.** *Felho, C., Karpuschewski, B., Kundrák, J.*: Surface roughness modelling in face milling, *Procedia CIRP* 31 (2015) pp. 136-141; **11.** *Shaw, M.C.*: *Metal Cutting Principles*. Clarendon Press, Oxford. 1984

УДК 621.923

В.И. Полянский, канд. техн. наук, Харьков, Украина

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕХНОЛОГИИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ФОРМУЮЩЕЙ ОСНАСТКИ ДЛЯ МАКАРОННОЙ И КОНДИТЕРСКОЙ ОТРАСЛЕЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ

Теоретично визначено максимально можливу продуктивність обробки при фрезеруванні циліндричною та торцевою фрезами з урахуванням обмеження за граничною (з умов міцності фрези) товщини зрізу. Доведено ефективність застосування схеми фрезерування торцевою фрезою для підвищення продуктивності та якості обробки на верстатах з ЧПУ при виготовленні складнопрофільної формуючої оснастки. Теоретично обґрунтовані практичні рекомендації щодо зниження енергосмітності обробки.

Теоретически определена максимально возможная производительность обработки при фрезеровании цилиндрической и торцевой фрезами с учетом ограничения по предельной (из условий прочности фрезы) толщине среза. Доказана эффективность применения схемы фрезерования торцевой фрезой для повышения производительности и качества обработки на станках с ЧПУ при изготовлении сложнопрофильной формующей оснастки. Теоретически обоснованы практические рекомендации по снижению энергоёмкости обработки.

Theoretically, the maximum possible processing capacity is determined for milling with a cylindrical and face milling cutter, taking into account the limit on the cutting thickness (from the conditions of the milling strength). The efficiency of using a milling cutter with an end milling cutter has been proven to improve the productivity and quality of machining on CNC machines for the production of complex profile forming tools. Theoretically justified practical recommendations for reducing the energy intensity of processing.

1. Постановка проблемы. Применение на предприятиях Украины современных металлорежущих станков с ЧПУ типа «обрабатывающий центр» зарубежного производства и прогрессивных сборных режущих твердосплавных и керамических режущих инструментов с износостойкими покрытиями появилась возможность существенного повышения производительности и качества механической обработки, изготовления высокоточных деталей машин. Несмотря на высокую стоимость этих станков и инструментов, они достаточно быстро окупаются и обеспечивают высокую прибыль предприятию. В особой мере это относится к изготовлению сложнопрофильной формующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности в ОАО «Империя металлов» (г. Харьков), являющемся лидером среди ведущих участников данного рынка, на долю

которого приходится более 50 % производства оснастки среди стран СНГ.

Благодаря применению новых современных станков с ЧПУ и режущих инструментов с износостойкими покрытиями освоено производство основных видов формирующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности. Вместе с тем, с появлением новых труднообрабатываемых материалов и повышением требований к их механической обработке возникает необходимость дальнейшего совершенствования технологий изготовления формирующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности, особенно наиболее массово применяемой технологии фрезерования. Поэтому настоящая работа посвящена теоретическому исследованию закономерностей фрезерования и повышению эффективности его применения на современных металлорежущих станках с ЧПУ типа «обрабатывающий центр».

2. Анализ последних исследований и публикаций. Фрезерование является одним из основных видов механической обработки материалов и поэтому ему в научно-технической литературе постоянно уделяется большое внимание [1-4]. В настоящее время разработаны теоретические основы фрезерования и нормативы режимов резания для фрезерных работ. Однако они в большей степени базируются на результатах экспериментальных исследований, т.е. на эмпирических данных, что затрудняет выработку обобщенных практических рекомендаций для решения задач существенного повышения производительности, качества и точности механической обработки с применением современных режущих лезвийных инструментов и станков с ЧПУ. В связи с этим, актуальной является задача обоснования наиболее эффективной схемы фрезерования на станках с ЧПУ и реализующих ее условий обработки (режимов резания, характеристик инструментов и т.д.). Настоящая работа является дальнейшим развитием работ [5, 6] по теоретическому определению новых технологических возможностей операций фрезерования на станках с ЧПУ деталей формирующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности с точки зрения определения и реализации максимально возможной производительности обработки, а также снижения энергоемкости обработки.

3. Цель исследования. Теоретическое обоснование условий повышения производительности и снижения энергоемкости обработки при фрезеровании на станках с ЧПУ деталей формирующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности.

4. Определение максимально возможной производительности обработки при фрезеровании цилиндрической и торцевой фрезами. Для анализа технологических возможностей фрезерования цилиндрической фрезой следует определить максимально возможную производительность обработки с учетом обеспечения заданной (из условия прочности режущей

части фрезы) толщины среза. Для удобства расчетов толщины среза удаляемый в процессе обработки материал представлен в виде горизонтальных элементарных слоев (рис. 1 [5]), которые контактируют с режущими зубьями фрезы под разными углами β . Для периферийного элементарного слоя обрабатываемого материала максимальная толщина среза a определяется: $a = l \cdot \cos \beta$, где $l = V_{\text{дем}} \cdot \tau$ – перемещение периферийного элементарного слоя обрабатываемого материала в горизонтальном направлении за период времени $\tau = L/V_{\text{фр}}$ между работой двух соседних зубьев фрезы, м; $V_{\text{дем}}$ – скорость перемещения детали, м/с; $L = 2 \cdot \pi \cdot R_{\text{фр}} / z$ – расстояние (по окружности) между двумя соседними зубьями фрезы, м; $R_{\text{фр}}$ – радиус фрезы, м; z – число зубьев фрезы; $V_{\text{фр}}$ – скорость вращения фрезы, м/с.

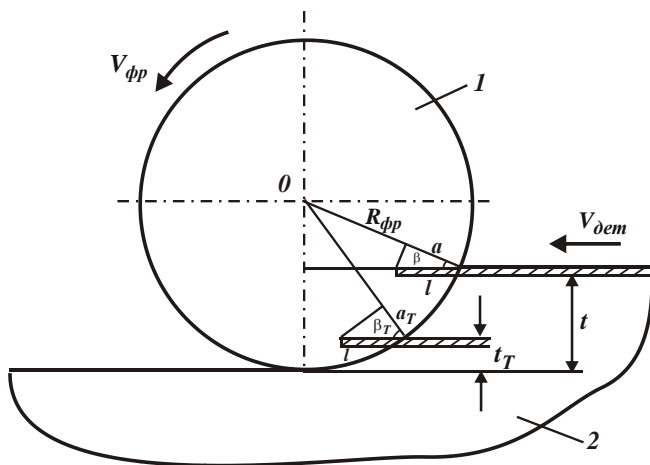


Рисунок 1 – Расчетная схема параметров фрезерования цилиндрической фрезой:
1 – контур фрезы; 2 – обрабатываемая деталь

Тригонометрическую функцию $\cos \beta$ можно определить из условия:

$$\cos \beta = \frac{\sqrt{R_{\text{фр}}^2 - (R_{\text{фр}} - t)^2}}{R_{\text{фр}}} = \sqrt{\frac{2 \cdot t \cdot (D_{\text{фр}} - t)}{D_{\text{фр}}}}, \quad (1)$$

где t – глубина резания, м; $D_{фр} = 2 \cdot R_{фр}$ – диаметр фрезы, м.

Максимальная толщина среза a с учетом зависимости (1) выражается:

$$a = \frac{2 \cdot \pi}{z} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{фр}} \cdot \sqrt{t \cdot (D_{фр} - t)}. \quad (2)$$

Текущая толщина среза a_T , определяемая углом β_T и текущим значением t_T (рис. 1), аналогично зависимости (2), аналитически описывается:

$$a_T = \frac{2 \cdot \pi}{z} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{фр}} \cdot \sqrt{t_T \cdot (D_{фр} - t_T)}. \quad (3)$$

Из зависимости (3) вытекает, что текущая толщина среза a_T всегда меньше максимальной толщины среза a и изменяется по закону:

$$\frac{a_T}{a} = \sqrt{\frac{t_T \cdot (D_{фр} - t_T)}{t \cdot (D_{фр} - t)}}, \quad (4)$$

т.е. чем меньше t_T , тем меньше a_T .

Из зависимости (2) следует, что максимальная толщина среза a тем больше, чем больше глубина резания t . Наибольшее значение a достигается при условии $t = D_{фр} / 2$:

$$a_{max} = \frac{\pi \cdot D_{фр}}{z} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{фр}}. \quad (5)$$

С учетом известного соотношения $V_{фр} = \pi \cdot D_{фр} \cdot n$, имеем:

$$a_{max} = \frac{V_{дет}}{z \cdot n}, \quad (6)$$

где n – частота вращения фрезы, об./с.

Согласно зависимости (6), уменьшить a_{max} можно увеличением параметров z , n и уменьшением V_{dem} . Это указывает на эффективность применения высокоскоростного фрезерования.

Используя зависимость (2), можно определить максимально возможную производительность обработки $Q = B \cdot V_{dem} \cdot t$ с учетом обеспечения заданной (из условия прочности режущей части фрезы) толщины среза a , где B – ширина фрезерования, м. Для этого следует зависимость (2) разрешить относительно скорости перемещения детали

$$V_{dem} = \frac{z \cdot a \cdot V_{\phi p}}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{t \cdot (D_{\phi p} - t)}}. \quad (7)$$

Максимально возможная производительность обработки Q определяется:

$$Q = B \cdot V_{dem} \cdot t = \frac{B \cdot z \cdot a \cdot V_{\phi p}}{2 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{1}{\left(\frac{D_{\phi p}}{t} - 1\right)}}. \quad (8)$$

Как видно, увеличить максимально возможную производительность обработки Q можно увеличением параметров B , z , a , $V_{\phi p}$ и t .

Из приведенных зависимостей (7) и (8) следует, что с увеличением глубины резания t скорость перемещения детали V_{dem} уменьшается, а максимально возможная производительность обработки Q , наоборот, увеличивается в связи с увеличением длины дуги контакта цилиндрической фрезы с обрабатываемым материалом. Из зависимости (8) также следует, что эффект увеличения Q обусловлен уменьшением отношения $D_{\phi p} / t$, т.е. эффективно уменьшать и диаметр фрезы $D_{\phi p}$. Однако это приведет к уменьшению числа зубьев фрезы z , что, согласно зависимости (8), вызовет уменьшение Q . Поэтому с целью увеличения Q целесообразно уменьшать отношение $D_{\phi p} / t$ за счет увеличения глубины резания t .

Наибольшая максимально возможная производительность обработки достигается при условии $t = D_{\phi p} / 2$:

$$Q = \frac{B \cdot z \cdot a \cdot V_{фр}}{2 \cdot \pi} . \quad (9)$$

На наибольшую максимально возможную производительность обработки не влияет диаметр фрезы $D_{фр}$. С учетом $V_{фр} = \pi \cdot D_{фр} \cdot n$, имеем:

$$Q = \frac{B \cdot z \cdot n \cdot a \cdot D_{фр}}{2} . \quad (10)$$

В этом случае наибольшая максимально возможная производительность обработки Q определяется и диаметром фрезы $D_{фр}$: чем больше $D_{фр}$, тем больше Q . При фрезеровании торцовой фрезой скорость перемещения детали $V_{дем}$ можно определить, используя зависимость (7), рассматривая вместо глубины резания t ширину фрезерования B :

$$V_{дем} = \frac{z \cdot a \cdot V_{фр}}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{B \cdot (D_{фр} - B)}} . \quad (11)$$

Тогда максимально возможная производительность обработки Q определится зависимостью, аналогичной зависимости (8):

$$Q = B \cdot V_{дем} \cdot t = \frac{z \cdot a \cdot V_{фр} \cdot t}{2 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{1}{\left(\frac{D_{фр}}{B} - 1\right)}} . \quad (12)$$

Наибольшая максимально возможная производительность обработки достигается при условии $B = D_{фр} / 2$:

$$Q = \frac{t \cdot z \cdot a \cdot V_{фр}}{2 \cdot \pi} . \quad (13)$$

Сравнивая зависимости (9) и (13), полученные применительно к процессам фрезерования цилиндрической и торцовой фрезами, видно, что они содержат разные параметры B и t . Однако, поскольку зависимости получены для условий $t = D_{фр} / 2$ и $B = D_{фр} / 2$, то $t = B$ и значения наибольших максимально возможных производительностей обработки при фрезеровании цилиндрической и торцовой фрезами одинаковы.

При условии $t = D_{фр}$ наибольшая максимально возможная производительность обработки Q при фрезеровании торцевой фрезой, определяемая зависимостью (13), увеличится в 2 раза, т.е.

$$Q = \frac{t \cdot z \cdot a \cdot V_{фр}}{\pi} . \quad (14)$$

Это указывает на возможность достижения более высокой максимально возможной производительности обработки при фрезеровании торцевой фрезой с шириной фрезерования, равной диаметру фрезы $D_{фр}$.

Исходя из зависимости (14), увеличить Q при фрезеровании торцевой фрезой можно увеличением параметров t , z , a , $V_{фр}$, осуществляя однопроходное высокоскоростное фрезерование. Наряду с увеличением Q , данная схема фрезерования обеспечивает перенос основной части образующегося в процессе резания тепла в снимаемый слой припуска (a не в поверхностный слой обрабатываемой детали), что снижает вероятность появления прижогов и других температурных дефектов на обрабатываемой поверхности и соответственно повышает качество обработки. При фрезеровании цилиндрической фрезой фактически все образующееся в процессе резания тепло уходит в поверхностный слой обрабатываемой детали, что повышает вероятность появления температурных дефектов на обрабатываемой поверхности и снижает качество обработки. Следовательно, преимуществом применения схемы торцевого фрезерования является повышение производительности и качества обработки вследствие снижения теплового воздействия на обрабатываемую поверхность детали.

Используя данную схему фрезерования, можно с высокими показателями производительности и качества обрабатывать плоскости, пазы, отверстия и различные сложнопрофильные поверхности на станках с ЧПУ. В отличие от схемы фрезерования цилиндрической фрезой, схема фрезерования торцевой фрезой обеспечивает формирование различных по кривизне боковых поверхностей профиля обрабатываемого изделия, что значительно расширяет ее технологические возможности, особенно при обработке на станках с ЧПУ типа «обрабатывающий центр». Поэтому данная схема фрезерования получила широкое применение при изготовлении формующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности [6] в ООО «Империя металлов» (г. Харьков).

5. Теоретический анализ условий уменьшения энергоемкости обработки при фрезеровании. Важным условием повышения эффективности процесса фрезерования также следует рассматривать

снижение условного напряжения резания (энергоёмкости обработки), определяемого аналитической зависимостью [7], полученной применительно к шлифованию:

$$\sigma = \cos \psi_1 \cdot \cos \alpha \cdot \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{[1 - \sin(\alpha + \psi_1)]}, \quad (15)$$

где $\tau_{сдв}$ – предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м²; $\psi_1 = \psi + \gamma$; ψ – условный угол трения абразивного зерна с обрабатываемым материалом; γ – отрицательный передний угол режущего абразивного зерна; α – угол входа абразивного зерна в обрабатываемый материал.

При фрезеровании передний угол режущего лезвия фрезы γ , как правило, является положительным, тогда угол $\psi_1 = \psi - \gamma$ меньше, чем при шлифовании, что снижает энергоёмкость обработки σ .

Как следует из зависимости (15), уменьшить энергоёмкость обработки σ можно уменьшением угла α – входа режущего лезвия фрезы в обрабатываемый материал до значения $\alpha = 0$. Однако это осуществимо при точении, поскольку при фрезеровании выполняется условие $\alpha > 0$ и соответственно энергоёмкость обработки σ больше.

Уменьшение угла $\psi_1 = \psi - \gamma$ также способствует уменьшению энергоёмкость обработки σ (как при точении, так и при фрезеровании). Это указывает на необходимость увеличения переднего угла режущего лезвия фрезы γ и уменьшения интенсивности трения в зоне резания за счет уменьшения коэффициента трения инструментального и обрабатываемого материалов. Как известно, наименьшим коэффициентом трения обладает алмаз. Поэтому эффективно использовать алмазные инструменты или твердосплавные инструменты с алмазными износостойкими покрытиями.

Результаты исследований, приведенные в настоящей работе, используются в практической деятельности при изготовлении формующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности в ОАО «Империя металлов» (г. Харьков). Производство оснащено современными высокоточными металлообрабатывающими центрами и станками с ЧПУ (рис. 2). На рис. 3 – рис. 5 приведены некоторые образцы изготавливаемой оснастки, на рис. 6 – рис. 8 – сложнопрофильные изделия различного назначения.



Рисунок 2 – Производственный участок, оснащенный современными высокоточными металлообрабатывающими центрами и станками с ЧПУ



Рисунок 3 – Фильтры для производства отсадного печеня



Рисунок 4 – Оснастка для производства пряников



Рисунок 5 – Формующая оснастка для производства сахарного печенья



Рисунок 6 – Валы для производства пельменей и вареников



Рисунок 7 – Шестерня шевронного насоса из нержавеющей стали 12X18Н10Т



Рисунок 8 – Корпус распределителя карбюратора

Выводы. В работе приведено теоретическое решение по определению максимально возможной производительности обработки при фрезеровании цилиндрической и торцовой фрезами с учетом ограничения по предельной (из условий прочности фрезы) толщине среза. Доказана эффективность применения схемы фрезерования торцовой фрезой с точки зрения повышения производительности и качества обработки на станках с ЧПУ типа «обрабатывающий центр» при изготовлении сложнопрофильной формующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности. Теоретически обоснованы практические рекомендации по снижению энергоемкости обработки, состоящие в применении современных режущих инструментов с алмазными износостойкими покрытиями, которые обеспечивают снижение интенсивности трения в зоне резания.

Список использованных источников: 1. *Бобров В.Ф.* Основы теории резания металлов / *В. Ф. Бобров.* – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с. 2. *Грановский Г.И.* Резание металлов: учебник / *Г.И. Грановский, В.Г. Грановский.* – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с. 3. *Лоладзе Т.Н.* Прочность и износостойкость режущего инструмента / *Т.Н. Лоладзе.* – М.: Машиностроение, 1982. – 320 с. 4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией *Ф. В. Новикова и А. В. Якимова.* В десяти томах. – Одесса : ОНПУ, 2003. – Т. 3. “Резание материалов лезвийными инструментами”. – 546 с. 5. *Полянский В. И.* Условия повышения эффективности высокоскоростного фрезерования на основе снижения энергоемкости обработки / *В. И. Полянский* // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, 2017. – Вып. №41. – С. 18-24. 6. *Полянский В.И.* ООО “Империя Металлов” / *В.И. Полянский* // Физические и компьютерные технологии: труды 16-й Междунар. науч.-техн. конф., 15-16 сентября 2010, г. Харьков. – Харьков: ХНПК “ФЭД”. – 2010. – С. 156-160. 7. *Новіков Ф. В.* Основи струминно-абразивної обробки дрібних деталей : монографія / *Ф. В. Новіков, О. О. Анділахай.* – Х. : Вид. ХНЕУ, 2014. – 348 с.

УДК 621.9.042

В.М. Тигарєв, канд. техн. наук, В.М. Тонконогий, д-р техн. наук,
В.О. Вайсман, д-р техн. наук, Ю.І.Бабіч, канд. техн. наук,
В.І.Салій, Одеса, Україна

РОЗРОБКА ТЕХНОЛОГІЇ ТА ПОРІВНЯЛЬНИЙ АНАЛІЗ СТВОРЕННЯ ТРИВИМІРНИХ МОДЕЛЕЙ В СЕРЕДОВИЩІ СУЧАСНИХ САПР З УРАХУВАННЯМ ПРОЦЕСІВ ФОРМОУТВОРЕННЯ РІЗАННЯМ

Розглянуто технологію створення тривимірної моделі деталі типу Корпус в синхронному середовищі проектування сучасної САПР Solid Edge. Докладно наведено особливості створення та редагування тривимірної моделі деталі та її елементів з урахуванням особливостей технологічних процесів формоутворення різанням. Проведено порівняльний аналіз проектування у синхронному та параметричному середовищах з поясненням переваг та недоліків.

Рассмотрена технология создания трехмерной модели детали типа Корпус в синхронной среде проектирования современной САПР Solid Edge. Подробно изложены особенности создания и редактирования трехмерной модели детали и ее элементов с учетом особенностей технологических процессов формообразования резанием. Проведен сравнительный анализ проектирования в синхронной и параметрической средах с пояснением преимуществ и недостатков.

The technology of creating a three-dimensional model details the type of housing in the synchronous design environment of modern CAD Solid Edge. The features of creating and editing a three-dimensional model of the part and its elements are given in detail, taking into account the features of technological processes of forming cutting. A comparative analysis of the design in synchronous and parametric environments with an explanation of the advantages and disadvantages.

Вступ. Скорочення термінів проектування і виготовлення нового обладнання, впровадження його у виробництво забезпечується застосуванням комплексів CAD / CAM / CAE / PDM-системи. Окремі модулі цих систем в рамках одного підприємства дозволяють здійснювати управління проектом (PDM-системи), інженерні розрахунки, аналіз, моделювання та оптимізацію проектних рішень (CAE-системи), дво- і тривимірне проектування деталей і складальних одиниць (CAD-системи), розробка технологічних процесів, синтез керуючих програм для технологічного обладнання з ЧПК, моделювання процесів обробки, в тому числі побудова траєкторій відносного руху інструмента і заготовки в процесі механічної обробки, розрахунок норм часу обробки (CAM-системи). [1]

В рамках передових концепцій підтримки життєвого циклу виробу 3D-моделювання залишається центральною складовою всього процесу роботи з виробом, за допомогою якого інженер-конструктор створює

3D-моделі деталей і складальних одиниць, а також комплект конструкторської документації. В умовах активного впровадження в конструкторську практику сучасних САПР, переходу підприємств на електронний документообіг, а також появи стандарту на електронну модель виробу, стає очевидною важливість підготовки молодих фахівців в області САПР [2].

Постановка завдання. Сучасні комп'ютерні технології при проектуванні машинобудівного виробу дозволяють:

- скоротити витрати часу;
- підвищити точність та якість оброблених поверхонь;
- створити параметричну комп'ютерну модель;
- моделювати будь-який технологічний процес механічної обробки;
- провести аналіз термічних та механічних навантажень.

Проектування деталі можливо в різних САД системах, в цій роботі було розроблено технологію створення тривимірної моделі деталі в синхронному середовищі САПР Siemens Solid Edge. Дана система дозволяє створити параметричну модель об'єкта, яка в той же час легко та гнучко змінюється за допомогою керуючих розмірів та технології «Поведінка геометрії». Параметризація дозволяє чітко відслідковувати розміри та проводити аналіз створеної моделі в САМ системах. Найважливішою метою проектування машинобудівного виробу повинно бути забезпечення високої точності та якості поверхонь, які підлягають механічній обробці (фрезерування, свердління, точіння тощо), а вже потім скорочення витраченого часу цю обробку. Отже, для підвищення ефективності виробництва необхідно провести симуляцію технологічного процесу механічної обробки створеної моделі та визначити оптимальні режими обробки та їх послідовність.

Метою даної роботи є розгляд технології та порівняльний аналіз створення тривимірної моделі деталі в синхронному та параметричному середовищі з урахуванням усіх особливостей технологічних процесів механічної обробки поверхонь деталі.

Результати дослідження.

Механічна обробка матеріалів в сучасному машинобудівному комплексі є одним з основних методів для забезпечення конкретних вимог до точності і якості оброблених поверхонь. Більшість деталей машинобудування створюються за допомогою таких технологічних процесів механічної обробки, як свердління, фрезерування, точіння, зенкування тощо.

При проектуванні деталі було враховано особливості обробки поверхонь, які оброблюються свердлінням, тому що вони повинні бути перпендикулярними до осі отвору. В іншому випадку можлива поломка свердла. Для цього було передбачено спеціальні площини, перпендикулярні

осі отвору. Також високоточні отвори бажано виконувати наскрізними, а не глухими [2].

Свердління забезпечує шорсткість поверхні $Ra = 10...20$ мкм. Для отримання отворів більш високої точності виконують зенкування і розгортання [2].

Фрезеруванням буде оброблено плоских лінійчатих поверхонь деталі багатолезовими ріжучим інструментами - циліндричними і торцевими фрезами. У зв'язку з цим розрізняють циліндричне або торцеве фрезерування. Головним рухом при фрезеруванні є обертання фрези, а допоміжним - поступальне переміщення заготовки. Фрезерування поверхні широко використовується для створення корпусів, важелів, планок, кришок, кронштейнів, причому як простої, так і складної конфігурації. Крім того, на них можна обробляти контури, що мають дуже складну форму [2].

Проектування сучасних виробів машинобудування важко уявити без участі САПР, що реалізують 3D-моделювання об'єктів. Існує два принципово різних підходи до процесу 3D-проектування – це параметричне та пряме проектування.

Параметричне проектування ґрунтується на параметрах конструктивних елементів геометрії моделі та зв'язків між цими параметрами. Зв'язки між конструктивними елементами моделі ієрархічно організовується у вигляді лінійного дерева, що відображає послідовність її побудови та зв'язку типу «батько-нащадок» [2,3]. Перевагою є передбачуваність поведінки моделі при зміні її параметрів. Але є і суттєві недоліки: в складних моделях таку передбачуваність можна забезпечити, лише ретельно продумавши стратегію її побудови. А при необхідності внести найменші зміни, які можуть призвести до порушення зв'язків та ієрархії конструктивних елементів, і, як наслідок, до краху моделі.

Одночасно з параметричним проектуванням розвивався підхід прямого моделювання (без дерева побудови та жорстких зв'язків між конструктивними елементами). Значна перевага полягає, перш за все, у високій гнучкості проектування і швидкому внесенні змін у геометрію [2]. Але є і ряд очевидних недоліків: труднощі з побудовою складних конструктивних елементів, складно контролювати розміри і вносити зміни, які порушують структурну цілісність моделі.

Враховуючи зазначені недоліки обох підходів з'явилась необхідність пошуку альтернативних рішень, здатних об'єднати переваги і по можливості виключити недоліки. Одним з кандидатів на таке рішення стало варіаційне моделювання, в рамках якого конструктивний елемент задається просторовими відносинами між граничними елементами, що визначають його конструктивну форму. До певного часу подібні рішення застосовувалися виключно для 2D-ескізу і побудови зв'язків «зверху вниз»

для складальних вузлів, які не охоплювали тривимірного моделювання. Ситуація змінилась з появою синхронної технології, яка змогла поширити варіаційний підхід до моделювання на весь ланцюжок проектування виробу.[5]

Вперше термін «синхронна технологія» було використано в 2008 році компанією-розробником Siemens PLM Software – в якості найменування запропонованого рішення, що дозволяє поєднати суворе управління процесом проектування з історією моделі (history – based) і його відтворюваність з тією свободою і гнучкістю для проектувальника, яку надають системи прямого моделювання. Тобто синхронна технологія дозволяє змінювати функціонал прямого моделювання безпосередньо в параметричному середовищі. Ця технологія якісно змінила продукт компанії Siemens PLM Software і до цього дня залишається основним засобом підвищення швидкості і зручності проектування [2,4].

Технологія створення тривимірної моделі в синхронному середовищі САПР Solid Edge

Нами розроблено алгоритми створення тривимірної моделі деталі в синхронному (Рисунок 1)[4] та параметричному середовищі.

Використовуючи запропонований алгоритм створення тривимірної моделі деталі в синхронному середовищі (Рисунок 1) було розроблено технологію створення тривимірної моделі деталі типу «Корпус».

1. Результат першого етапу дуже важливий, тому що від правильного формулювання завдання і достатньої кількості зібраної інформації залежить кінцевий результат роботи. У процесі його виконання необхідно визначити, що є об'єктом моделювання, виявити технічне призначення виробу в цілому і окремих його елементів. На основі цих даних визначаються вимоги до кінцевого результату. Визначивши технічне завдання, необхідно приступити до збору інформації про об'єкт, до якої можуть входити конструкторсько-технологічні специфікації (КТС), ескізи, схеми, ГОСТи тощо.

2. Вивчивши технічне завдання та інформацію про об'єкт, робимо повний аналіз форми деталі. Визначаємо його окремі елементи для деталізації та подальшого планування процесу створення тривимірної моделі деталі.

3. На наступному етапі ми переходимо до процесу проектування, будемо 2D-ескіз елемента деталі безпосередньо у середовищі тривимірного моделювання (Рисунок 2). Цей принципово новий підхід було реалізовано у синхронній технології компанією Siemens PLM Software. Задаємо на 2D-ескізі керуючі розміри (Рисунок 2), які при використанні функцій 3D-моделювання мігрують в створену 3D-модель і стають керуючими 3D-розмірами. Використовуючи їх можливо динамічно керувати геометрією 3D-моделі, більше не звертаючись до 2D-ескізу, який вже перейшов в категорію

використаних. Це дозволяє економити час на переході в окреме середовище редагування ескізу, як це реалізовано в параметричних CAD [4,6].





Рисунок 1 – Алгоритм створення тривимірної моделі деталі у синхронному середовищі САПР Solid Edge

4. На основі створеного раніше ескізу створюємо тривимірний елемент деталі, використовуючи функції 3D-моделювання, такі як Видавлювання, Обертання, Видавлювання по січних площинах, Стінка тощо.

5. Редагуємо та добудовуємо необхідні елементи моделі використовуючи керуючі 3D-розміри і технологію «Поведінка геометрії».

Синхронні деталі відповідають всім вимогам параметричної моделі. Деталі управляються розмірами і геометричними зв'язками, і розміри можуть управлятися як значеннями, так і рівняннями.

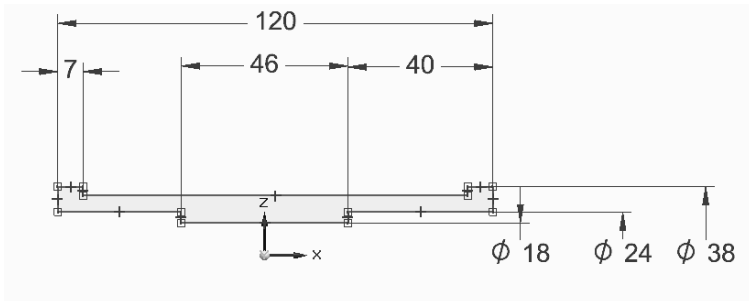


Рисунок 2 – Створення 2D-ескізів безпосередньо у середовищі тривимірного моделювання

За допомогою керуючих 3D-розмірів і геометричних зв'язків між 3D-об'єктами в синхронній технології реалізовано точний контроль геометрії (Рисунок 3, Рисунок 4)[7]. Для цього використовується унікальна технологія «Поведінка геометрії», яка аналізує поверхні 3D-моделі, до яких застосовується операція редагування, вона автоматично розпізнає і визначає можливі геометричні зв'язки, та зберігає їх в процесі редагування, навіть якщо модель імпортована з іншої CAD системи.

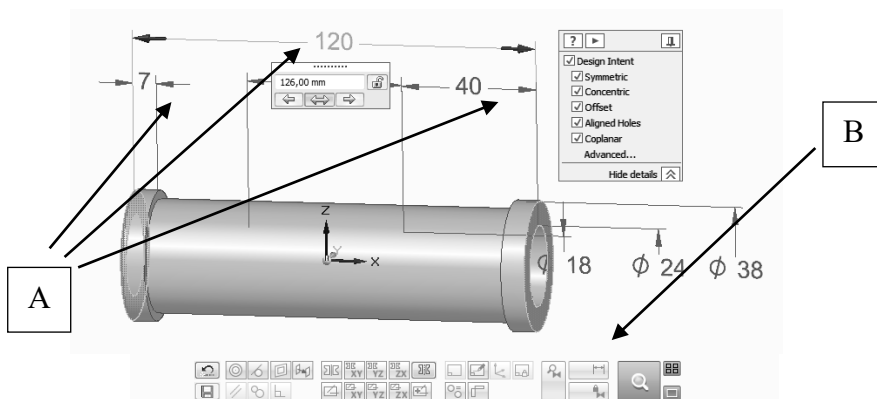


Рисунок 3 – Редагування конструктивного елемента за допомогою керуючого розміру. Керуючі 3D-розміри (A) та поведінка геометрії (B)

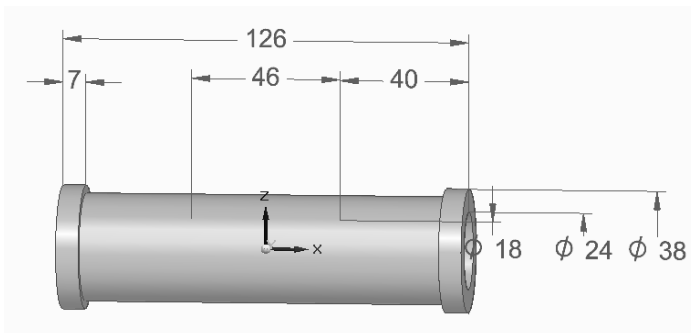


Рисунок 4 – Результат редагування конструктивного елементу за допомогою керуючого розміру

В Solid Edge також реалізована можливість використовувати рівняння для управління розмірами за допомогою Таблиці змінних (Рисунок 5). Таблиця призначена для введення рівнянь і перейменування змінних для подальшого їх використання проєктувальником. Це одна з безлічі функцій, яка орієнтована на підвищення продуктивності [8].

Type	Name	Value	Rule	Formula	Range	Expose	Exposed...	Comment
D..	Width	4.500 in	Formula	= Length /2+ .5		<input checked="" type="checkbox"/>	Width	
D..	HoleDepth	2.550 in	Formula	= Height *.75		<input checked="" type="checkbox"/>	HoleDe...	
D..	TopWidth	4.000 in				<input type="checkbox"/>		
D..	HolePos	2.000 in	Formula	= TopWidth /2		<input checked="" type="checkbox"/>	HolePos	
D..	Length	8.000 in				<input type="checkbox"/>		
D..	Height	3.400 in				<input type="checkbox"/>		
D..	StepHeight	1.950 in	Formula	= Height /2+.25		<input checked="" type="checkbox"/>	StepHei...	
D..	HoleDia	1.000 in				<input type="checkbox"/>		
Va.	PhysicalProp...	0.000 lbm/in^3	Limit		[0.000 lbm/in...	<input checked="" type="checkbox"/>	Density	
Va.	PhysicalProp...	0.990	Limit		[0.000;1.000]	<input checked="" type="checkbox"/>	Accuracy	

Рисунок 5 – Таблиця змінних в Solid Edge

Технологія автоматичного пошуку та підтримання зв'язків у 3D-моделі («Поведінка геометрії») є однією з основ синхронного моделювання [9], у тому числі, при імпорті геометрії з іншої CAD системи. В процесі проєктування не потрібно задавати геометричні зв'язки вручну – система сама виконує їх пошук і відстеження. За замовчуванням підтримується пошук

і відстеження таких зв'язків, як горизонтальність/вертикальність, симетрія, копланарність, дотичність, концентричність та ін.

Дана технологія дозволяє автоматично підтримувати конструкторський задум, без застосування до моделі очевидних геометричних обмежень[2,4]. Наприклад, симетрія граней відносно базової площини XZ при обертанні однієї з них за допомогою рульового колеса (Рисунок 6, Рисунок 7).

Після того як було створено всі елементи моделі, які можливо створити за допомогою ескізів та комбінованої роботи з керуваними 3D-розмірами та технологією «Поведінка геометрії», переходимо на наступний етап проектування.

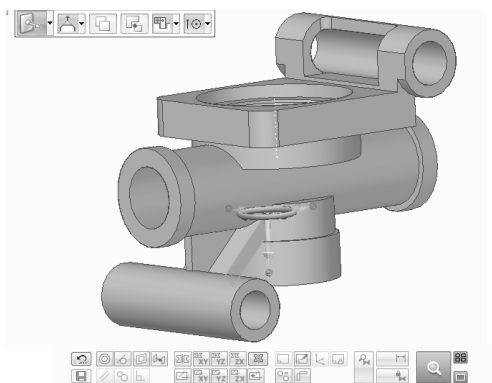


Рисунок 6 – Автоматичне відстеження 3D-зв'язків при зміні геометрії моделі у синхронному середовищі

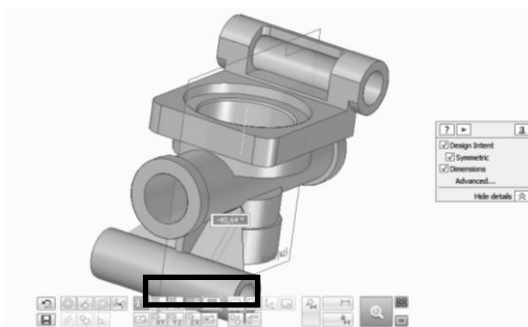


Рисунок 7 – При зміні геометрії моделі до уваги беруться тільки ті зв'язки, які безпосередньо задіяні в змінених конструктивних елементах

6. Створюємо необхідні конструктивні елементи (отвори, масиви, спряження, тонкостінні оболонки – так звані процедурні елементи) прямо в 3D-просторі за допомогою діалогового процесу завдання параметрів [7], а не прямого моделювання. Наприклад, для створення різьбового отвору задаються його тип, розмір, наявність фаски та розташування. При цьому отримані елементи не зв'язуються один з одним відносинами «батько-нащадок», тому їх редагування не веде до перебудови всієї моделі, а лише до локального оновлення.

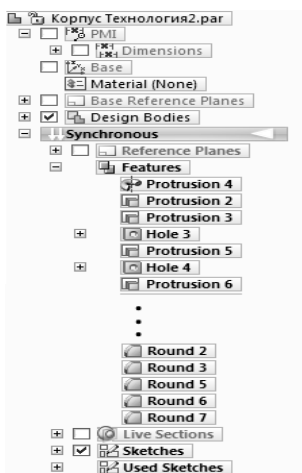


Рисунок 8 – Навігатор моделі, яка створена виключно в синхронному середовищі

У Solid Edge з синхронною технологією конструктивні елементи є незалежними і зберігаються не в дереві моделі, а в навігаторі (Рисунок 8). Отже, існує можливість зміни послідовності конструктивних елементів, переміщення граней, зміни значень 3D-розмірів без порушення конструкторського задуму моделі. Те що при перерахунку моделі до уваги беруться не всі присутні в ній обмеження та зв'язки (Рисунок 7), а тільки ті з них, які безпосередньо задіяні в змінених конструктивних елементах, що істотно скорочує час поновлення моделі.

7. Симуляція технологічних процесів формоутворення деталі.

Комп'ютерні імітаційні моделі дозволяють оперативно досліджувати та підбирати оптимальні режими і параметри технологічного процесу, що значно підвищує ефективність, точність і якість виробництва [1]. Системи

моделювання технологічних процесів, призначені для аналізу поведінки тривимірної деталі при різних технологічних процесах (свердління, фрезерування, точіння тощо). Це надає важливу інформацію про поведінку матеріалу і розподіл температур під час процесу деформації у вигляді оптимізованої кінцево-елементної сітки, згущаючи її в найбільш критичних зонах. Існує можливість вибору необхідних ріжучих інструментів та послідовність технологічних дій при виготовленні деталі. Також реалізовано можливість не тільки побудувати траєкторію відносного руху ріжучого інструмента та заготовки в процесі механічної обробки, а і розрахувати норми часу обробки.[10] Сучасні технології не тільки спрощують роботу інженеру-конструктору, а й значно знижують собівартість виробництва. Використовуючи спеціалізовану CAM-систему (Autodesk Inventor HSM, HSMWorks (SolidWorks), Autodesk Fusion 360 та інші) є можливість візуалізувати технологічні процеси формоутворення деталі в необхідній послідовності, для визначення найбільш оптимального та ефективного способу виготовлення виробу.

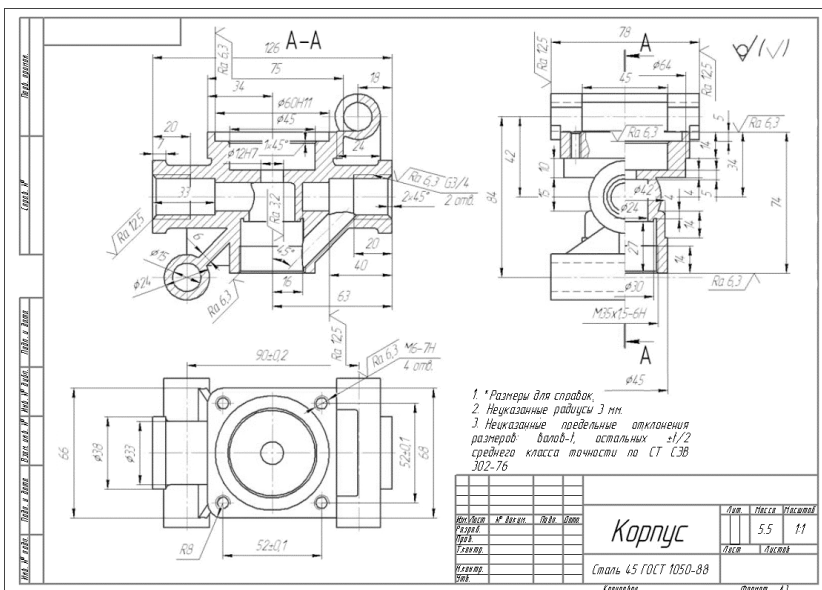


Рисунок 10 – Кресленник деталі «Корпус»

8. Завершуємо процес створення тривимірної моделі деталі оформленням повного комплексу конструкторської документації (Рисунок 10), яка необхідна для виготовлення деталі шляхом механічної обробки деталі (фрезерування, свердління, зенкування тощо) враховуючи результати симуляції технологічного процесу формоутворення.

Сучасні технології дозволяють створювати деталь по її 3D- моделі, але, при необхідності, можливо створити і оформити повний комплект конструкторської документації згідно стандартів ЕСКД[4]. Система Solid Edge надає розвинений інструментарій створення креслень двох типів: асоціативні креслення, які автоматично створюються з 3D-моделі деталі або складальної одиниці і потребують незначного редагування, та незалежні креслення.

Враховуючи всі особливості створення тривимірної моделі деталі у синхронному та параметричному середовищах, нами було проведено порівняльний аналіз (Таблиця 1) та докладно викладено всі переваги та недоліки.

Порівняльний аналіз створення тривимірної моделі в синхронному та параметричному середовищах проектування САПР Solid Edge

Серед безперечних переваг параметричного підходу можна виділити: чітку і однозначну реалізацію конструкторського задуму, в конструктивних елементах; ієрархія моделі; ефективне і передбачуване оновлення моделі при внесенні змін; високий ступінь автоматизації проектування; точний контроль розмірів. Проте при необхідності обміну даними між САПР різних виробників і редагування «чужої» геометрії, виявляються недоліки параметричного проектування, які пов'язані з порушенням зв'язків в дереві побудови та виникнення колізій.

Синхронна технологія об'єднує в собі переваги параметричного і прямого моделювання, та виключає недоліки обох підходів. В рамках цієї технології елемент задається просторовими відносинами між граничними елементами, які визначають його конструктивну форму, геометричними обмеженнями (паралельність, перпендикулярність, концентричність).

Таблиця 1.

СИНХРОННЕ СЕРЕДОВИЩЕ	ПАРАМЕТРИЧНЕ СЕРЕДОВИЩЕ
На стадії створення 2D- ескізу автоматично накладаються та відображаються геометричні залежності (горизонтальність, вертикальність тощо), які потім можливо редагувати за допомогою технології «Поведінка геометрії» безпосередньо в 3D- просторі.	На стадії створення 2D- ескізу автоматично накладаються та відображаються геометричні залежності (горизонтальність, вертикальність тощо), але змінити їх можливо лише на рівні 2D- ескізу.

Створення 2D- ескізу відбувається безпосередньо в 3D- просторі.	Створення 2D - ескізу відбувається в окремому середовищі створення 2D- ескізу.
На 2D- ескіз накладаються переважно необхідні розміри, а непотрібні на даному етапі зв'язки і розміри залишаються невизначеними.	Важливо повністю визначити ескіз, для того щоб в подальшому була можливість редагувати геометрію моделі.
Нанесені на ескіз керуючі 2D- розміри мігрують в 3D- модель, використовуючи які можливо динамічно керувати геометрією 3D- моделі, більше не звертаючись до 2D- ескізу, який вже перейшов в категорію використаних.	Система керуючих розмірів в середовищі не реалізована, тому зміна геометрії можлива лише на рівні 2D- ескізу.
Можливість повторного використання 2D- ескізу	Неможливо
При використанні команд 3D- моделювання (Видавлювання, Обертання тощо) система автоматично розпізнає чи необхідно додати матеріал, чи навпаки зробити виріз. Реалізована можливість ручного вибору.	Для створення вирізу існує додаткова команда.
Всі елементи незалежні і зберігаються у навігаторі (менша ймовірність помилок при подальшому редагуванні).	Всі елементи зв'язані між собою відносинами «батько-нащадок» і зберігаються в дереві побудови моделі. При редагуванні необхідно враховувати ці зв'язки, щоб передбачити поведінку моделі і уникнути можливих колізій.
Процедурні конструктивні елементи (отвори, масиви тощо) створюються за допомогою діалогового процесу завдання параметрів. Отримані елементи незалежні один від одного.	Процедурні конструктивні елементи (отвори, масиви тощо) створюються за допомогою діалогового процесу завдання параметрів. Отримані елементи зв'язані один з одним відносинами «батько-нащадок», тому редагування одного з них веде до зміни всіх.
При зміні геометрії моделі до уваги беруться тільки ті зв'язки, які безпосередньо задіяні в конструктивних елементах, отже модель оновлюється локально.	При зміні геометрії моделі до уваги беруться всі зв'язки, що призводить до перебудови всієї моделі.
Точний контроль розмірів	Точний контроль розмірів
Автоматичне створення комплексу конструкторської документації	Автоматичне створення комплексу конструкторської документації.

Висновки.

В даній роботі запропоновано алгоритм створення тривимірної моделі деталі в синхронному середовищі. На основі алгоритму докладно викладено технологію створення тривимірної моделі з урахуванням особливостей технологічних процесів механічної обробки поверхонь деталі в синхронному середовищі проектування, яке реалізовано в широкому спектрі рішень компанії-розробника Siemens PLM Software, одним з яких є розглянута нами САПР Solid Edge. Також нами було проведено детальний порівняльний аналіз роботи в синхронному та параметричному (звичайному) середовищі. Враховуючи проведену роботу можемо зробити висновки, що синхронна технологія дозволяє реалізувати більш природній підхід до проектування, ніж традиційне параметричне проектування, та дає можливість вносити у конструкцію обмеження і накладати геометричні і розмірні зв'язки в процесі побудови моделі, залишаючи непотрібні на даному етапі зв'язки і розміри невизначеними. При цьому важливо відзначити, що користувач може будувати відносно прості конструктивні елементи у синхронному режимі, а для реалізації складної геометрії перемикається в параметричний режим, використовуючи геометрію синхронної частини моделі для додавання параметричних конструктивних елементів. Також можливе переміщення елементів з параметричного простору моделі у синхронну з конвертацією їх «на льоту».

На основі результатів симуляції технологічних процесів формоутворення в модулі САМ-системи, в САПР SOLID EDGE було створено повний комплект конструкторської документації, яка необхідна для виготовлення деталі шляхом механічної обробки. Імітаційна модель технологічного процесу формоутворення значно підвищує ефективність, точність і якість виробництва.

Використовуючи запропонований алгоритм та технологію створення тривимірної моделі з урахуванням особливостей технологічних процесів механічної обробки поверхонь деталі в синхронному середовищі можливо підвищити якість та точність виробництва, використовуючи значно менше часових та матеріальних ресурсів. Розвитком даної роботи буде створення комп'ютерної моделі в комбінованому середовищі проектування (одночасне використання синхронного і параметричного середовища в рамках однієї моделі), та проведення дослідження ефективності використання симуляції технологічних процесів формоутворення на ранньому етапі проектування виробу.

Список використаних джерел: 1. *Фетисов Г.П.* Материаловедение и технология материалов. — М.:Юрайт, 2014.—767с. 2. *Шахнов В.А., Зинченко Л.А. і ін.* Основы конструирования в Solid Edge. Пособие по проектированию изделий в приборостроении. — М.: ДМК Пресс, 2014. — 272 с. 3. *Демидов П.* Синхронная технология Solid Edge [Electronic resource]//Проект isicad. 28.07.2015.—

URL: http://isicad.ru/ru/articles.php?Article_num=17898. **4.** *Тугарев В.М., Салий В.И., Зайцев П.* Розробка технології створення тривимірної моделі в синхронному середовищі проектування сучасних САПР// II Міжнародна конференція «Виробництво & Мехатронні Системи 2018» . – Харків : ХНУРЕ, 2018. – 77-81 с. **5.** Fast and easy creation of 3D models using synchronous technology Solid Edge Edge [Electronic resource]// Material Library Siemens PLM Software–URL: https://solidedge.siemens.com/ru/solutions/products/3d_design/synchronous_technology/#ui_Fast_and_Flexible_Design_Creation. **6.** *Зиновьев Д.В.* Основы конструирования в Solid Edge ST10/. 2018. – 206 с. **7.** *Ryan McVay.* Solid Edge with Synchronous Technology—Many Things at the Same Time [Electronic resource] Проект engineering. 27.05.2016.–URL:<https://www.engineering.com/DesignSoftware/DesignSoftwareArticles/ArticleID/12223/Solid-Edge-with-Synchronous-Technology-Many-Things-at-the-Same-Time.aspx> **8.** *MLombard Retired.* Synchronous AND Parametric [Electronic resource] Проект Siemens PLM Community. 15.04.2015.–URL:<https://community.plm.automation.siemens.com/t5/Solid-Edge-Blog/Synchronous-AND-Parametric/ba-p/297109> **9.** *Ryan McVay.* Synchronous Technology—Debunking the Myths [Electronic resource] Проект engineering. 26.06.2017.–URL: https://www.engineering.com/DesignSoftware/DesignSoftwareArticles/ArticleID/15056/Synchronous-TechnologyDebunking-the-Myths.aspx?e_src=relat **10.** *С.И.Пестрецов.* Компьютерное моделирование и оптимизация процессов резания. – Тамбов:ТГТУ, 2009. – 94 с.

УДК 621.9.042

В.М. Тонконогий, д-р техн. наук, А.А. Якимов, д-р техн. наук,
Л.В. Бовнегра, канд. техн. наук,
Л.В. Майзлис, А.С. Филанович, Одеса, Україна

ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ЯВЛЕНИЙ, ПРОИСХОДЯЩИХ ПРИ ПРЕРЫВИСТОМ ШЛИФОВАНИИ

Встановлено, що зі збільшенням кількості різальних виступів n у переривчастому крузі амплітуда вимушених коливань A зменшується, а межі областей стійкості розширюються. Виявлені умови переривчастого шліфування, при яких в пружній системі плоскошліфувального верстата не виникає ударний і параметричний резонанси і виникає можливість самоформування різального мікрорельєфу робочої поверхні абразивного інструменту в процесі його роботи.

Установлено, что с увеличением количества режущих выступов на прерывистом круге амплитуда вынужденных колебаний уменьшается, а границы областей параметрической устойчивости расширяются. Выявлены условия прерывистого шлифования, при которых в упругой системе плоскошлифовального станка не возникают ударный и параметрический резонансы и появляется возможность самоформирования режущего микрорельефа рабочей поверхности абразивного инструмента в процессе его работы.

It is set that with the increase of amount of cutting ledges of n irregular circle of амплитуда of force vibrations And diminishes, and borders of areas of stability of рас-ширяются. The terms of the irregular polishing, at that in the resilient system of плоскошлифовального machine-tool there are not shock and self-reactance resonances and появ-ляется possibility of самоформування of cutting микрорельєфа of working surface of абра-зивного instrument in the process of his work, are educed.

Введение и постановка проблемы. Шлифование является наиболее распространенным методом окончательной обработки закаленных деталей. обеспечивающий высокую точность их изготовления. Однако процесс шлифования сопровождается значительным тепловыделением, следствием которого является появление на обработанных поверхностях прижогов, трещин и вредных растягивающих напряжений. Один из путей снижения теплообразования в зоне резания является применение шлифовальных кругов с прерывистой рабочей поверхностью. Однако при прерывистом шлифовании в упругой системе станка возникают колебания, способные при определенных условиях перерасти в ударный и параметрический резонансы. При расчетах длин режущих выступов и впадин на рабочей поверхности шлифовального круга стремятся обеспечить главным образом требуемую степень понижения температуры в зоне резания и не учитывают динамические явления, сопровождающие процесс прерывистого шлифования.

Анализ последних достижений и публикаций. Изучению колебаний, возникающих при шлифовании, посвящены работы [1-5]. Но эти работы не связаны с прерывистым шлифованием. В работе [6] выявлены условия образования волнистости при плоском прерывистом шлифовании периферией круга. Вместе и тем роль параметрических колебаний в формировании волнистости обрабатываемой поверхности не выявлена. Малоизученность динамических явлений, сопровождающих процесс шлифования прерывистыми кругами, сдерживает широкое применение этих кругов на машиностроительных предприятиях.

Цель работы – на основе изучения динамических явлений, сопровождающих процесс прерывистого шлифования, определить условия предотвращения возникновения в упругой системе плоскошлифовального станка ударного и параметрического резонансов, и выявить возможность использования колебаний для самозаточки режущих зерен на рабочей поверхности абразивного инструмента.

Изложение основного материала. Энергоемкость процесса шлифования зависит от распределения работ, затрачиваемых на резание и трение.

При движении режущего зерна круга со скоростью V_{KR} возникает тангенциальная сила резания P_Z , которую можно представить в виде

$$P_Z = P_{ZTR} + P_{ZREZ}, \quad (1)$$

где P_Z и P_{ZREZ} соответственно составляющие тангенциальной силы

$$P_{ZTR} = f \cdot F_y; \quad (2)$$

$$P_{ZREZ} = \sigma \cdot S. \quad (3)$$

где f – коэффициент трения зерна с обрабатываемым материалом;

σ – условное напряжение резания, N/m^2 ;

S – площадь сечения стружки, m^2 .

Из работы Новикова Ф.В. [7] известно, что

$$P_{ZREZ} = \frac{2 \cdot \sigma_{SZ}}{K_{SHREZ}} \cdot S, \quad (4)$$

где σ_{SZ} – предел прочности материала на сжатие, N/m^2 .

После подстановки выражений (2) и (4) в уравнение (1), получим

$$P_Z = f \cdot P_y + \frac{2 \cdot \sigma_{SZ}}{K_{SHREZ}} \cdot S. \quad (5)$$

Разделив слагаемые (5) на P_y , получим

$$K_{SH} = f + \frac{2 \cdot \sigma_{SZ}}{K_{SH\ REZ} \cdot P_y} \cdot S \cdot \quad (6)$$

Преобразуем зависимость (6) к виду

$$P_y = \frac{2 \cdot \sigma_{SZ} \cdot S}{(K_{SH} - f) \cdot K_{SH\ REZ}} = \frac{2 \cdot \sigma_{SZ} \cdot S}{(K_{SH} - f)^2} \quad (7)$$

Принимая суммарную площадь среза всеми работающими зернами S в виде отношения производительности Q к скорости резания V_{KR} , зависимость (7) можно представить в виде

$$Q = \frac{P_y \cdot V_{KR} \cdot (K_{SH} - f)^2}{2 \cdot \sigma_{SZ}} \quad (8)$$

В зависимости (8), наряду с параметрами режима шлифования P_y и V_{KR} входит физический параметр K_{SH} , который, в свою очередь, зависит от режимов шлифования. Следовательно, производительность шлифования имеет неоднозначную взаимосвязь с режимом обработки. С увеличением P_y и V_{KR} производительность обработки линейно возрастает. С другой стороны, с увеличением P_y и V_{KR} изменяется параметр K_{SH} , что искажает линейный характер зависимости $Q = f(P_y, V_{KR})$.

Таким образом, анализируя зависимость (8), можно сделать вывод о том, что на производительность шлифования оказывают большое влияние физические факторы, которые обобщенно описываются параметром K_{SH} , причем этот параметр входит в зависимость (8) не в «чистом виде», а в виде квадрата разности $(K_{SH} - f)^2$, который может изменяться в весьма широких пределах от нуля (случай перехода от процесса трения к процессу резания, когда $(K_{SH} = f)$ до значений 0,5...0,7 (случай высокопроизводительного шлифования, когда $K_{SH} \gg f$). Соответственно в широких пределах будет изменяться и производительность обработки Q . Например, по мере износа зерен и затупления круга, что соответствует условию $K_{SH} \rightarrow f$, производительность обработки будет уменьшаться до нуля. Это указывает на

то, что разность $(K_{SH} - f)$ – величина, весьма чувствительная к изменению K_{SH} , особенно, когда K_{SH} мало отличается от f .

Из приведенного анализа выражения (8) следует, что производительностью шлифования можно управлять на основе оптимизации параметра $K_{SH\ REZ}$. Увеличить параметр $K_{SH\ REZ}$ или стабилизировать его во времени можно, во-первых, за счет режима, обеспечивающего самозатачивание круга путем непрерывной его правки, а во-вторых, за счет снижения интенсивности износа режущих зерен круга. Это достигается путем применения высокопрочных режущих материалов, смазочно-охлаждающих жидкостей, твердых смазок, импрегнирования шлифовальных кругов, применения прерывистых кругов.

Уравнение для определения общей энергоемкости процесса шлифования имеет вид

$$\frac{f \cdot P_y \cdot V_{KR}}{Q \cdot \sigma} + \frac{2\sigma_{SZ}}{(K_{SH} - f) \cdot \sigma} = 1. \quad (9)$$

С учетом выражения $\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{SZ} \cdot K_{SH}}{K_{SH\ REZ}}$ и некоторых преобразований (9),

получим

$$\frac{f}{K_{SH}} + \left(1 - \frac{f}{K_{SH}}\right) = 1. \quad (10)$$

Уравнение (10) характеризует закон сохранения энергии при шлифовании. По мере затупления шлифовального круга уменьшается K_{SH} . В выражении (10) при возрастании первого слагаемого второе слагаемое пропорционально уменьшается.

При $K_{SH} = f$ первое слагаемое стремится к единице, а второе – к нулю.

Связь параметра $K_{SH\ REZ}$ с физическим параметром η , характеризующим износ режущих зерен, выражается зависимостью

$$\eta = 1 - \frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV}{4 \cdot \sigma_{SZ}} \cdot K_{SH\ REZ}^2, \quad (11)$$

где γ – угол при вершине режущего зерна;

HV – твердость по Виккерсу обрабатываемого материала, N/m^2 .

В табл. 1 представлены экспериментальные значения тангенциальной составляющей силы резания P_Z при шлифовании по упругой схеме плоских образцов из стали 12Х2Н4А ($\sigma_{SZ}=3600$ МПа) кругом 24А25С16К5.

Таблица 1 – Влияние времени обработки на параметры шлифования (условия проведения эксперимента $V_{kr}=29,6$ м/с, $V_{st}=6$ м/мин (скорость стола) $P_y=60$ N)

№ экс пер имента	Время обра ботки, min	Глубина шлифова ния за 5 проходов, min	Сила резания, N			K_{SH}	$\sigma \times 10^4$, МПа	f	$K_{SH REZ}$	η	f/ K_{SH}
			Pz. 10	Pz REZ. 10	Pz TR. 10						
1	0,1	0,036	2,9	1,94	0,94	0,48	3,24	0,153	0,324	0,458	31,9
2	0,5	0,013	2,2	1,16	1,08	0,373	7,2	0,18	0,193	0,748	48,2
3	1	0,08	2,2	0,91	1,24	0,167	11,2	0,206	0,152	0,878	57,5
4	2	0,06	1,8	0,79	1	0,299	12,4	0,167	0,132	0,911	55,9
5	3	0,05	1,6	0,72	0,92	0,273	13,7	0,153	0,12	0,925	56
6	5	0,03	1,5	0,6	0,93	0,256	18,8	0,157	0,1	0,948	61,3

По экспериментальным данным рассчитывались параметры σ и K_{SH} . За пятиминутный период шлифования глубина резания уменьшилась в 12 раз, условное напряжение резания σ возросло в 5,8 раза; тангенциальная составляющая силы резания P_Z уменьшилась в 1,9 раза.

Как видно, интенсивность уменьшения съема металла не коррелирует ни с одним из указанных технологических параметров.

Для условий шлифования $tg 60^\circ = 1,723$, $\sigma_{SZ}=3600$ МПа, $HV=1400$ МПа были произведены расчеты f , f/K_{SH} , η .

В зависимости от затупления абразивного круга доля энергии, затрачиваемая на трение f/K_{SH} изменяется от 31,9 до 61,3 %; параметр K_{SH} уменьшается от 0,323 до 0,100; коэффициент трения изменяется незначительно от 0,153 до 0,206, а производительность Q уменьшается в 10 раз. Полученные данные позволяют рассматривать процесс шлифования как результат наложения переменного во времени процесса трения режущих зерен и связки об обрабатываемый материал и процесса резания. По мере

затупления зерен шлифовального круга увеличивается температура, уменьшается $K_{SH\ REZ}$ и возрастают условное напряжение σ и параметр η .

После 30 секундного периода шлифования по упругой схеме круг полностью теряет свои режущие свойства. За это время параметр η увеличивается с 0,456 до 0,800, а условное напряжение резания увеличивается с 32400 до 72000 МПа. Как видно, существует большой резерв повышения эффективности процесса шлифования за счет изыскания способов уменьшения параметра η .

Для управления режущей способностью кругов и теплонапряженностью необходимо установить функциональную связь между нагрузкой, действующей на отдельное зерно, и величиной линейного износа зерна до момента его объемного разрушения или выпадения из связки без разрушения.

В условиях установившегося процесса шлифования величина нагрузки, действующей на максимально выступающее зерно, должна принимать значение, равное или соизмеримое с прочностью зерна на раздавливание или прочностью удержания его в связке, а величина линейного износа зерна – значение, соответствующее образованию на рабочей поверхности прерывистого круга энергетически равновесного режущего рельефа. Исходя из этого, в качестве условия оптимизации следует принимать нагрузку, действующую на максимально выступающее зерно, а в качестве оптимизирующего параметра величину его линейного износа. После формирования фронтальной поверхности на режущих выступах прерывистого круга нагрузка, действующая на зерно, в соответствии с прочностными свойствами зерен будет оставаться постоянной независимо от условий обработки, а величина линейного износа зерна будет выражать взаимосвязь входных параметров (режимов шлифования, характеристики круга, жесткости технологической системы и т.д.) с выходными параметрами (производительностью и качеством обработки, себестоимостью обработки, силами и температурой резания). Например, мягкие круги М1, М2, М3 работают в режиме интенсивного самозатачивания; твердые С1, СТ работают в режиме затупления режущих зерен. Следует заметить, что в обоих случаях технологический резерв работы режущих зерен полностью не используется.

В первом случае режущие зерна, не достигнув критического значения затупления, вырываются из связки.

Во втором случае обновления режущих зерен не происходит, зерна изнашиваются, уменьшая тем самым режущую способность кругов (табл.1) и вызывая необходимость частой правки кругов.

Для обеспечения условий самозатачивания твердого круга необходимо шлифование осуществлять с оптимальными значениями параметра X (износ

максимально выступающего зерна) и Р (нагрузка, при которой происходит разрушение зерна или выпадение его из связки). Однако, реализовать условия самозатачивания кругов высокой твердости весьма сложно, так как они интенсивно засаливаются и быстро теряют режущую способность.

Чтобы создать условия для самозатачивания высокотвердых кругов, необходимо в зону резания ввести дополнительную энергию.

Процесс шлифования, при котором при определенных условиях совмещаются интенсивный сьем металла с правкой круга, можно осуществить при шлифовании кругами, имеющими на рабочей поверхности ряд чередующихся выступов и впадин строго определенной протяженности. При прерывистом шлифовании возникают вынужденные (периодические с разрывом контакта круга) колебания. Наличие колебаний в направлении нормали круга создает условия для максимального внедрения режущих зерен круга в металл. Под воздействием динамической нагрузки, которая воспринимается режущими зернами, расположенными на передней кромке выступа, наблюдается интенсивное осыпание зерен с формированием фронтальной поверхности на режущих выступах.

По мере формирования фронтальной поверхности нагрузка, приходящаяся на зерна режущего выступа, выравнивается.

При прерывистом шлифовании с изменением условий шлифования изменяются угол наклона фронтальной поверхности и линейная ее протяженность в пределах длины режущего выступа.

Величина линейного износа зерен до момента их объемного разрушения поддерживается автоматически самим процессом прерывистого шлифования за счет изменения угла наклона фронтальной поверхности режущего выступа.

Для установления связи динамических явлений с выходными показателями процесса прерывистого шлифования (производительность, теплонапряженность, сила резания и др.) рассмотрим колебания одномассовой системы (шлифовальный круг на упругой подвеске с затуханием), на которую извне со стороны детали действует импульсная вертикальная нагрузка $F(\tau_1)$, где τ_1 – период контакта режущего выступа прерывистого круга с обрабатываемой деталью; τ_2 – период прерывания процесса резания при прохождении впадины круга над деталью. Колебательное движение массы за период действия силы (за период работы режущего выступа τ_1) описывается дифференциальным уравнением [8].

$$m\ddot{y} + cy = F. \quad (12)$$

За период прохождения впадины круга τ_2 движение массы описывается уравнением

$$m\ddot{y} + cy = 0. \quad (13)$$

Решение (12) имеет вид $y_1 = A \sin k\tau + B \cos k\tau + y_{ST}$, где $k = \sqrt{\frac{c}{m}}$ –

собственная частота колебаний системы; $y_{ST} = \frac{F_0}{c}$ – статическое перемещение массы m под действием силы F_0 .

Решение (13) имеет вид $y_1 = C \sin k\tau + D \cos k\tau$

Неизвестные постоянные А, В, С, D определяются из четырех начальных условий

$$\left. \begin{aligned} y_1(0) &= y_2(\tau_2) \\ \dot{y}_1(0) &= \dot{y}_2(\tau_2) \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

$$\left. \begin{aligned} y_1(\tau_1) &= y_2(\tau_1) \\ \dot{y}_1(\tau_1) &= \dot{y}_2(\tau_1) \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

После решения системы уравнений и некоторых преобразований, получим

$$(16)$$

$$D = \frac{y_{ST} \cdot \sin k \frac{\tau_1}{2}}{\cos k \frac{\tau_2 + 2\tau_1}{2} \sin \frac{\tau_2}{2}} \left(\cos k \frac{\tau_1}{2} - \sin k \frac{\tau_1 - \tau_2}{2} \sin \frac{\tau_2 + 2\tau_1}{2} \right), \quad (17)$$

$$A = C \cdot \cos k\tau_2 + D \sin k\tau_2, \quad (18)$$

$$B = C \cdot \sin k\tau_2 + D \cdot \cos k\tau_2 - y_{cm} \quad (19)$$

При $\sin k = \frac{\tau_2}{2} = 0$ и $\cos k = \frac{\tau_2 + 2\tau_1}{2} = 0$ постоянные А,В,С,Д стремятся к бесконечности. При этих условиях в системе наступает ударный резонанс (параметры $y_1 \rightarrow \infty, y_2 \rightarrow \infty$).

Условия ударного резонанса:

$$1. \sin \left(k \cdot \frac{\tau_2}{2} \right) = 0 \text{ при } k \cdot \frac{\tau_2}{2} = \pi \cdot n, \text{ где } n = 1, 2, \dots, \infty. \text{ откуда}$$

$$\tau_2 = \frac{2 \cdot \pi \cdot n}{k}. \quad (20)$$

$$2. \cos\left(k \cdot \frac{\tau_2 + 2\tau_1}{2}\right) = 0; \text{ при } k \cdot \frac{\tau_2 + 2\tau_1}{2} = \frac{\pi}{2} + \pi \cdot n, \text{ откуда}$$

$$\tau_2 + 2\tau_1 = \frac{\pi \cdot (1 - 2n)}{2k}. \quad (21)$$

Из полученных уравнений (20) и (21) следует бесчисленное множество резонансных состояний системы. Полное решение дифференциального уравнения одномассовой системы имеет вид

$$A = \frac{S}{2 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{c}{m}} \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot \sqrt{\frac{c}{m}}}{\omega_1}\right)}, \quad (22)$$

где $S = \int_0^{\tau} P(\tau) d\tau$ – импульс силы, $k = \sqrt{\frac{c}{m}}$; $S = F_0 \tau_1$, F_0 – сила резания, N ;

ω_1 – угловая частота действия импульсов силы.

Отношение $\frac{S}{m \sqrt{\frac{c}{m}}}$ определяет максимальное отклонение A , вызванное

$$m \sqrt{\frac{c}{m}}$$

однократным импульсом. Выражением

$$\beta = \frac{1}{2 \cdot \left[\sin\left(\pi \cdot \frac{\sqrt{\frac{c}{m}}}{\omega_1}\right) \right]}$$

характеризуется повторяемость ударов от режущих выступов.

При прерывистом шлифовании существует бесконечное множество резонансных состояний системы как при $\omega_1 < \sqrt{\frac{c}{m}}$, так и при $\omega_1 > \sqrt{\frac{c}{m}}$ (при совпадении частот или при их кратности).

Из решения (22) видно, что на величину амплитуды A вынужденных колебаний преобладающее влияние оказывает импульс силы. Повторяемость действия импульсов оказывает менее значительное влияние на амплитуду вынужденных колебаний. Изменяя величину импульса силы, можно добиться

изменения величины амплитуды вынужденных колебаний. С увеличением скорости шлифовального круга или с уменьшением длины режущего выступа прерывистого круга уменьшается время контакта τ_1 . Соответственно уменьшаются импульсы силы $S = F_0 \tau_1$ и амплитуда вынужденных колебаний. С уменьшением амплитуды увеличиваются фактическая глубина шлифования и толщина среза максимально выступающего зерна H_{\max} . С увеличением фактической глубины резания возрастает вероятность контакта обрабатываемого материала со связкой шлифовального круга.

Трение металла со связкой приводит к износу последней и работа шлифовального круга переходит в режим самозатачивания. Уменьшение амплитуды вынужденных колебаний говорит о том, что круг не успевает отреагировать на импульс силы S и система получает перемещение, равное перемещению статической силы F_0 . При этом чем меньше τ_1 , тем меньше величина амплитуды A . Прерывистость процесса шлифования обеспечивает одновременно высокую производительность и эффективную правку круга.

Период времени работы круга между двумя режущими выступами можно выразить через угловую частоту действия импульсов (ω) $T = 2 \cdot \pi / \omega$ или через время контакта режущего выступа шлифовального круга с обрабатываемой деталью (τ_1): $T = a \tau_1$, где $a = (l_1 + l_2) / l_1$, где l_1 – длина режущего выступа, l_2 – протяженность впадины. После подстановки и некоторых преобразований амплитуду колебаний можно представить в виде

$$A = \frac{F_0 \cdot 2 \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{c}{m}}}{a \cdot \omega \cdot 2 \cdot c \cdot \sin \left(\pi \cdot \frac{\sqrt{\frac{c}{m}}}{\omega} \right)} = \frac{\pi \cdot X_{st} \cdot \sqrt{\frac{c}{m}}}{a \cdot \omega \cdot c \cdot \sin \left(\pi \cdot \frac{\sqrt{\frac{c}{m}}}{\omega} \right)}, \quad (23)$$

где $X_{st} = F_0 / c$ – перемещение круга в радиальном направлении от действия статического приложения силы F_0 .

Из зависимости (23) следует, что при $\sin \left(\frac{\pi \cdot \sqrt{\frac{c}{m}}}{\omega} \right) \rightarrow 0$ амплитуда

вынужденных колебаний $A \rightarrow \infty$.

При $A \rightarrow \infty$ обрабатываемый материал будет внедряться в рабочую поверхность круга до уровня связи, что приведет к разрушению последней. В этом случае шлифовальный круг работает в режиме самозатачивания и его режущая способность длительное время сохраняется во времени.

Из зависимости (23) видно, что при увеличении ω до определенного значения соотношение

$$\frac{\pi \cdot \sqrt{\frac{c}{m}}}{a \cdot \omega \cdot c \cdot \sin \left(\pi \cdot \frac{\sqrt{\frac{c}{m}}}{\omega} \right)} < 1 \quad \text{и соответственно } A < X_{ST}.$$

В этом и заключается эффект прерывистого шлифования как метода правки круга. При этом чем больше a , тем выше эффект, следовательно, эффективность правки шлифовального круга возрастает с уменьшением длины режущего выступа.

После подстановки $a = \frac{l_1 + l_2}{l_1}$ и $\omega = \frac{2 \cdot \pi \cdot V_{KR}}{l_1 + l_2}$ в (23), получим

$$A = \frac{X_{ST} \cdot \sqrt{\frac{c}{m}} \cdot l_1}{2 \cdot V_{KR} \cdot c \cdot \sin \left(\pi \cdot \frac{\sqrt{\frac{c}{m}}}{\omega} \right)}. \quad (24)$$

Таким образом, с уменьшением длины режущих выступов l_1 (или с возрастанием их количества n) и увеличением скорости круга V_{KR} уменьшается амплитуда вынужденных колебаний A .

На рис.1 приведены зависимости $A = f(l_1)$, построенные для различных значений коэффициента прерывистости $N = \frac{l_2}{l_1}$ при шлифовании с лимбовой глубиной резания $t_L = 0,2 \cdot 10^{-4} m$. Из графиков видно, что в исследуемом интервале протяженностей режущих выступов $0,01mm \leq l_1 \leq 0,10mm$

диапазон изменения амплитуд вынужденных колебаний A сужается с уменьшением коэффициента прерывистости N .

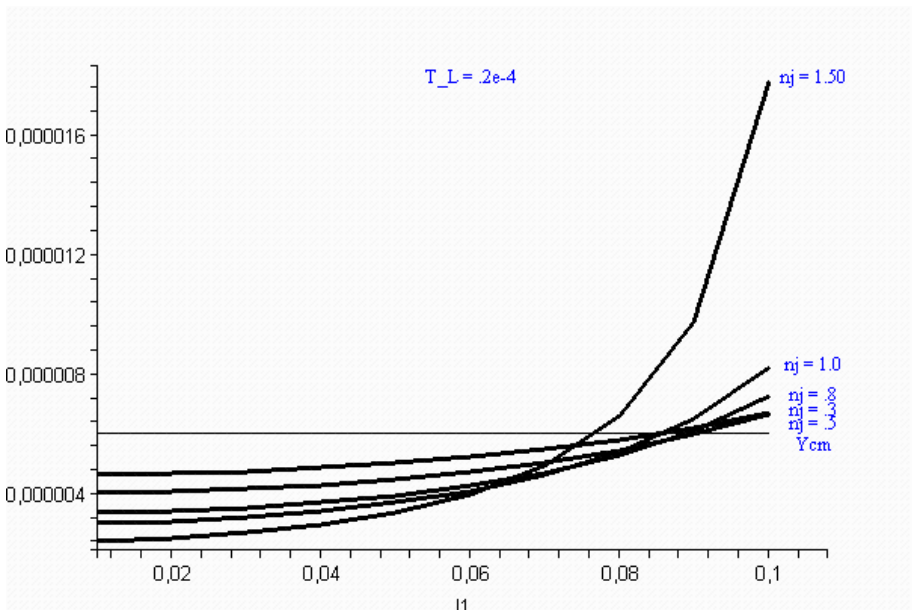


Рисунок 1 – Зависимости амплитуды вынужденных колебаний $A(m)$ от длины режущего выступа $l_1(m)$ при шлифовании прерывистыми кругами с различными значениями коэффициента прерывистости $N = nj = 0,3; 0,5; 0,8; 1,0; 1,5$ с лимбовой глубиной резания $t_L = 0,02mm$.

l_1 (при неизменном значении коэффициента прерывистости N) амплитуда вынужденных колебаний A уменьшается.

На рис.2 показаны зависимости амплитуды вынужденных колебаний A от геометрических характеристик рабочей поверхности прерывистого шлифовального круга, построенные для двух глубин резания

($t_L = 0,10mm, t_L = 0,05mm$), установленных по лимбу плоскошлифовального станка.

Зависимости $A = f(n, N)$ выглядят в виде нелинейчатых поверхностей, из анализа которых следует, что с увеличением количества режущих выступов n на прерывистом круге амплитуда вынужденных колебаний A уменьшается. Из графиков видно, что для исследуемого интервала чисел режущих выступов $5 \leq n \leq 40$ диапазон изменения амплитуд вынужденных колебаний сужается с уменьшением лимбовой глубины резания t_L .

Из анализа линий $ABCD$ и $KLMN$, являющихся линиями пересечения зависимостей $A = f(n, N)$ с горизонтальными плоскостями Π_1 и Π_2 , можно сделать вывод, что для поддержания амплитуды вынужденных колебаний на одном и том-же уровне необходимо при увеличении коэффициента прерывистости N уменьшать количество режущих выступов n на рабочей поверхности прерывистого шлифовального круга.

В условиях прерывистого шлифования происходит периодическое изменение возбуждающей силы, приводящее к изменению жесткости упругой системы станка во времени. Колебания, обусловленные изменением такого параметра упругой системы, как жесткость, называются параметрическими колебаниями.

Так же, как и при вынужденных колебаниях, здесь можно наблюдать явления резонанса, когда частота изменения жесткости совпадает с частотой собственных колебаний.

Для выявления степени влияния геометрических параметров рабочей поверхности прерывистого круга на возможность возникновения в упругой системе плоскошлифовального станка параметрического резонанса воспользуемся условием неустойчивой работы упругой системы [9].

$$|L| > \frac{1+M}{2} \quad (25)$$

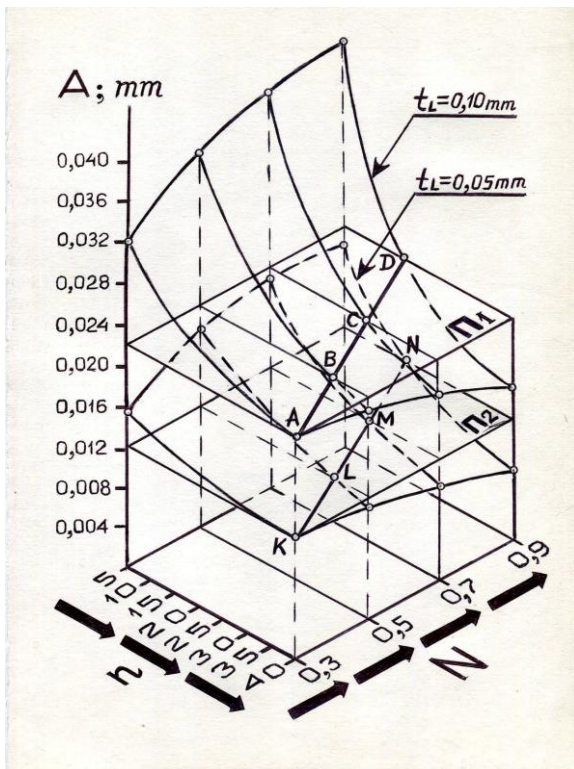


Рисунок 2 – Зависимости амплитуды вынужденных колебаний A , возникающих при шлифовании прерывистыми кругами с лимбовыми глубинами резания $t_L = 0,10mm, 0,05mm$ от коэффициента прерывистости N и от количества режущих выступов n на абразивном инструменте.

$$L = \frac{e^{-h(\tau_1 + \tau_2)}}{h(k_2 + h \sin 2k_2 \tau_1)} \left[k_1^2 \sin k_1 \tau_1 \sin k_2 \tau_2 - \right. \\ \left. - 2 \cdot k_1 \cdot k_2 \cdot \cos k_2 \tau_1 \cdot \cos k_1 \tau_1 \cdot \cos k_2 (\tau_1 + \tau_2) - \right. \\ \left. - k_2^2 \sin k_1 \tau_1 \sin (2 \cdot k_2 \tau_1 + k_2 \tau_2) \right] \quad (26)$$

$$M = \frac{k_1 k_2 e^{-2h(\tau_1 + \tau_2)} \cos(2 \cdot k_2 \cdot (\tau_1 + \tau_2))}{h(k_2 + h \sin 2k_2 \tau_1)} \quad (27)$$

$$\text{где } k_1 = \sqrt{\frac{C_o}{m} + \frac{C_o \cdot \left(\frac{t_L}{t_F} - 1\right)}{2 \cdot m}} - h^2, k_2 = \sqrt{\frac{C_o}{m} - \frac{C_o \cdot \left(\frac{t_L}{t_F} - 1\right)}{2 \cdot m}} - h^2.$$

C_o – приведенная жесткость упругой системы, N/m ;

h – величина, характеризующая угасание колебаний во времени;

m – приведенная масса, $(N \cdot s^2)/m$;

t_L, t_F – глубина резания, установленная по лимбу плоскошлифовального станка и фактическая (истинная) глубина резания соответственно;

$\tau_1 = \frac{l_1}{V_{KR}}, \tau_2 = \frac{l_2}{V_{KR}}$; l_1, l_2 – длина режущего выступа и протяженность

впадины соответственно, m .

По формулам (25), (26), (27) были проведены расчеты и построены зависимости $L = f(n, N)$ и $\frac{M+1}{2} = f(n, N)$ для двух значений окружной скорости круга и двух значений лимбовой глубины резания (рис.3).

Линии пересечения поверхностей, описываемых этими зависимостями, являются границами областей параметрической неустойчивости упругой системы плоскошлифовального станка.

Из сопоставления рис.3(а,с), а также рис.3(б, d) следует, что при увеличении окружной скорости круга V_{KR} от $25 m/s$ до $30 m/s$ области параметрической устойчивости упругой системы станка смещаются в направлении уменьшения количества режущих выступов n на прерывистом шлифовальном круге.

Из сопоставления рис.3(а,в), а также рис.3(с,d) видно, что с уменьшением лимбовой глубины резания t_L границы областей параметрической устойчивости упругой системы станка расширяются. Из рис.3(а,б,с,d) видно, что для обеспечения параметрической устойчивости упругой системы станка необходимо при увеличении коэффициента

прерывистости N уменьшать количество прорезей на рабочей поверхности круга n .

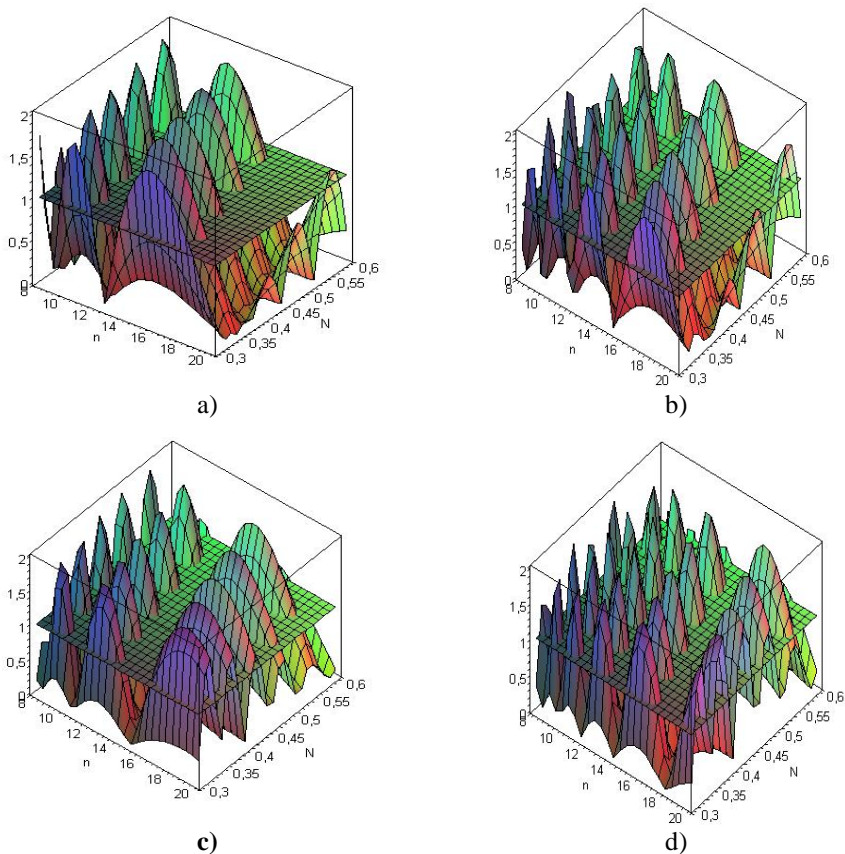


Рисунок 3 – Области параметрической неустойчивости упругой системы станка при различных скоростях вращения круга ($V_{KR} = 30 \text{ m/s}$ (a,b), $V_{KR} = 25 \text{ m/s}$ (c,d)) и при разных значениях лимбовой глубины резания ($t_L = 0,02 \text{ mm}$ (a,c), $t_L = 0,10 \text{ mm}$ (b,d)).

Выводы.

1. Установлено, что с увеличением окружной скорости шлифовального прерывистого круга V_{KR} амплитуда вынужденных колебаний A уменьшается, а области параметрической устойчивости упругой системы плоскошлифовального станка смещаются в направлении уменьшения количества прорезей n на рабочей поверхности абразивного инструмента.

2. Установлено, что с увеличением количества режущих выступов n на прерывистом круге амплитуда вынужденных колебаний A уменьшается, а границы областей параметрической устойчивости расширяются.

3. Установлено, что в исследуемых интервалах чисел режущих выступов $5 \leq n \leq 40$ и коэффициента прерывистости $0,3 \leq N \leq 40$ с уменьшением лимбовой глубины резания t_L диапазон изменения амплитуд вынужденных колебаний A сужается, а границы областей параметрической устойчивости упругой системы станка расширяются.

4. Установлено, что для поддержания амплитуды вынужденных колебаний A на постоянном уровне и для недопущения выхода из зоны параметрической устойчивости упругой системы необходимо при N – увеличении коэффициента прерывистости N уменьшать количество прорезей n на прерывистом шлифовальном инструменте.

5. Выявлены условия прерывистого шлифования, при которых в упругой системе плоскошлифовального станка не возникают ударный и параметрический резонансы и появляется возможность самооформления режущего микрорельефа рабочей поверхности абразивного инструмента в процессе его работы.

Список использованных источников: 1. Новоселов, Ю.К. Стохастическая диагностика взаимодействия инструмента и заготовки при круглом наружном шлифовании / Ю.К. Новоселов, С.М. Братан // Сучасні технології у машинобудуванні: Збірник наукових праць. – Харків: НТУ «ХПІ», 2007. – С. 91-102. 2. Братан, С.М. Анализ влияния колебаний, передаваемых через фундамент станка, на качество процесса шлифования / С.М. Братан, Е.А. Владецкий // Вестник НТУ «ХПІ». – 2008. – №35. – С.13-22. 3. Зубарев, Ю.М. Расчет области устойчивого процесса шлифования с учетом динамических характеристик шпиндельных устройств / Ю.М. Зубарев, М.А. Алейникова // Инструмент и технологии. – 2005. – №21-22. – С.63-67. 4. Кохликян, С.А. О некоторых особенностях колебаний круглошлифовального станка / С.А. Кохликян, Б.С. Баласанян // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Сборник научных трудов. – 2008. – №36. – С. 76-81. 5. Смирнов, В.А. Влияние геометрической неточности шлифовального круга и вибраций в технологической системе на изменение толщины срезаемого слоя при плоском шлифовании периферией круга / В.А. Смирнов // Вестник ИжГТУ. – 2008. – №2. – С.16-18. 6. Дианов, А.А. Образование волнистости при плоском прерывистом шлифовании периферией круга / А.А. Дианов, Е.Ю. Татаркин, и др. // Ползуновский вестник. – 2009. – Т.2. – №1 – С.127-131. 7. Новиков, Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования. – Автореф. Дис. ... докт. техн. наук. – Одесса, 1995. – 360с. 8. Якимов, А.В. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки: Учебное пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, и др. – Одесса: ОГПУ. – 1999. – 212с. 9. Тонконогий, В.М. Динамика прерывистого шлифования. / В.М. Тонконогий, А.А. Якимов, и др. // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. научн. -техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2015. – Вып.85. – С.288-295.

УДК 621.923

В. А. Федорович, д-р техн. наук, Е. В. Островерх, канд. техн. наук,
Н. В. Козакова, канд. техн. наук, Харьков, Украина,
Е. А. Бабенко, канд. техн. наук, Stuttgart, Germany

ВЛИЯНИЕ СВОЙСТВ МЕТАЛЛА-КАТАЛИЗАТОРА В АЛМАЗНЫХ ЗЕРНАХ НА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ АЛМАЗОНОСНОГО СЛОЯ НА ЭТАПЕ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ИНСТРУМЕНТА

Наведено результати 3D моделювання методом кінцевих елементів процесу спікання комплексної системи «зв'язування–алмазне зерно–металофаза». Уперше при дослідженні процесу спікання розрахунковим методом встановлено вплив фізико-механічних властивостей металофази, а також її відсоткового вмісту в алмазному зерні на напружено-деформований стан даної системи. Встановлено найбільш термостійкі види сплавів-розчинників, які можуть застосовуватися на етапі синтезу алмаза й забезпечувати цілісність алмазних зерен при виготовленні (випалі) алмазоносного шару кругів на керамічних зв'язуваннях

Приведены результаты 3D моделирования методом конечных элементов процесса спекания комплексной системы «связка–алмазное зерно–металофаза». Впервые при исследовании процесса спекания расчетным методом установлено влияние физико-механических свойств металофазы, а также ее процентного содержания в алмазном зерне на напряженно-деформированное состояние данной системы. Установлены наиболее термостойкие виды сплавов-растворителей, которые могут применяться на этапе синтеза алмаза и обеспечивать целостность алмазных зерен при изготовлении (обжиге) алмазоносного слоя кругов на керамических связках

The results of the finite-element 3D modeling by finite-element method of the sintering process of the complex system “bond–diamond grain–metal phase” are given. For the first time, when studying the sintering process using a calculation method, the influence of the physico-mechanical properties of the metal phase as well as its percentage in the diamond grain on the stress-strain state of the system “bundle - diamond grain - metal phase”. The most heat-resistant types of alloys-solvents that can be used at the stage of diamond synthesis and ensure the integrity of diamond grains during the manufacture (firing) of the diamond layer of the ceramic bonded wheels have been established

Для изготовления алмазно-абразивного инструмента используется широкий диапазон марок синтетического алмаза. Марка алмазного зерна определяет его прочность, связанную, прежде всего, с содержанием примесей, совершенством формы, внутренней и поверхностной дефектностью. Каждой марке алмаза соответствуют определенные термобарические и кинетические условия синтеза, состав растворителя углерода, марка графита, расположение реакционных компонентов, технология обогащения, режимы дробления и сортировки, которые и обеспечивают необходимый уровень ее

прочностных свойств [1].

Одним из наиболее значимых факторов, влияющих на термостойкость алмаза, являются металлические включения в массе алмаза, которые неизбежно присутствуют после его синтеза (рис. 1). Известны механизмы образования включений в кристаллах алмаза. Один из них заключается в захвате включений вершинами кристалла (при малых пересыщениях) и ребрами (в условиях больших пересыщений), другой – в заращивании исходного раствора в центральных пирамидах нарастания в местах встречи слоев [2].



Рисунок 1 – Снимок монокристалла алмаза с локальным включением металла-катализатора

Согласно данным [3] наличие сплава-растворителя в синтетическом алмазе приводит к увеличению внутренних давлений в зерне, появлению сетки микротрещин в процессе нагрева и миграции металлофазы на поверхность кристалла. Уровень давления в плоскости можно оценить соотношением:

$$q = \bar{K}_2(\alpha_2 - \alpha_1)(T_1 - T_0), \quad (1)$$

где \bar{K}_2 – приведенный модуль объемного сжатия металлофазы;

α_2 – коэффициент линейного температурного расширения (КЛТР) металлофазы;

T_1 – температура, при которой происходит выход металлофазы на поверхность алмаза, сопровождаемый образованием трещин (соответствует 973 К);

α_1 – коэффициент линейного температурного расширения алмаза в диапазоне до 750 К ($\alpha_1 = 3,7 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$).

Однако данная расчетная схема не учитывает влияние силового фактора на уровень напряжений в алмазных зернах и решается в условиях двумерного моделирования. С учетом высокой температурной нагрузки алмазоносного слоя на этапе обжига, возникает необходимость более глубокого изучения воздействия физических свойств сплава-растворителя (металлофазы) на изменение напряженно-деформированного состояния (НДС) системы «связка–алмазное зерно–металлофаза». Анализ НДС моделируемой системы позволит спрогнозировать поведение системы и сохранить целостность алмазных зерен при изготовлении кругов. Изучение влияния физико-механических свойств металла-катализатора на НДС исследуемой системы позволило определить их рациональные значения для различных марок алмаза, что может иметь практическую ценность при синтезе поликристаллов алмаза.

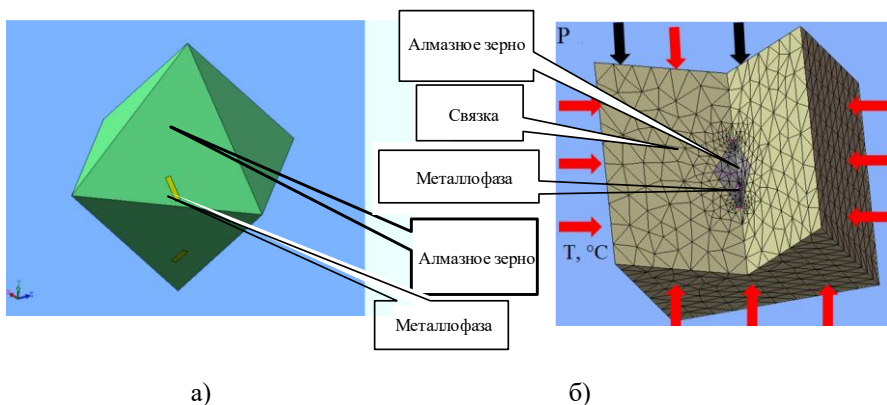


Рисунок 2 – 3D модели и расчетная схема исследуемой системы:

- а) 3D модель системы «алмазное зерно–металлофаза»;
- б) 3D конечно-элементная модель и расчетная схема системы «связка–алмазное зерно–металлофаза» для исследования процесса спекания алмазоносного слоя

Для исследования изменения в НДС системы «связка–алмазное зерно–металлофаза» смоделирован процесс обжига керамического алмазоносного слоя К1-01 с содержанием алмаза различных марок. Для детального анализа были выбраны марки зерен, соответствующие согласно классификации [3] хрупкой, прочной группе, а также группе повышенной прочности. Моделировалась температурная нагрузка (Т) и давление (Р) на алмазоносный слой с зернами марок АС4, АС6, АС15 и АС32. Количество металлофазы,

содержащееся в алмазе, моделировалось включениями от 7,5 до 0,6 % мас. Монокристалл алмаза был представлен в геометрии октаэдра. Проведен ряд расчетов с приложением температурной нагрузки на поверхность элемента «связка» (рис. 2), соответствующей значению температуры от 200 °С до 800 °С с шагом итерации 200 °С и длительностью нагрузки 10 секунд.

Физические свойства алмаза динамически изменялись при изменении температуры в исследуемой системе. В качестве металлофазы применялись пять ростовых систем, наиболее широко используемых в производстве (табл. 1). На данном этапе исследований моделировались следующие виды металлофазы: $Ni_{39,6}Mn_{59,4}(Cr_3C_2)_{1,0}$; $Fe_{95}Si_5$; $Co_{88}(Cr_3C_2)_{12}$; $Ni_{48}Fe_{48}(Cr_3C_2)_4$; $Fe_{44}Co_{44}(Cr_3C_2)_{12}$ [4].

Таблица 1 – Некоторые физико-механические свойства сплавов-растворителей, используемые при трехмерном моделировании [4]

Состав сплава-растворителя, мас. %	Обозначение	Модуль упругости E , ГПа	КЛТР α , $\cdot 10^{-6}$ K^{-1}	Модуль объемного сжатия K , ГПа
$Ni_{39,6}Mn_{59,4}(Cr_3C_2)_{1,0}$	Ni–Mn–Cr	217	20,3	96,19
$Fe_{95}Si_5$	Fe–Si	238	12,9	113,33
$Co_{88}(Cr_3C_2)_{12}$	Co–Cr	250	10,3	162,19
$Ni_{48}Fe_{48}(Cr_3C_2)_4$	Ni–Fe–Cr	188	10,2	110,56
$Fe_{44}Co_{44}(Cr_3C_2)_{12}$	Fe–Co–Cr	246	9,2	201,56

Учитывая отличие (более чем в 2 раза) показателей отдельных термических свойств сплава-растворителя, выдвинуто предположение о том, что путем выбора их значений представляется возможность влиять на изменение напряженно-деформированное состояние системы «алмазное зерно–металлофаза» на этапе спекания алмазоносного слоя керамических кругов.

Для его подтверждения проведен ряд расчетов для алмазоносного слоя на керамической связке K1-01 с алмазным порошком AC15 100/80. В качестве предельно допустимой нагрузки в зерне рассматривалось $\sigma_p = 0,57$ ГПа [5]. С использованием трехмерного моделирования методом конечных элементов были рассчитаны предельные значения эквивалентных напряжений. Анализ полученных результатов показал, что наибольшие напряжения среди варьруемых видов металлофазы наблюдались у зерен, содержащих сплав *Ni–Mn* (рис. 3).

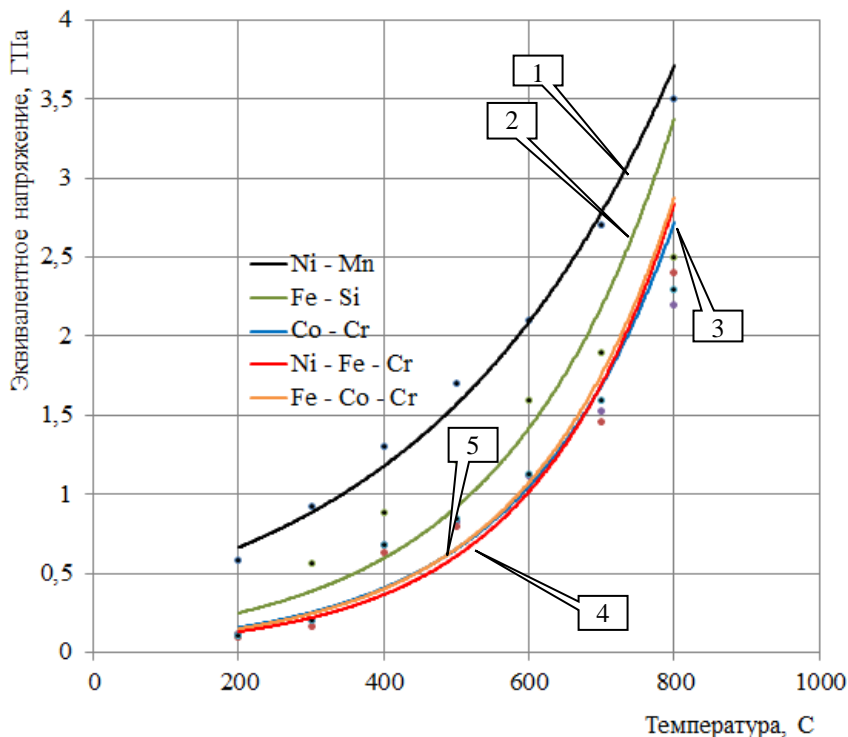


Рисунок 3 – Зависимость предельного значения $\sigma_{\text{экв}}$ в системе «алмазное зерно–металлофаза» от температуры обжига керамической связки K1-01 для зерен с различной металлофазой:
 1) Ni–Mn; 2) Fe–Si; 3) Co–Cr; 4) Ni–Fe–Cr; 5) Fe–Co–Cr

В системе с преобладающим содержанием *Fe–Si* наблюдались напряжения, значения которых в среднем были в 1,5 раз меньшими: так, при температуре обжига $T = 600$ °С в зерне с содержанием сплава *Ni–Mn* значения напряжения составляло $\sigma_{\text{экв}} = 2,1$ ГПа, а в зерне с металлофазой *Fe–Si* это значение равнялось $\sigma_{\text{экв}} = 1,6$ ГПа. Применение сплавов *Co–Cr*, *Ni–Fe–Cr*, *Fe–Co–Cr* вызывало сопоставимые напряжения в системе. Для $T = 600$ °С значение $\sigma_{\text{экв}}$ было зафиксировано в диапазоне от 1,04 до 1,13 ГПа. Во всем интервале значений можно выделить сплав *Ni–Fe–Cr*, при использовании которого удалось достичь наименьших значений $\sigma_{\text{экв}}$. Моделирование алмаза, не содержащего включений металлофазы, показало насколько менее термически напряженным может быть его

состояние: при одинаковых температурных режимах спекания алмазное зерно с металлофазой характеризовалось напряжением в 1,9 раз большим, чем зерно без нее (рис. 4).

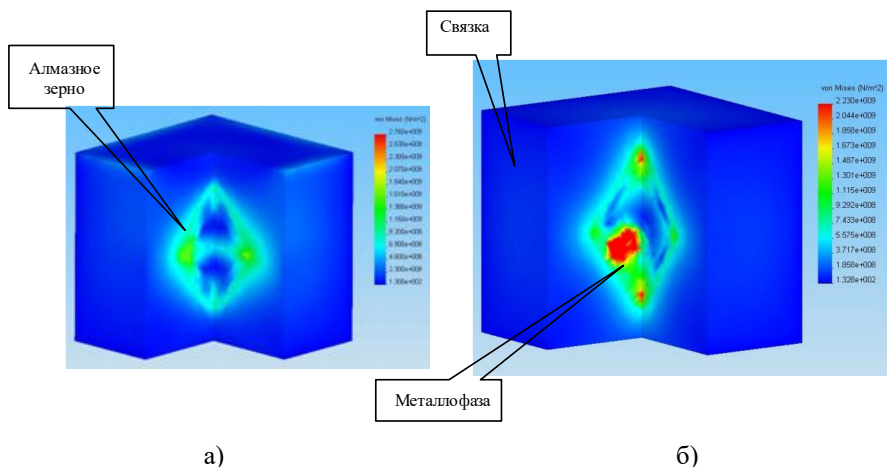


Рисунок 4 – Распределение напряжений в алмазном зерне:
 а) без металлофазы ($\sigma_{экв} = 0,58$ ГПа); б) зерно с включением металлофазы
Ni-Fe-Cr, составляющим 7,5 % мас. ($\sigma_{экв} = 1,13$ ГПа):
 температура обжига 600 °С, время обжига 10 с, марка связки К1-01

Анализ влияния физических свойств сплавов-растворителей на результаты моделирования процесса обжига позволил сделать вывод о том, что минимальные напряжения в системе возникают при модуле упругости металлофазы не более 200 ГПа и коэффициенте термического линейного расширения не более $10,2 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$, что в данном случае соответствует сплаву *Ni-Fe-Cr*. В среднем увеличение значения КЛТР в 2 раза с $10,2 \cdot 10^{-6}$ до $20,3 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ приводит к увеличению эквивалентных напряжений $\sigma_{экв}$ в 2,7 раз.

Процентное содержание сплава-растворителя также являются значимыми факторами, влияющими на предельные значения эквивалентных напряжений в системе «алмазное зерно–металлофаза» при наличии температурной нагрузки. На следующем этапе исследований моделировалась система с алмазным зерном фракции 63/50 и процентным содержанием металлофазы, соответствующим маркам АС4, АС6, АС15, АС32. В качестве металлофазы в модель закладывались свойства ростовой системы *Ni-Fe-Cr*. Расчет показал, что при выборе более прочных алмазных марок увеличивается их термостойкость

(рис. 5), связанная с меньшими значениями эквивалентных напряжений, возникающих не только в области металлофазы, но и на вершинах кристалла.

Увеличение процентного содержания металлофазы в алмазном зерне приводит к пропорциональному росту критических напряжений в области включений сплава-растворителя, который связан с расширением включений под действием температурной нагрузки (рис. 5).

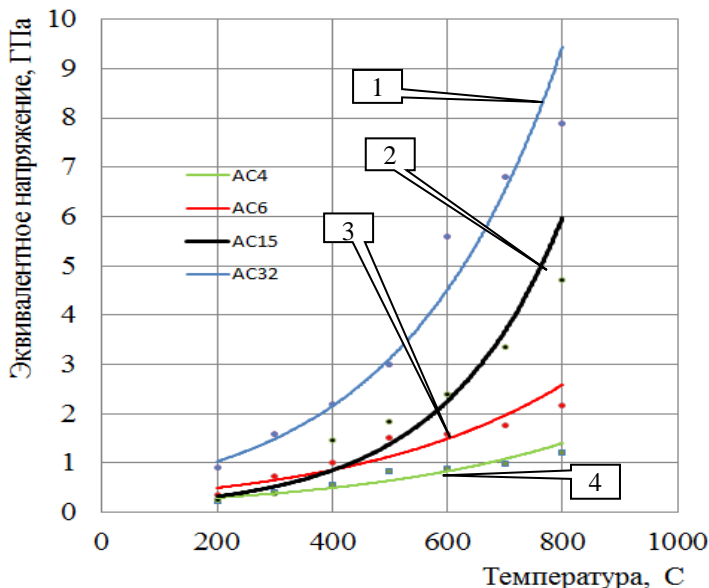


Рисунок 5 – Зависимость эквивалентного напряжения в системе «алмазное зерно–металлофаза» от температуры обжига связки K1-01 для алмазных зерен с различным процентным содержанием металлофазы: 1) AC32; 2) AC15; 3) AC6; 4) AC4

Так для зерна AC4 при температуре обжига $T = 400\text{ }^{\circ}\text{C}$ предельное расчетное значение $\sigma_{\text{экр}} = 0,56\text{ ГПа}$ в 1,5 раза превышает предельно допустимое значение $\sigma_p = 0,37\text{ ГПа}$. При аналогичной температурной нагрузке в зерне марки AC32 напряжение достигает значения $\sigma_{\text{экр}} = 2,2\text{ ГПа}$, что более чем в 2 раза меньше допустимого значения $\sigma_p = 5,37\text{ ГПа}$. При моделировании алмаза марки AC15 и AC32 превышение допустимого значения эквивалентного напряжения происходит лишь при температурах

$T = 400\text{ }^{\circ}\text{C}$ и $T = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$ соответственно. Для менее прочных марок алмаза с большим содержанием включений критические напряжения могут возникнуть уже при $T = 300\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Таким образом, результаты расчетов подтвердили возможность прогнозирования напряжено-деформированного состояния системы «связка–алмазное зерно–металлофаза» и предельных значений эквивалентных напряжений $\sigma_{эке}$ путем варьирования физических свойств алмазного шлифпорошка. Путем моделирования определены наиболее термостойкие виды сплавов-растворителей, которые могут обеспечивать целостность алмазных зерен при изготовлении (обжиге) алмазоносного слоя кругов на керамических связках. К группе термостойких видов металлофазы можно отнести сплавы $Co-Cr$, $Ni-Fe-Cr$, $Fe-Co-Cr$. В этой группе критическое значение $\sigma_{эке}$ зафиксировано лишь при $T = 400\text{ }^{\circ}\text{C}$, в то время как для сплавов $Ni-Mn$ и $Fe-Si$ эта температура составила $T = 200\text{ }^{\circ}\text{C}$ и $T = 300\text{ }^{\circ}\text{C}$ соответственно. Так моделирование спекания при $T = 400\text{ }^{\circ}\text{C}$ с металлофазой $Co-Cr$, $Ni-Fe-Cr$, $Fe-Co-Cr$ показало, что применение этих сплавов-растворителей обеспечивает уменьшение значений приведенных напряжений в 1,7...2,1 раза.

Исследование воздействия процентного содержания металлофазы на НДС системы «связка–алмазное зерно–металлофаза» подтвердило предположение о необходимости минимизации количества металлических включений в алмазном зерне. Граница термостойкости для зерен AC4 и AC6 зафиксирована при $T = 300\text{ }^{\circ}\text{C}$, а для более прочных зерен AC15 и AC32 при $T = 400\text{ }^{\circ}\text{C}$ и $T = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$ соответственно.

Результаты моделирования говорят о необходимости использования зерен хрупкой группы в алмазных кругах на полимерных связках, температура горячего прессования которых не достигает $200\text{ }^{\circ}\text{C}$. Кроме того, необходим поиск путей решения проблемы низкой термостойкости алмазов путем совершенствования технологий синтеза алмазных шлифпорошков.

Таким образом, 3D моделирование методом конечных элементов процесса спекания комплексной системы «связка–алмазное зерно–металлофаза» позволило установить, что в процессе изготовления алмазоносного слоя на керамических связках одной из причин преждевременного разрушения алмазных зерен является наличие внутренних напряжений в зерне, которые превышают предельно допустимые значения и вызваны наличием металлических включений сплава-растворителя.

Расчетным методом установлено, что при одинаковых термических нагрузках значение эквивалентного напряжения в системе «алмазное зерно–металлофаза» может варьироваться в зависимости от процентного содержания сплава-растворителя. Моделирование НДС системы «связка–алмазное зерно–металлофаза» при спекании алмазных зерен различных

марок показало, что для зерна AC4 63/50 с содержанием сплава-растворителя 7,5 % мас. напряжения достигают критического значения уже при $T = 300$ °С, а для наиболее прочного в исследовании зерна AC32 100/80 с содержанием сплава-растворителя 0,6 % мас. – при $T = 600$ °С.

Впервые при исследовании процесса спекания расчетным методом установлено влияние физико-механических свойств металлофазы, а также ее процентного содержания в алмазном зерне на напряженно-деформированное состояние системы «связка–алмазное зерно–металлофаза». Установлены наиболее термостойкие виды сплавов-растворителей, которые могут обеспечивать целостность зерен на этапе изготовления (обжига) алмазонасного слоя кругов на керамических связках. К группе термостойких можно отнести сплавы *Co–Cr*, *Ni–Fe–Cr*, *Fe–Co–Cr*. Для этой группы сплавов критические значения $\sigma_{эжв}$ зафиксированы лишь при $T = 400$ °С, в то время как для сплавов *Ni–Mn* и *Fe–Si* эти температуры составляют $T = 200$ °С и $T = 300$ °С соответственно. Выбор термостойкого сплава-растворителя позволяет уменьшить значения приведенных напряжений в системе «алмазное зерно–металлофаза» в 1,7...2,1 раза. С уменьшением процентного содержания металлофазы в зерне растет его термостойкость.

Список использованных источников: 1. *Новиков Н. В.* Синтез алмазов / Н. В. Новиков, Д. В. Федосеев, А. А. Шульженко и др. – Киев: Наук. думка, 1987. – 160 с. 2. Инструменты из сверхтвердых материалов / Под. ред. Н. В. Новикова. – М.: Машиностроение, 2005. – 555 с. 3. *Новиков Н. В.* Методика определения прочности и трещиностойкости поликристаллических сверхтвердых материалов / Н. В. Новиков, И. М. Андросов, А. Л. Майстренко // Сверхтвердые материалы. – 1988. – № 2. – С. 33–37. 4. *Майстренко А. Л.* К вопросу о механизме разупрочнения кристаллов синтетического алмаза при высокотемпературном нагревании / А. Л. Майстренко, А. И. Боримский, Л. Н. Девин и др. // Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника и технология его изготовления и применения: Сб. науч. тр. – К.: ИНМ ім. В. М. Бакуля НАН України, 2010. – Вип. 13. – С. 272–279. 5. *Козакова Н. В.* Определение рациональных характеристик алмазных кругов путем 3D моделирования процессов их изготовления и шлифования сверхтвердых материалов: Дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01. – Харьков, 2005. – 210 с.

УДК 621.923

В. А. Федорович, д-р техн. наук, И. Н. Пыжов, д-р техн. наук,
И. В. Волошкина, Харьков, Украина

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ВИБРАЦИОННОГО ШЛИФОВАНИЯ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Наведені результати моделювання процесу вібраційного алмазного шліфування з використанням методу кінцевих елементів. Установлено, що накладення вібрацій у зону обробки суттєво збільшує напружено-деформований стан зони шліфування, що сприяє підвищенню продуктивності обробки.

Приведены результаты моделирования процесса вибрационного алмазного шлифования с использованием метода конечных элементов. Установлено, что наложение вибраций в зону обработки существенно увеличивает напряженно-деформированное состояние зоны шлифования, что способствует повышению производительности обработки.

The results of the simulation of vibration diamond grinding using the finite element method are given. It is established that the imposition of vibrations in the treatment area significantly increases the stress-strain state of the grinding zone, which contributes to an increase in processing performance.

1. Постановка проблемы. Уникальные физико-механические свойства поликристаллических сверхтвердых материалов (ПСТМ) к которым в первую очередь относятся синтетические поликристаллические алмазы (СПА) и плотные модификации нитрида бора (ПТНБ) позволили им сразу же найти возможность широкого использования во многих областях народного хозяйства. Отмеченные выше материалы составляют особую группу обрабатываемых материалов (ОМ). Технологии их производства постоянно совершенствуются. В тоже время существует серьезная проблема обработки ПСТМ. Затраты на изготовление инструментов из них достаточно велики, так как наука и техника пока не располагают абразивными материалами, твердость которых превышала бы твердость алмаза на необходимую с точки зрения эффективности процесса резания величину. На настоящее время одним из наиболее распространенных методов формообразования изделий (в том числе и режущих инструментов) из ПСТМ является алмазное шлифование кругами на различных связках. Съем припуска с ПСТМ осуществляется при этом путем хрупкого микроразрушения ОМ при высокоскоростном контактном взаимодействии алмазных зерен с ОМ. Основной предпосылкой для реализации такого процесса является наличие на зернах острых микро- и субмикроромок [1]. Отсутствие представлений об особенностях механизма самозатачивания алмазных зерен в кругах не

позволяет вскрыть их возможные потенциальные резервы при обработке ПСТМ.

Одним их эффективных методов активизации процесса самозатачивания алмазных зерен путем их макро- и микроразрушения с образованием на их поверхности микро- и субмикроромок является введение в зону шлифования вибраций [2]. В связи с этим нами предпринята попытка установления физических особенностей в зоне контакта алмазных зерен с ПСТМ путем изучения влияния различных факторов на величину эквивалентных напряжений, что позволит судить о возможности самозатачивания алмазных зерен. В конечном итоге это должно позволить установить пути повышения эффективности рассматриваемого процесса обработки. В частности, вибрации являются инструментом, с помощью которого можно не просто исключить такое отрицательное явление при обработке ПСТМ как периодичность самозатачивания круга (что снижает производительность и повышает расход алмазных зерен круга) [3], но и обеспечить самозатачивание зерен с меньшей высотой выступания над связкой круга, а, следовательно, при большем их количестве в контакте с ПСТМ. По нашему мнению в этом состоит резерв процесса шлифования ПСТМ.

2. Анализ последних исследований и публикаций. Известно, что экспериментальное (станочное) изучение особенностей ультразвуковой алмазно-абразивной обработки является дорогостоящим и трудоемким процессом. В связи с этим очевидно, что использование «вычислительного эксперимента» является актуальным альтернативным методом исследования вибрационного шлифования [4], [5].

При рассмотрении возможных вариантов САД-систем был сделан вывод, что наиболее подходящим для моделирования вибрационного шлифования является пакет SolidWorks, содержащий плагин Simulation, базирующийся на методе конечных элементов (МКЭ).

3. Цель исследования. Установление физических особенностей в зоне контакта алмазных зерен с ПСТМ путем изучения влияния различных факторов на величину эквивалентных напряжений.

4. Основные материалы исследования. Для изучения процесса вибрационного шлифования необходимо определить влияние ультразвуковых колебаний, вводимых в зону шлифования, на напряженно-деформированное состояние (НДС) системы «связка – алмазное зерно – металлофаза – обрабатываемый материал».

Известно, что наиболее распространенной формой кристаллитов (монокристаллов) алмаза считается октаэдр, поскольку при разрушении алмаза частицы (продукты разрушения) имеют, как правило, именно форму октаэдра [4]. Форму модели зерна в МКЭ принимали близкой к нему, таким

образом, было выбрано тело, в продольном сечении которого лежит восьмигранник.

Фрагменты связки и обрабатываемого материала были представлены в виде призматических пластин с размерами соответственно $0,4 \times 0,4 \times 0,4$ мм и $0,4 \times 0,4 \times 0,2$ мм, что позволяло достаточно точно моделировать деформирование фрагментов модели с учетом удаленности зон краевых эффектов. Металлофаза в алмазном зерне моделировалась в виде прослойки толщиной 2 – 5 мкм различной формы и длины (рис. 1).

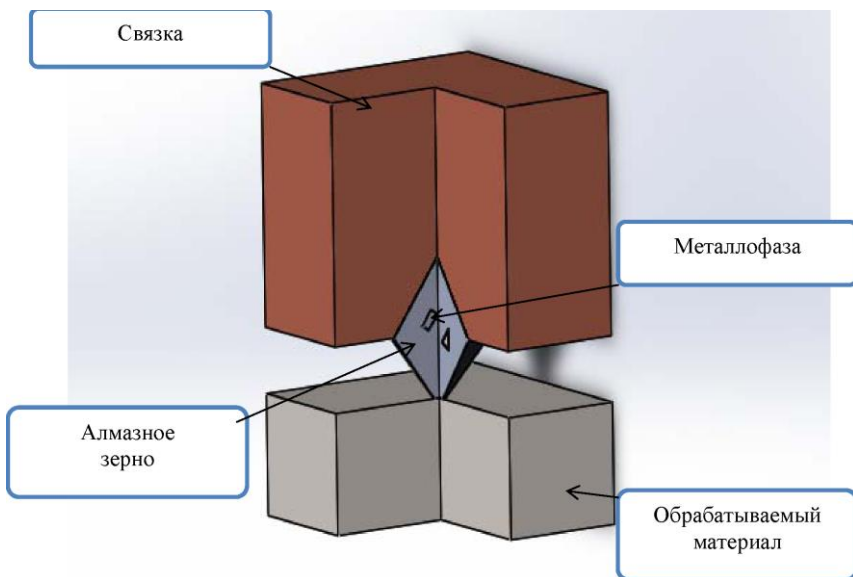


Рисунок 1 – Исходная 3D-модель системы
«связка – алмазное зерно – металлофаза – обрабатываемый материал»

Наличие металлофазы в алмазных зернах, коэффициент термического расширения которой больше чем у алмаза, приводит к тому, что при нагреве это может вызвать растрескивание зерна в местах ее расположения. Процесс шлифования кругами на различных связках характеризуется высокими температурами в зоне резания. В связи с этим логично предположить, что это будет оказывать существенное влияние на разрушение алмазных зерен.

На следующем этапе производилось создание сетки конечных элементов и ее сгущение в области контакта алмазного зерна с обрабатываемым материалом. Принималось, что связка круга – на основе меди,

обрабатываемый материал – поликристаллический сверхтвёрдый материал (ПСТМ), металлофаза – никель. В качестве материала зерна выбран алмаз марки АС100 зернистостью 160/125, обладающий следующими прочностными характеристиками:

$\sigma_{\text{раст}} = 2,18 \text{ ГПа}$; $\sigma_{\text{сж}} = 12,9 \text{ ГПа}$ [5] [6].

Следующим этапом моделирования было задание параметров нагружения модели. В ходе эксперимента модель нагружалась распределенной нагрузкой, приложенной к верхней грани связки (моделировалась нормальная составляющая силы резания P_y) и равномерной нагрузкой, приложенной к боковой грани имитирующей тангенциальную составляющую силы резания P_z (рис. 2).

Моделирование вибрационного шлифования производилось путем варьирования усилия прижима алмазного шлифовального круга со временем. Для этого усилие прижима задавалось в виде гармонической нагрузки, график которой имел вид синусоиды (рис. 3) с частотой $10 \div 50 \text{ кГц}$ и амплитудой равной приложенной нагрузке.

Влияние ультразвуковых колебаний на НДС в зоне контакта «зерно-связка». Основной причиной высокой себестоимости процесса алмазного шлифования, наряду с высокой стоимостью алмазных кругов, является чрезвычайно низкий коэффициент использования потенциальных режущих свойств алмазных зерен. Часто зерна не используют свой режущий потенциал из-за преждевременного выпадения из связки. В связи с этим была поставлена задача изучения НДС в зоне контакта «зерно-связка» при ультразвуковом шлифовании путем 3D моделирования. Было проведено сравнение состояния зоны контакта «зерно – связка» при шлифовании традиционным методом и при обработке с наложением колебаний.

Расчеты НДС зоны контакта «зерно – связка» показали, что в случае наложение ультразвуковых колебаний напряжения равномерно распределяются вдоль всего зерна, что должно улучшать его удержание в связке (рис. 4). При моделировании шлифования без вибрационных колебаний, максимальные напряжения концентрируются на определенной грани алмазного зерна. Это может послужить разрушению зерна в зоне контакта со связкой и его последующему выпадению. При этом установлено, что при вибрационном шлифовании напряжения в контакте «зерно-связка» на 40% (рис. 4) меньше чем при традиционном шлифовании, что положительно сказывается на удержании зерна в связке.

Во второй части эксперимента исследовалось влияние частоты вибрационных колебаний на производительность обработки. Для этого эксперимента было проведено два расчёта, в ходе которых значение частоты ультразвуковых колебаний варьировалось. В первом случае на модель накладывались колебания частотой 20 кГц, во втором – 50 кГц. Результаты

расчёта НДС зоны резания представлены на рисунке 5. Они показали, что с ростом частоты ультразвуковых колебаний НДС в зоне резания увеличивается. Это свидетельствует о том, что путем варьирования значением частоты ультразвуковых колебаний можно регулировать объём снимаемого материала в единицу времени, т.е. изменять производительность обработки.

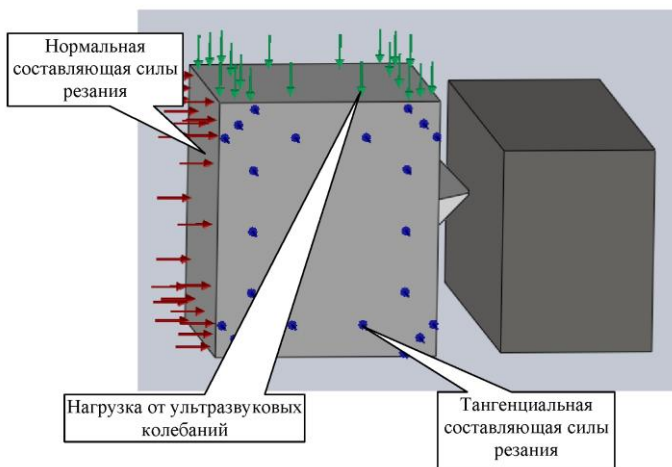


Рисунок 2 – Задание нагрузки при шлифовании с наложением ультразвуковых колебаний

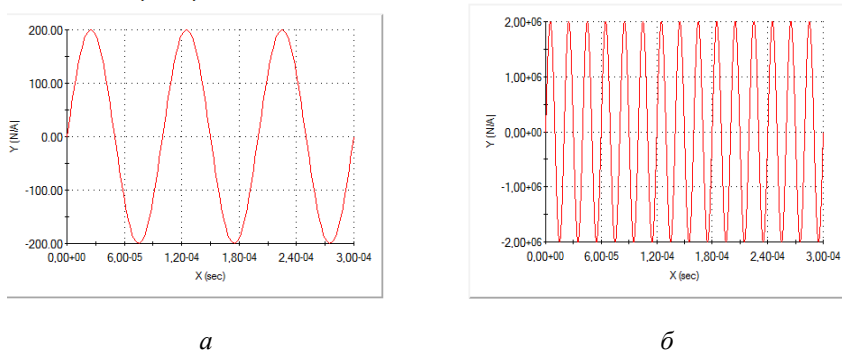


Рисунок 3 – График гармонической нагрузки амплитудой 2 МПа:
 $a - f = 10 \text{ кГц}$; $b - f = 50 \text{ кГц}$

Математическое моделирование шлифования с наложением высокочастотных колебаний методом многофакторного планирования эксперимента. Для сокращения количества расчетов и получения математической модели процесса ультразвукового шлифования применили метод многофакторного планирования расчетного эксперимента с использованием плана В4.

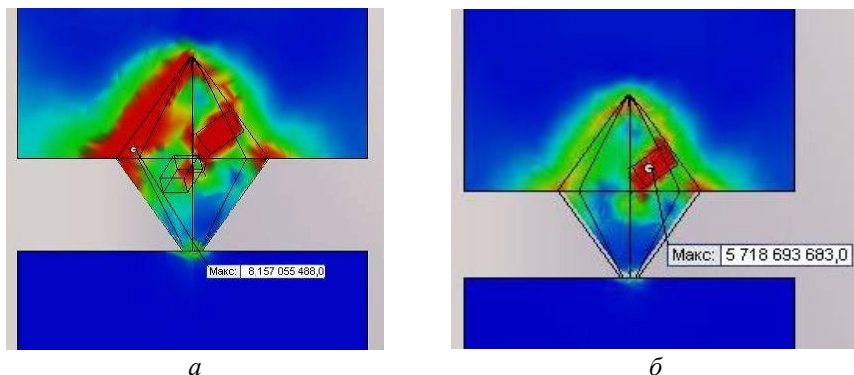


Рисунок 4 – Распределение эквивалентных напряжений в контакте «зерно – связка» при шлифовании без ультразвука (а) и с ультразвуком (б)

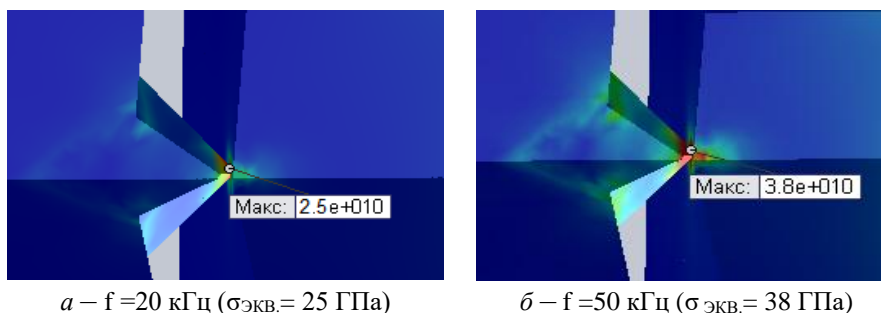


Рисунок 5 – Распределение эквивалентных напряжений при изменении частоты колебаний вибрационного шлифования

В качестве факторов были приняты: частота колебаний, модуль упругости связки, коэффициент термического расширения (КТР) металлофазы и процентное содержание металлофазы в алмазном зерне. Обрабатываемым материалом являлся ПСТМ. Выбор интервала

варьирования не является формализованной процедурой, а зависит от интуиции исследователя, поэтому будем принимать значения уровней факторов, указанные в таблице 1.

Таблица 1 – Уровни варьирования факторов

Уровни факторов	Фактор							
	Частота колебаний		Модуль упругости связи		КТР металлофазы		Количество включений металлофазы	
	Натуральное значение, Гц	Кодированное значение X_1	Натуральное значение, Н/м ²	Кодированное значение X_2	Натуральное значение, 1/К	Кодированное значение X_3	Натуральное значение, шт.	Кодированное значение X_4
Верхний	50e+003	+1	1,45e+011	+1	2,1e-005	+1	3	+1
Основной	30e+003	0	1,1e+011	0	1,7e-005	0	2	0
Нижний	10e+003	-1	0,75e+011	-1	1,3e-005	-1	1	-1

Согласно матрице планирования плана В4 было проведено 24 расчетных экспериментов в соответствии с выбранными факторами.

На рис. 6 представлена визуализация результатов моделирования по влиянию выбранных факторов на НДС зоны шлифования. После обработки результатов расчетов в программном пакете Maple 14 было получено уравнение регрессии, устанавливающее математическую зависимость между основными влияющими факторами и напряжениями в зоне шлифования:

$$Y = 9,267 - 0,394X_1 + 0,659X_2 + 0,984X_3 + 2,529X_4 - 1,098 X_1X_2 + 0,082X_1X_3 - 0,543X_1X_4 - 0,416X_2X_3 + 0,13X_2X_4 + 0,468X_3X_4 - 0,016X_1^2 + 2,08X_2^2 - 2,07X_3^2 - 1,57X_4^2 \quad (1)$$

По результатам эксперимента были построены одномерные зависимости напряжения от частоты при различных значениях модуля упругости обрабатываемого материала, представленные на рис. 7 – 12.

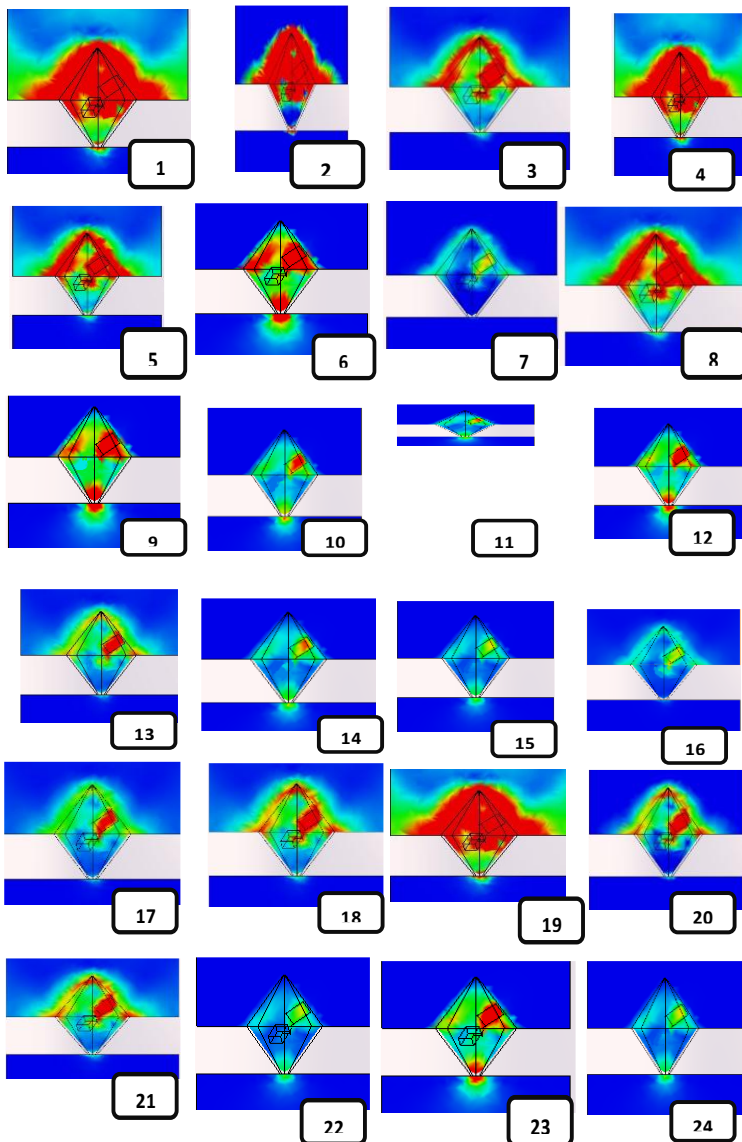


Рисунок 6 – Визуализация результатов моделирования по влиянию выбранных факторов на НДС зоны шлифования

Эти зависимости показывают, что значения напряжений могут достигать такой величины, при которой в процессе шлифования будет реализовываться наиболее производительный метод обработки, обеспечивающий максимальный коэффициент использования потенциально высоких режущих свойств алмазных зерен.

Графики зависимости $\sigma_{экр}$ от частоты вибрационных колебаний при различных модулях упругости связки свидетельствуют о том, что с повышением частоты колебаний у инструментов с низким модулем упругости связки (рис. 7) напряжения снижаются. У инструментов с более высокой упругостью связки $\sigma_{экр}$ возрастают, что, как показывают станочные эксперименты, приводит к росту производительности шлифования. Это можно объяснить тем, что распространяющиеся в любой среде упругие волны испытывают поглощение, обусловленное вязкостью (силами внутреннего трения), теплопроводностью, а на высоких частотах и молекулярным поглощением в среде. [2]

На рис. 9 представлены зависимости напряжений, возникающих в системе «связка – алмазное зерно – металлофаза – обрабатываемый материал» от модуля упругости связки при изменении КТР металлофазы и оптимальная зона напряжений (рис.10).

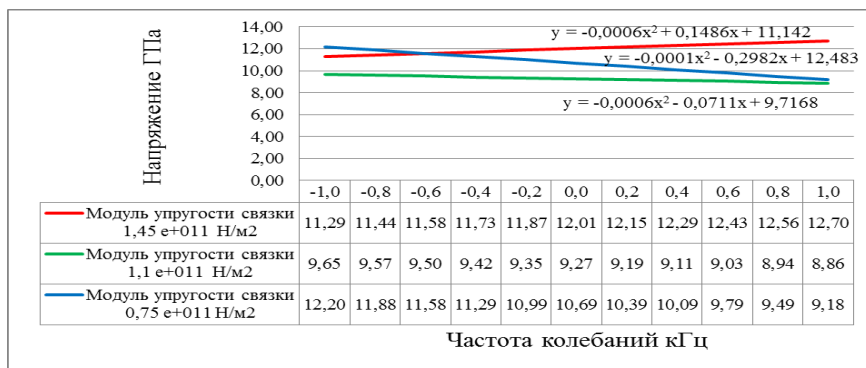


Рисунок 7 – Зависимость $\sigma_{экр}$ от частоты вибрационных колебаний при изменении модуля упругости связки алмазного круга

Двумерные сечения поверхности отклика дают графическое представление об оптимальной зоне шлифования (рис. 8).

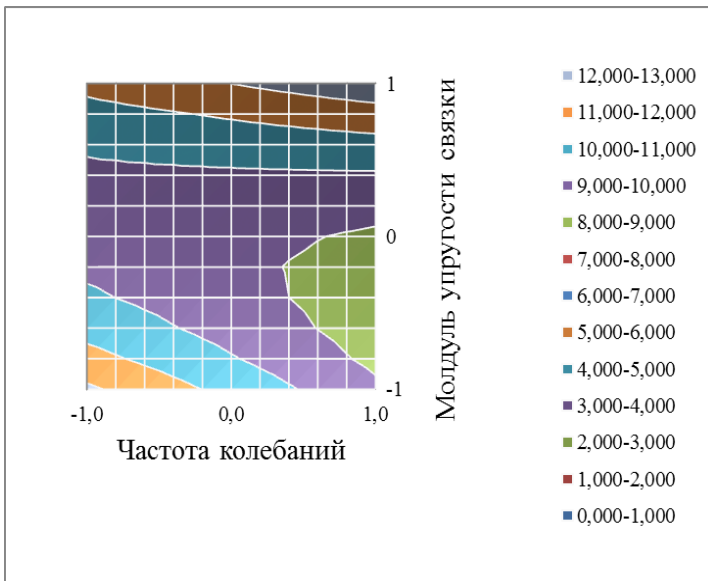


Рисунок 8 – Визуализация зависимости значения $\sigma_{экв}$ от частоты колебаний и модуля упругости связки

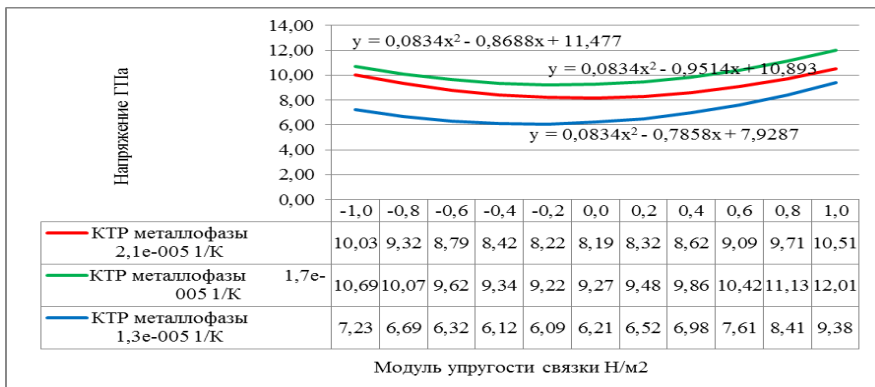


Рисунок 9– Зависимость $\sigma_{экв}$ от модуля упругости связки при изменении КТР металлофазы

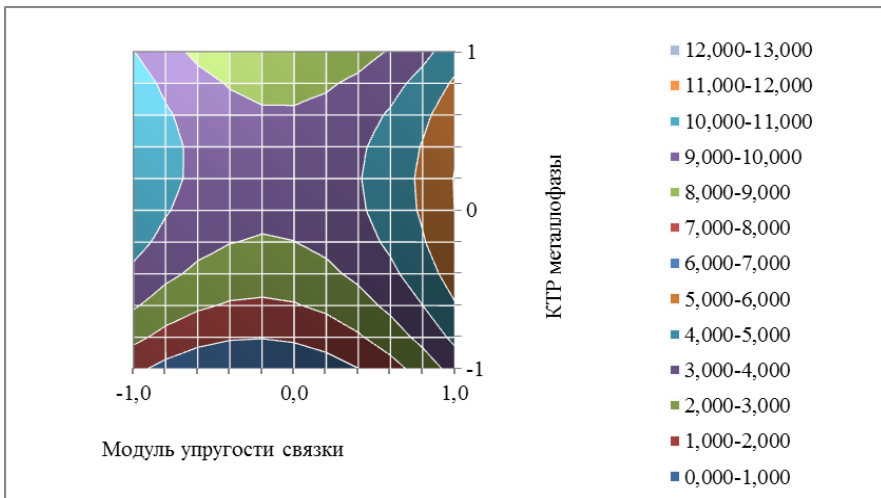


Рисунок 10 – Визуализация зависимости значения $\sigma_{\text{экв}}$ от модуля упругости связки при изменении КТР металлофазы

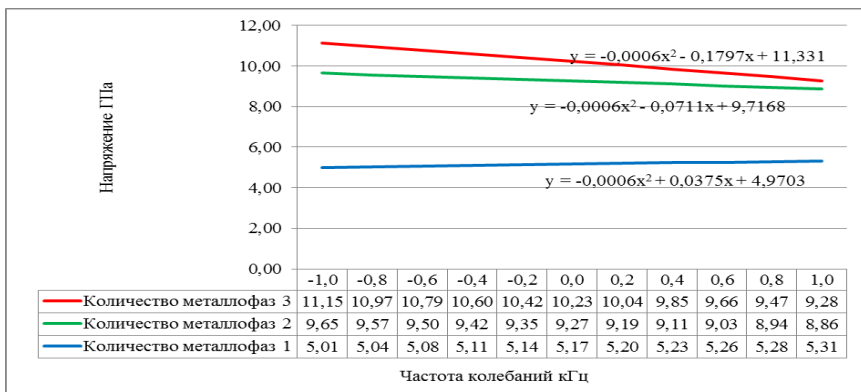


Рисунок 11 – Зависимость $\sigma_{\text{экв}}$ от частоты колебаний при варьировании количества металлофаз

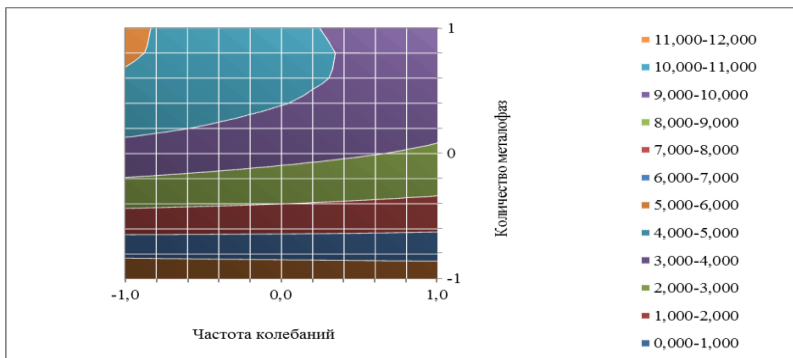


Рисунок 12 – Визуализация зависимости значения $\sigma_{\text{экв.}}$ от частоты колебаний и количества металлофазы

Оптимизация процесса ультразвукового шлифования. Оптимизация процесса ультразвукового шлифования проведена в программном пакете Maple 14. В результате были установлены оптимальные значения факторов ($X_{1\text{опт}}=-1$; $X_{2\text{опт}}=1$; $X_{3\text{опт}}=0,23$; $X_{4\text{опт}}=-1$) при которых максимальное напряжение составляет $Y_{\text{max}}=8,64$ ГПа. Переводя эти данные в реальные значения получим, что оптимальное значение частоты колебаний составляет 10 кГц, модуль упругости связки $6,9\text{e}+011$ Н/м², КТР металлофазы $2,1\text{e}-005$ 1/К, оптимальное количество металлофазы должно составлять 1, что соответствует 3% металлофазы в алмазном зерне.

Визуализация оптимального значения напряжений приведена на рис. 13 – 14.

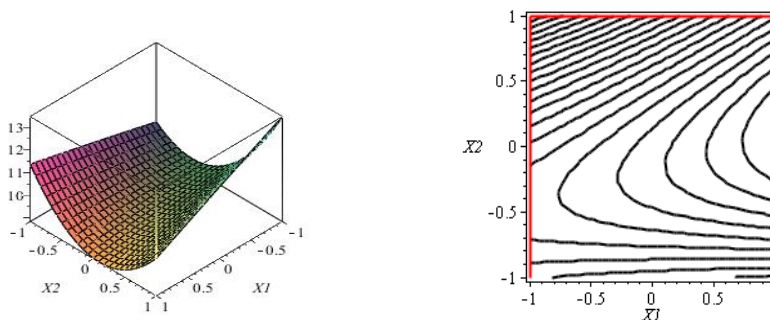


Рисунок 13 – Зависимость максимальных напряжений от частоты колебаний (X_1) и модуля упругости связки (X_2)

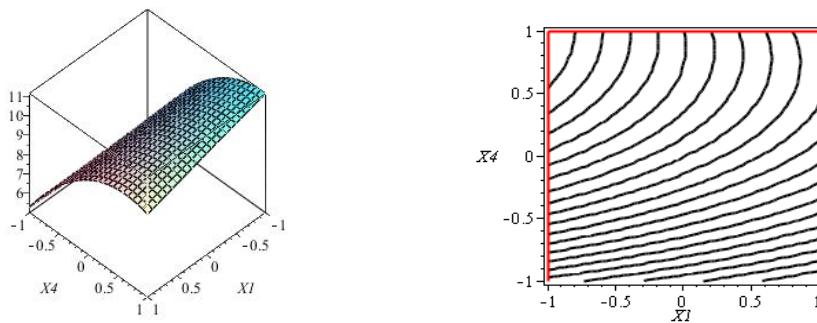


Рисунок 14 – Зависимость максимальных напряжений от частоты колебаний (X_1) и количества металлофазы в зерне (X_4)

Выводы и перспективы развития. 3D моделирование НДС системы «алмазное зерно – ПСТМ» подтвердило возможность активации процесса самозатачивания алмазных зерен, а, следовательно, и повышения производительности шлифования ПСТМ. При шлифовании без вибрационных колебаний, максимальная нагрузка концентрируется на определенной грани алмазного зерна. Это может послужить разрушению зерна в зоне контакта со связкой и его последующему выпадению. Установлено, что в случае введения в зону обработки вибраций напряжения равномерно распределяются вдоль всего зерна, что в свою очередь улучшает его удержание в связке. В целом это будет способствовать снижению удельного расхода алмазов круга.

Список использованных источников: 1. *Семко М.Ф.* Алмазное шлифование синтетических сверхтвердых материалов / *М.Ф. Семко, А.И. Грабченко, М.Г. Ходоревский* - Харьков: Вища школа, 1980. - 192 с. 2. *Шутилов В. А.* Основы физики ультразвука / *В.А. Шутилов*. – Л.: Изд-во Ленинградского университета, 1980. – 280 с. 3. *Грабченко А.И.* Повышение режущей способности токопроводящих алмазных кругов в комбинированных процессах шлифования ПСТМ / *А.И. Грабченко, И.Н. Пыжов, Д.М. Алексеенко*. Вісник Сумського державного університету. Серія «Технічні науки», №1, т.1, 2011.-С. 105-116. 4. *Грабченко А.И.* 3D моделирование алмазно-абразивных инструментов и процессов шлифования: Учебное пособие / *А.И. Грабченко, В.Л. Доброскок, В.А. Федорович*. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2006. – 364 с. 5. *Федорович В. А.* Разработка научных основ и способов практической реализации управления приспособляемостью при алмазном шлифовании сверхтвердых материалов. – Дис. доктора технических наук: 05.03.01. – Харьков, 2003. – 469 с. 6. *Козакова Н. В.* Определение оптимальных характеристик алмазных кругов путем 3D моделирования процессов их изготовления и шлифования сверхтвердых материалов: Дис. канд. техн. наук: 05.03.01. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2004. – 210 с.

UDC 621.9

Viktoria Ferencsik, Dr.GyulaVarga, Miskolc, Hungary

ANALYSIS OF SURFACE MICROHARDNESS ON DIAMOND BURNISHED CYLINDRICAL COMPONENTS

Cold-plastic forming technologies are one of the most dynamically developing technological processes in these days. The main purpose of modern plastic forming is to achieve the shape and size of the designed component by providing minimum environmental loads, while ensuring the proper values of strength and deformation characteristics. These methods include surface strengthening processes, characterized by the introduction of cold forming hardening and residual compressive stress [1]. In this paper, we study the main types of surface consolidation in detail to burnishing of outer cylindrical surfaces. The application of burnishing results in cost reduction in several aspects: cheaper, lower alloyed, lower rigid structural materials can be used as raw materials, abandoned grinding and other fine surface machining, can be replaced by heat treatment operations. In our investigation we used polycrystalline diamond tool with spherical machining surface on C60 hardened steel examining the changing of surface micro-hardness caused by different burnishing parameters.

1. INTRODUCTION

In the course of the analysis of the structure of the material and its properties, several strengthening mechanisms are known, one of which is forming hardening occurred by cold forming. As a consequence of the cold forming is limited to the surface layer, this strengthening mechanism can be exploited to increase the load capacity and, above all, to increase the lifetime by increasing resistance to fatigue strain. Moreover, in the industrial practice the quality requirements of the parts, exposed to fatigue strain, include the value and distribution of residual stress in the subsurface area [2].

To design and execute the experiments, Taguchi type full factorial experimental design method [3-4] was used to create empirical formulas and evaluate the results by a special relationship ratio to determine the parameter setting values that provide the best results within the given technological parameter ranges.

In the present experiments the examined parameters were: burnishing speed (v_b), feed rate (f), burnishing force (F_b) and the number of passes (i). The latter means how many times the tool passes along linearly on the rotating workpiece surface.

Measuring of the surface micro-hardness of the specimens were executed with Wilson Instruments Tukon 2100B measuring equipment in Vickers hardness.

2. SURFACE BURNISHING

Finishing operations of high precision and low roughness working surfaces of shafts are grinding or polishing, lapping. These operations significantly reduce the surface roughness, but essentially only slightly modify the properties of the surface layer. For occasional substitution of these relatively low productivity and costly chip removal processes, burnishing is used on outer cylindrical surface. The practical implementation of it can be seen in Fig 1.

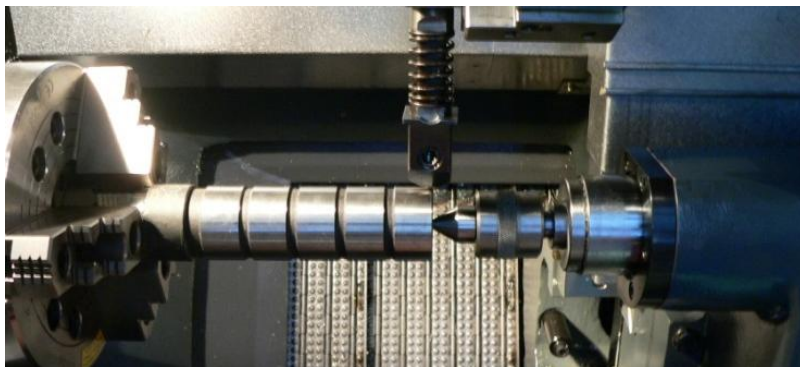


Figure 1 – Burnishing in CNC lathe

During the experiments, a CNC lathe with flatbed by firm OPTIMUM type OPTiturn S600 was used which is located in the workshop of Institute of Manufacturing Science at University of Miskolc. The tool tip was PCD (polycrystalline diamond) with 3.5 mm radius and the kinematic viscosity of the manual dosed oil was 70 mm²/s.

3. EXPERIMENTAL CONDITIONS

3.1. Burnishing parameters

A number of test results are available in the literature for the burnishing of certain heat-treated (hardness) workpieces with different technological parameters [5-9]. Summarized the factors determining the micro-hardness of the surface layer, according to the above mentioned studies, the following pie chart can be drawn:

From these parameters the burnishing force, feed rate, and speed were chosen setting with two values of number of passes. The latter does not belong to the factors because the experimental design, such as the representation of the results will be too difficult and less obvious with four factors.

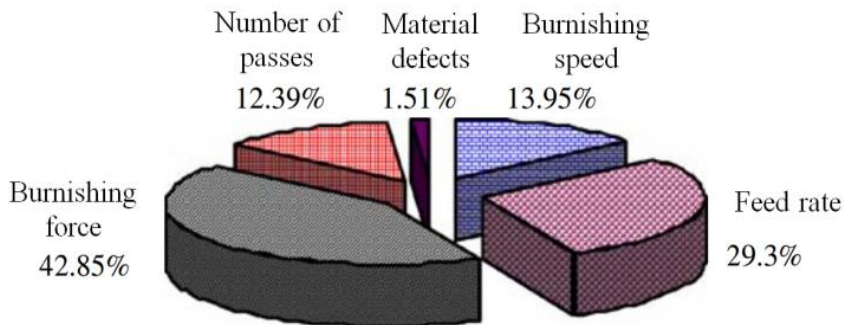


Figure 2 – Parameters affecting surface micro-hardness [8]

In the matrix of the Taguchi type full factorial experimental design (Table 1) we can see these parameters in natural dimensions and their transformed values

Table 1 – Applied burnishing parameters

Sign of specimen	Parameters of burnishing			Transformed parameters		
	F_b [N]	f [mm/rev]	v_b [m/min]	X_1	X_2	X_3
1	50	0.05	40	-1	-1	-1
2	100	0.05	40	+1	-1	-1
3	50	0.1	40	-1	+1	-1
4	100	0.1	40	+1	+1	-1
5	50	0.05	80	-1	-1	+1
6	100	0.05	80	+1	-1	+1
7	50	0.1	80	-1	+1	+1
8	100	0.1	80	+1	+1	+1

3.2. Measuring of surface micro-hardness

The apparatus (Wilson Instruments Tukon 2100B) also measures Vickers hardness, which has the same principle as all hardness measurements, is to examine how a material is subject to plastic deformation by using a standard force. During the measurement, a 136 ° diamond pulley is pressed with a specific force, 10 N in our experiments for 10 seconds on the surface to be measured. In the course of the evaluation, using a CCD camera, weigh the traces of the imprint and the average of the two is calculated by the device own software calculating the

impression surface [10]. Fig 3 illustrates the measurement and a Vickers test imprint on the workpiece surface.



Figure 3 – Measurement process

In order to capture the most accurate values, we carried out control measurements both on the workpiece surface and on a control block calibrating the device.

4. RESULTS AND EVALUATIONS

For evaluation of measured data an improvement ratio was introduced, which is shown in formula (1):

$$\rho_{HV} = \frac{HV_b - HV_g}{HV_g} \cdot 100\% \quad (1)$$

where: ρ_{HV} Dimensionless improvement ratio of the surface micro-hardness,
 HV_b Hardness of the burnished surface,
 HV_g Hardness of the grinded surface.

The larger the value of ρ_{HV} , the greater is the improvement due to burnishing. In some cases decrease in hardness was experienced, the reason of it will be investigated

Measured data and the improvement ratios of surfaces micro-hardness, calculated by formula (1), in the case of setting 1 and 3 number of passes, summarized in Table 2.

Table 2 – Measured and calculated results

Sign of specimen	HV i = 1		$\rho_{HV1}[\%]$	HV i = 3		$\rho_{HV3}[\%]$
	after grinding	after burnishing		after grinding	after burnishing	
1	882.4	985.5	11.68	883	1018.5	15.35
2		914	3.58		961.5	8.89
3		977	10.72	874.6	986	12.74
4		1059	20.01		909	3.93
5		1024	16.05		906.5	3.65
6	883	860	-2.60	846	865.5	-1.04
7		832	-5.78		1042.5	19.19
8		854.5	-3.33		991.5	17.19

We created empirical formulas (2-3) from the calculated values, further calculations and demonstrations (Fig. 7-8) were created by „MathCAD 16.0” software.

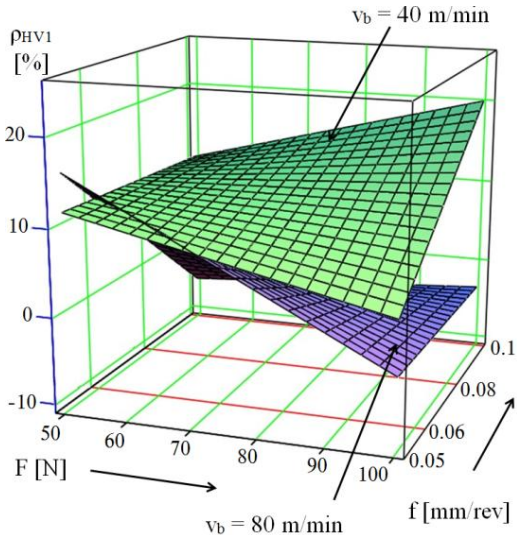


Figure 4 – Changing of surface micro-hardness in the case of $i = 1$

$$\rho_{HV_1} = -1.37 - 0.225 \cdot F_b + 124.6 \cdot f + 0.998 \cdot v_b + 5.472 \cdot F_b \cdot f - 7.13 \cdot 10^{-3} \cdot F_b \cdot v_b - 12.29 \cdot f \cdot v_b + 0.037 \cdot F_b \cdot f \cdot v_b \quad (2)$$

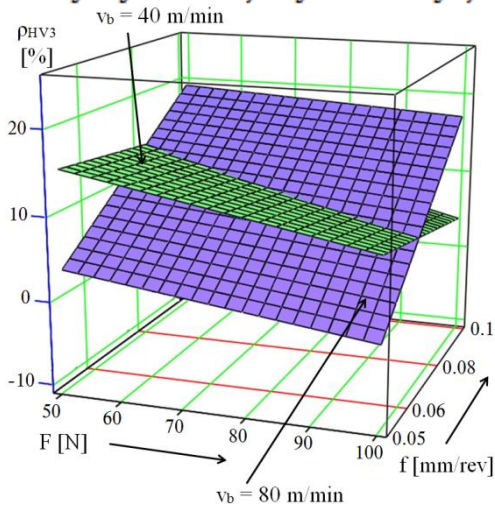


Figure 5 – Changing of surface micro-hardness in the case of $i = 3$

$$\rho_{HV_3} = 48.65 - 0.017 \cdot F_b - 267.4 \cdot f - 0.665 \cdot v_b - 2.956 \cdot F_b \cdot f - 1.635 \cdot 10^{-3} \cdot F_b \cdot v_b + 6.555 \cdot f \cdot v_b + 0.05 \cdot F_b \cdot f \cdot v_b \quad (3)$$

5. SUMMARY

The paper contains diamond burnishing experiments on hardened steel with its measurement and evaluation results. The purpose of this study was to determine how the chosen burnishing parameters affect the change of micro-hardness. The experiments and the evaluation of the measurement results were performed by using the Taguchi type full factorial experimental design method. According to the measured, calculated and illustrated results the following conclusions have been drawn:

- Among the examined parameters, the effect of feed rate is the most dominant and it has a strong interaction with the burnishing speed
- Parameters that resulted the largest and thus the most favorable surface micro-hardness were follows:

$F = 50 \text{ N}$

$v_c = 80 \text{ m/min}$

$f = 0.10 \text{ mm/rev}$

$i = 3$

ACKNOWLEDGEMENTS

“The described study was carried out as part of the EFOP-3.6.1-16-00011 “Younger and Renewing University – Innovative Knowledge City – institutional development of the University of Miskolc aiming at intelligent specialisation” project implemented in the framework of the Szechenyi 2020 program. The realization of this project is supported by the European Union, co-financed by the European Social Fund.”

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

References: **1.** *M. Tisza, A. Balogh, J. Schaffer:* Mechanical Technologies, Miskolc, (2007) p:73-74. (in Hungarian). **2.** *V. Mertinger, J. Sólyom, M. Benke:* MonoCap optics for X-ray diffraction tests, Journal of Materials Testers, (2012), pp.: 60-64. **3.** *G. Taguchi:* System of experiment design, 1. Experimental design, UNIPUB, Kraus International Publications, White Plains, New York, (1987) ISBN 0-527-91621-8. **4.** *L. Fridrik:* Chosen chapters from the topics of experimental design of production engineering, MűszakiKönyvkiadó, Budapest, 1987 (In Hungarian). **5.** *L. Bálint, L. Gribovszki* (1975). The basics of machine engineering technology, Miskolc, p: 418-442. (in Hungarian). **6.** *V. Ferencsik:* Examination of 3D Surface Roughness of diamond Burnished Surfaces, Scientific Student Paper (2013) p.: 37. **7.** *W. Brostow, K. Czechowski, W. Polowski, P. Rusek, D. Tobola, I. Wronska:* Slide diamond burnishing of tool steels with adhesive coatings and diffusion layers, Material Research Innovations, (2013) pp.: 269-277. **8.** *T.A. El-Taweel, M.H. El-Axir:* Analysis and optimization of the ball burnishing process through the Taguchi technique, International Journal Advertising of Manufacture Technology 41, (2009) pp.: 301-310. **9.** *G. Varga.:* Effects of Technological Parameters on the Surface Texture of Burnished Surfaces, Key Engineering Materials, Volume 581: Precision Machining VII, 2013, pp.: 403-408. **10.** Wilson Instruments Tukon 2100B Vickers/Knoop Hardness Tester User Guide.

UDC 621.9

Viktoria Ferencsik, Dr.GyulaVarga, Miskolc, Hungary

EXAMINATION OF 3D SURFACE TOPOGRAPHY OF DIAMOND BURNISHED C45 WORKPIECES

Nowadays cold working operations like rolling, burnishing are important finishing methods. In this paper the diamond burnishing of external cylindrical surfaces are studied. The principle of this process is that a pressing tool, which goes along the surface of the workpiece with linear motion having given parameters (e.g. feed) while the workpiece is rotating. Using of diamond burnishing has many preferences: surface roughness of the workpiece is improving, hardness of the surface is increasing while it's micro-structure is also improving. Fatigue strength is increasing significantly due to the compressive residual stress in the subsurface area causing by burnishing. The aim of this study was to examine the influence of different burnishing parameters, such as burnishing speed, feed and force with the using of two different kinematic viscosity oil. For plan and execute the experiments we used the Taguchy type full factorial experimental design method by which empirical formulas can be created easily. The measurement of the surface roughness was executed with Altisurf 520 3D measuring equipment at the Institute of Manufacturing Science. The measured results were evaluated by the comparison of a special correlation formula to determine the optimal combination level of the different parameters in the given interval.

1. INTRODUCTION

While working on machines, most of the stresses are mainly applied to the surface of the different machine parts or to a certain thickness of the surface layer, so the microgeometry of the machined surface has a great effect on the abrasion resistance of the machine, and its stress-absorbing influence is considerable in the case of fatigue stresses. The surface layer of the machine element is primarily subjected to friction or fatigue [1]. The roughness of the surface of the machine may be reduced more efficiently with life-enhancing mechanical machining than chip removal processes and more and more researches deal with residual stresses [2] and the examination of changing of texture on the surface of the workpiece [3]. The common feature of these material and energy-saving solutions and processes of mechanical surface conditioning is to reduce surface roughness, increase surface hardness by rendering structural defects and dislocations, resulting in significant compressive stress in the surface layer [4-5]. Surface-strengthening technologies are different from each other in the terms of the relative displacement of the tool and workpiece on the working surfaces. Diamond burnishing which is the subject of the experiment uses sliding relative displacement.

The diamond burnishing process is used for machining external and internal cylindrical surfaces and its main application is automotive crankshafts, inner and outer bearings, etc. form.

The Taguchi type factorial experimental design was used in this research[6], [7] which is valid in between the minimum and maximum values of the input parameters.

In the present experiments input parameters were: burnishing speed (v_b), feed rate (f), burnishing force (F_b) and kinematic viscosity of the used lubricants while the output parameter: arithmetic mean of surface roughness (S_a).

2. APPLICATION OF BURNISHING ON EXTERNAL CYLINDRICAL SURFACE

During burnishing, the roughness of the surface and the solidification of the surface layer are characterized by the interaction between the tool, having a much harder material than the material to be machined, and the surface sliding friction between them. The pressure, required to realize the cold forming, occurs through the overlap between the working tool and the work surface to be formed [8-9]. Kinematic relations are demonstrated in Fig. 1 [10].

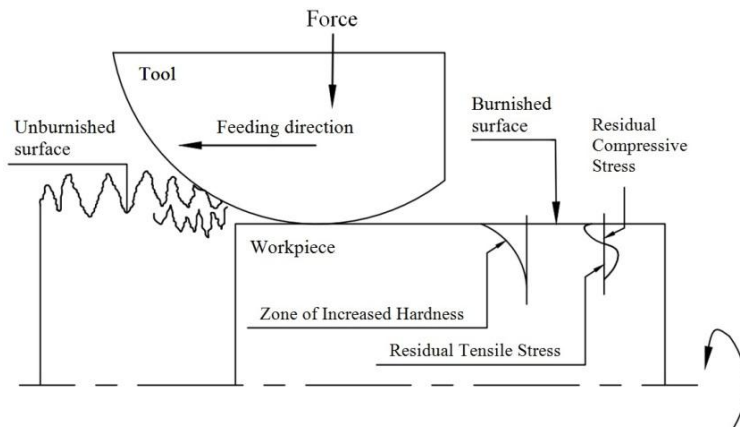


Figure 1 – Kinematics of burnishing [10]

Plastic deformation is caused by this low environment load (does not require huge amount of coolant and lubricant)[10-11] is realized typically in the depth of 0.01÷0.2 mm. According to the purpose of the machining can be distinguished smoothing burnishing (roughness reduction with small overlapping), surface

burnishing (forming at a defined depth) and forming burnishing (forming in full cross-section) [1].

Diamond burnishing of outer cylindrical surfaces can be realized on conventional lathes and CNC lathes as well. The applied tool tip can be hardened steel, carbide, ceramics, or natural or artificial diamond. We used polycrystalline diamond which was fixed with a low melting metal in the tool head and sharpened to spherical. When holding the diamond, it must be taken into consideration that its abrasion resistance differs in different directions and the different experiments with artificial diamonds show that the optimum angle between the shafts is 120° [1].

3. EXPERIMENTAL CONDITIONS

3.1. Material of the workpiece

The material and the hardness of the workpiece to be burnished can be various in a very wide range. The object of our study was C45 unworked steel, the chemical composition of which is shown in Table 1.

Table 1 – Chemical composition of workpiece

Elements	C	Si	Mn	Cr	Ni	V	W	Cr	Other
Averaged wt% (weight percent)	0.45	0.3	0.7	-	-	-	-	-	-/S= 0.03

The choice of material for the releaseable structural steel with favorable mechanical properties is justified by the fact that it produces medium wearable parts that are exposed to wear.

3.2. Burnishing parameters

Several researchers have experimentally studied the effect of the technological parameters applied in the burnishing process on surface quality [11], [13], [14]. Based on the results, these are summarized in Fig. 2 [14].

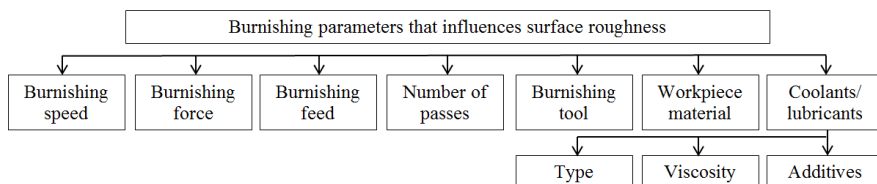


Figure 2 – Kinematics of burnishing [14]

From these parameters the burnishing speed, feed rate and force were chosen, it can be seen in natural dimensions and their transformed values on Table 2 as the matrix of the Taguchi type Full Factorial Experimental Design.

Table 2 – Applied burnishing parameters

Sign of specimen	Parameters of burnishing			Transformed parameters		
	v_b [m/min]	f [mm/rev]	F_b [N]	X_1	X_2	X_3
1	180	0.05	45	-1	-1	-1
2	277	0.05	45	+1	-1	-1
3	180	0.10	45	-1	+1	-1
4	277	0.10	45	+1	+1	-1
5	180	0.05	82	-1	-1	+1
6	277	0.05	82	+1	-1	+1
7	180	0.10	82	-1	+1	+1
8	277	0.10	82	+1	+1	+1

The burnishing operations were carried out on OPTIMUM (OPTIturn L-Series 440) flatbed CNC latheusing PCD (polycrystalline diamond) tool with 3.5 mm radius and the kinematic viscosity of the applied oil was 70 mm²/s and 220 mm²/s.

3.3. Measuring of the 3D surface roughness

The measurement of the 3D surface roughness of the specimens before and after burnishing was carried out on AltiSurf 520 type 3D surface roughness tester with optical probe at the Institute of Manufacturing Science. The advantage of using this machine is that the software can not only perform a particular measurement, but can also be done in one setting in succession, so a pre-programmed measurement process can be realized. This means that multiple measurements can be defined one after the other or axis movements can be set [15]. Fig 3 illustrates a state of a measurement, the workpiece was fixed in a prism.

3D surface roughness parameters are classified into five major groups in ISO 25178 standard [16], one of which is the amplitude parameter whose parameters are shown in Fig 4 [17].

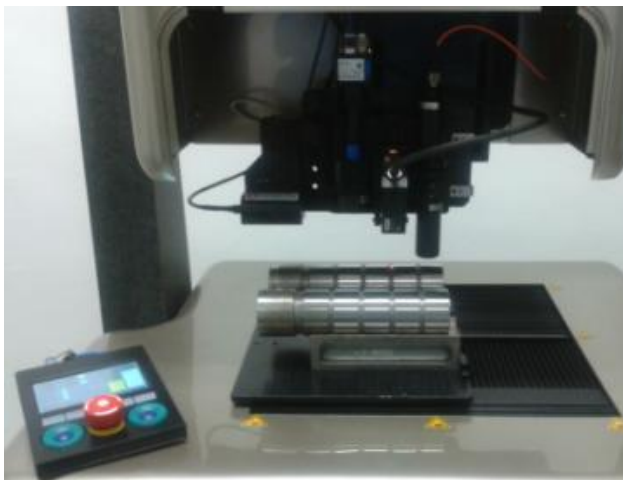


Figure 3 – The measurement process

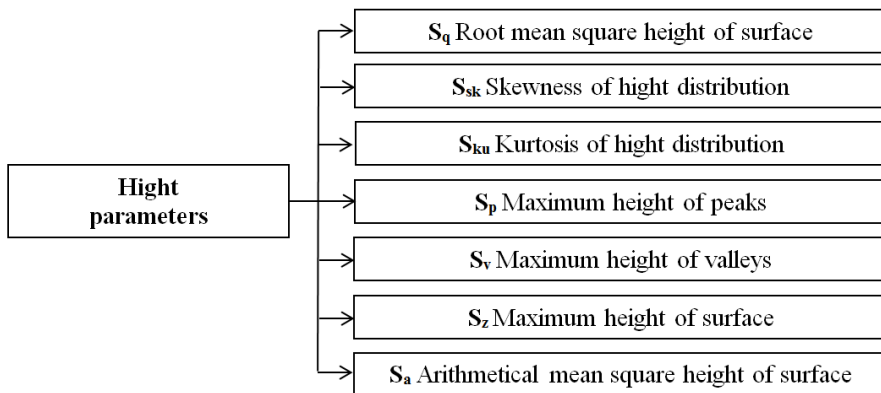


Figure 4 – Classification of height parameters [17]

The changing of the last surface roughness parameter of Fig. 3, S_a was examined in our investigations which shows the arithmetic mean of the deviation of the surface from the median plane, mathematically expresses the scattering around the median plane $\eta(x_i, y_j)$ as it can be seen in Fig 5 [17].

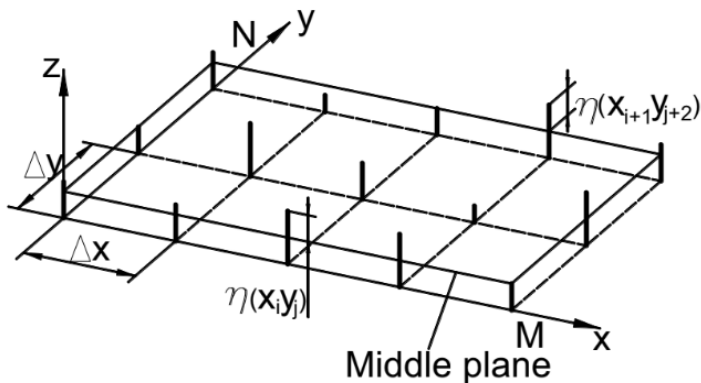


Figure 5 –Basic dimensions for 3D evaluation [17]

For the full characterization of the surface, topographic studies were carried out on certain parts of the specimens. To evaluate the measurement values, we used the software of the roughness measuring instrument (PhoeNix). The topographic recording with the optical sensor shows the characteristic machining traces as well as the surface roughness change of the surface and provides quantifiable characteristics.

Among these recordings, one of the topographic images and the results of the evaluation of the three marked specimen part is shown in Fig 6.

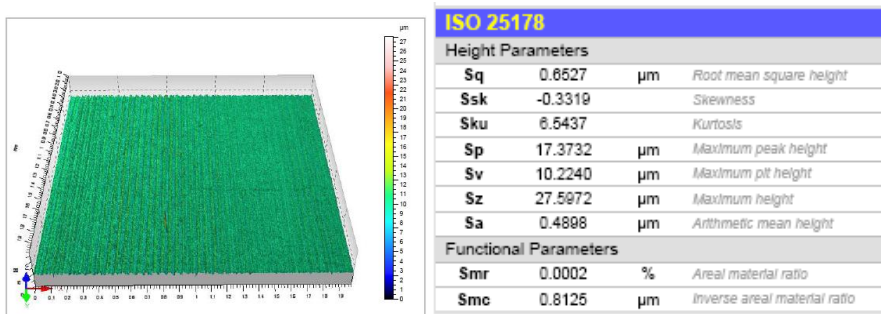


Figure 6 –Burnished 3D topography

In the case of 16 analyzed topographies, the amplitude parameters that determine the most important functional properties were examined and compared.

4. RESULTS AND EVALUATIONS

As it was mentioned during the experiments, two kinds of kinematic viscosity lubricants were used, a viscosity path of 70 mm²/s and 220 mm²/s, hereinafter referred to as Oil 1 and Oil 2.

For evaluation of measured data an improvement ratio was introduced, which is shown in formula (1):

$$\rho_{Sa} = \frac{S_{ab}}{S_{ag}} \cdot 100 \% \quad (1)$$

where: ρ_{Sa} Improvement ratio of arithmetical mean square height of surface (Sa). This is a dimensionless ratio, which textures the changing of surface roughness occurring because of manufacturing,

S_{ab} Residual stress remains after burnishing,

S_{ag} Residual stress remains after grinding.

The smaller the value of ρ_{Sa} , the greater the improvement due to burnishing. Measured data and the improvement ratios of surface roughness parameters, calculated by formula (1), in the case of using Oil 1 and Oil 2, summarized in Table 3.

Table 3 – Measured and calculated datas

Sign of specimen	Sa [μm] with Oil 1		ρ_{Sa} [%]	Sa [μm] with Oil 2		ρ_{Sa} [%]
	after grinding	after burnishing		after grinding	after burnishing	
1	0.3745	0.2373	0.63	0.3603	0.4898	1.36
2		0.2428	0.65		0.3193	0.89
3		0.1917	0.51		0.2085	0.58
4		0.2039	0.54		0.2489	0.69
5	0.3652	0.5148	1.41	0.3733	0.5841	1.56
6		0.6941	1.90		0.5510	1.48
7		0.2235	0.61		0.2393	0.64
8		0.1909	0.52		0.2725	0.73

Application of Factorial Experiment Design method empirical formulas (2) and (3) were created from the calculated values. Calculations and axonometric figures (Fig. 7-8) were prepared using „MathCAD 16.0” software.

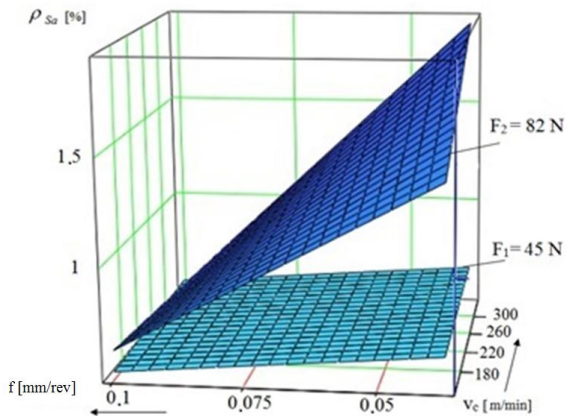


Figure 7 – Changing of improvement ratio of surface roughness using Oil 1

$$\rho_{S_a} = -636.879 + 2.898 \cdot v_b + 1.005 \cdot 10^4 \cdot f + 17.664 \cdot F_b - 40.291 \cdot v_b \cdot f - 0.077 \cdot v_b \cdot F_b - 254.005 \cdot f \cdot F_b + 1.031 \cdot v_b \cdot f \cdot F_b \quad (2)$$

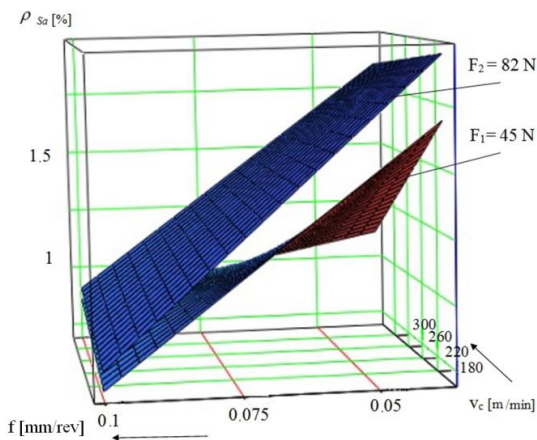


Figure 8 – Changing of improvement ratio of surface roughness using Oil 2

$$\rho_{S_a} = -636.879 + 2.898 \cdot v_b + 1.005 \cdot 10^4 \cdot f + 17.664 \cdot F_b - 40.291 \cdot v_b \cdot f - 0.077 \cdot v_b \cdot F_b - 254.005 \cdot f \cdot F_b + 1.031 \cdot v_b \cdot f \cdot F_b \quad (3)$$

5. SUMMARY

The paper presents the experiments of diamond burnishing of external cylindrical surface with different types of oil with the settings of different technological parameters. For the improvement of surface roughness, we determined a ratio (ρ_{sa}) that was formed from the ratio of pre- and post-burnished results. Using the Taguchi type full factorial experimental design methodology, burnishing experiments were carried out on the surface of a non-heat-treated cylindrical specimen with spherical surface burnishing tool. Our results are illustrated in 3D charts and the following statements are made:

Among the examined parameters, the effect of burnishing force is the most dominant in the improvement characteristic of ρ_{sa}

In the examined parameter range, the larger ρ_{sa} surface roughness improvement was observed in the case of the larger feed ($f = 0.10 \text{ mm / rev}$)

The setting of larger burnishing force with lower feed rate can lead to the increase of the roughness

Parameters that resulted the lowest and thus the most favorable surface roughness were the following:

•

$$\begin{aligned} F &= 82 \text{ N} \\ v_c &= 277 \text{ m/min} \\ f &= 0.10 \text{ mm/rev} \\ v &= 70 \text{ mm}^2/\text{s} \end{aligned}$$

ACKNOWLEDGEMENTS

“The described study was carried out as part of the EFOP-3.6.1-16-00011 “Younger and Renewing University – Innovative Knowledge City – institutional development of the University of Miskolc aiming at intelligent specialisation” project implemented in the framework of the Szechenyi 2020 program. The realization of this project is supported by the European Union, co-financed by the European Social Fund.”

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

References: 1. *L. Bálint, L. Gribovszki* (1975). The basics of machine engineering technology, Miskolc, p:418-442. (in Hungarian). 2. *M. Novák*: Surfaces with High Precision of Roughness after Grinding. *Manufacturing Technology*, 12 (2012) 66-70. 3. *J. Kunderák, Z. Gácsi, K. Gyáni, V. Bana, G. Tomolya*: X-ray diffraction investigation of white layer development in hard-turned surfaces. *Int. J. of Adv. Manuf. Techn.*, 62 (5-8), (2012) 457-469. 4. *G. Gaszton, A. Kiss, J. Sárvári, M. Tisza*: Moldy cold

shaping, Tankönyvkiadó, Budapest (2008) p.: 315. (in Hungarian). **5. G. Varga:** Possibility to increase the life time of surfaces on parts by the use of diamond burnishing process, Key Engineering Materials, Volume 686, 2016, pp.: 100-107. **6. G. Taguchi:** System of experiment design, 1. Experimental design, UNIPUB, Kraus International Publications, White Plains, New York, (1987) ISBN 0-527-91621-8. **7. L. Fridrik:** Chosen chapters from the topics of experimental design of production engineering, MűszakiKönyvkiadó, Budapest, 1987 (In Hungarian). **8. H. Luo, J. Liu, L. Wang, Q. Zhong,** Investigation of the burnishing force during the burnishing process with a cylindrical surfaced tool. Int. J. Advertising of Manufacture Technology (2005) 25: 454-459. **9. Y. Xinbo, W. Lijiang,** Effect of Various Parameters on the Surface Roughness of an Aluminum Alloy Burnished with a Spherical Surfaced Polycrystalline Diamond Tool. Int. J. of Machine Tools & Manufacture 39 (1999) 459-469. **10. A. Alexey Vereschaka:** Improvement of working efficiency of cutting tools by modifying its surface properties by application of wear-resistant complexes. Adv. Mat. Research. Vols. 712-715. Trans Tech Publications, Switzerland, June. (2013) pp.: 347-351. **11. G. Varga:** Can diamond burnishing be done in an environmentally friendly way? Applied Mechanics and Materials, Volume 474, 2014, pp.: 411-416. **12. L. Luca, S. Neagu-Ventzel, I. Marinescu:** Effects of working parameters on surface finishing ball-burnishing of hardened steels. Precision Engineering (Elsevier) 29 (2005) pp.: 253-256 DOI:10.1016/j.precisioneng.2004.02.002. **13. T.A. El-Taweel, M.H. El-Axir:** Analysis and optimization of the ball burnishing process through the Taguchi technique, Int. J. Advertising of Manufacture Technology (2009) 41: 301-310. **14. G. Varga.:** Effects of Technological Parameters on the Surface Texture of Burnished Surfaces, Key Engineering Materials, Volume 581: Precision Machining VII, 2013, pp.: 403-408. **15. V. Molnár:** 3D measurement on the AltıSurf 520 type meter, Training Aid, University of Miskolc, Institute of Manufacturing Science (2012) p.:34 (in Hungarian). **16. ISO 25178 part 2 (2012)** Geometrical product specification (GPS) - surface texture: areal - part 2: Terms, definitions and surface texture parameters. International Organization for Standardization. **17. G. Varga:** Investigation of 3D surface roughness on environmentally friendly way milled surfaces. Rezanie I Instrumenty V Tekhnologicheskikh Sistemah 81 (2012) pp.:24-33.

УДК 621.642.39

Ю.М. Хомяк, канд. техн.наук,
І.А. Ярова, канд. техн.наук, Одеса, Україна

РОЗРАХУНОК ВИГИНУ ПЛАСТИНИ ЗМІННОЇ ТОВЩИНИ ІЗ ЗАСТОСУВАННЯМ ФУНКЦІЙ УІТТЕКЕРА

Розглянуто питання одержання аналітичного розв'язку задачі вигину круглої пластини змінної товщини із застосуванням функцій Уіттекера. Запропоновано точний розв'язок задачі для пластини із вісесиметричним навантаженням, товщина якої змінюється за експоненційним законом. Проведено аналіз рішень задачі при різних значеннях характеристики нерівномірності товщини пластини.

Рассмотрен вопрос получения аналитического решения задачи изгиба круглой пластины переменной толщины с применением функций Уиттекера. Получено точное решение задачи для пластины с осесимметричной нагрузкой, толщина которой изменяется по экспоненциальному закону. Проведен анализ решений задачи при различных значениях характеристики неравномерности толщины пластины.

The analytic solution to the problem of a round plate of variable thickness bending using Whittaker functions is considered. The exact solution of the problem for an axisymmetrically loaded plate with thickness varies according to the exponential law is obtained. An analysis of the problem solution with different values of the characteristic of the plate thickness unevenness is carried out.

Вступ

Днища циліндричних судин і резервуарів, ротори турбін, фланцеві з'єднання і затвори апаратів високого тиску мають форму круглих або кільцевих пластин. Актуальним завданням сучасного машинобудування є модернізація їх конструкцій і розробка методів розрахунку на міцність. Перспективним напрямком модернізації є оптимізація форми пластинчастих елементів конструкцій, яка полягає в перерозподілі використаного матеріалу з метою зменшення внутрішніх напружень. Таким чином, вибір в якості днищ судин пластин змінної товщини є більш перспективним напрямком у порівнянні із пластинами постійної товщини. В апаратобудуванні розглядають конструкції круглих пластин з плавно-змінною і ступінчасто-змінною товщиною. В теорії пластин існує два класи методів розрахунку подібних елементів: аналітичні і чисельні методи. Розв'язання задач чисельними методами потребує створення складних математичних моделей із урахуванням значної кількості факторів і припущень [1-3]. Аналітичні методи розрахунку [4-7] дозволяють одержувати більш узагальнені рішення, які можуть бути перетворені у форми, зручні для практичного використання.

Однак поширені інженерні методики, що розроблені на базі аналітичних методів, зазвичай використовують гіпергеометричні функції, які потребують громіздких розрахунків і в даний час можуть вважатися в певній мірі морально застарілими [8].

Мета роботи

Метою даної роботи є одержання точного розв'язку задачі вигину круглих пластин змінної товщини аналітичним методом розрахунку із застосуванням апарату спеціальних функцій. У якості спеціальних функцій доцільним є використання функцій Уїттекера. Для дослідження обрано днища судин, які мають вигляд круглих пластин, товщина яких зменшується або зростає в радіальному напрямку за експоненційним законом.

Викладення основного матеріалу

Об'єктом дослідження є вертикальні судини із днищами, що мають змінну товщину. Предмет дослідження: днища змінної товщини, виготовлені методом штампування або лиття. Матеріал судин в цілому і днищ зокрема – вуглецева або низьколегована сталь.

Розглянемо днище вертикальної судини як жорстко закріплену пластину із змінною товщиною $\delta(r)$. Вважаємо, що товщина пластини змінюється в радіальному напрямку за функцією Гауса:

$$\delta(r) = \delta_0 \exp\left(-\frac{\beta r^2}{6a^2}\right), \quad (1)$$

де β – характеристика нерівномірності товщини пластини; δ_0 – товщина пластини в її центрі.

Вважаємо, що товщина пластини не змінюється в коловому напрямку. Закріплення пластини у коловому напрямку є однаковим і незмінним. На пластину діє рівномірно розподілене поперечне навантаження $q(r)$. Оскільки розподіл навантаження не змінюється в коловому напрямку, прогин її серединної поверхні також буде функцією лише радіальної координати $w(r)$. Таким чином, ми одержимо вісесиметричну деформацію пластини. Для пластини із товщиною, що змінюється у радіальному напрямку, прогин $w(r)$ буде також вісесиметричним.

Розглянемо сукупність точок A , розташованих на відстані r від центру пластини. Для навантаженої пластини радіус кривини зігнутої серединної поверхні у радіальному напрямку ρ_1 буде відрізнятися від радіусу кривини серединної поверхні у коловому напрямку ρ_2 (рис. 1). Кут нахилу серединної поверхні $\varphi(r)$ пов'язаний з прогином $w(r)$ та радіусами кривини залежностями:

$$\frac{1}{\rho_1} = k_1 = \frac{d\varphi}{dr} = -\frac{d^2w}{dr^2} \quad (2)$$

$$\frac{1}{\rho_2} = k_2 = \frac{\varphi}{r} = -\frac{1}{r} \cdot \frac{dw}{dr} \quad (3)$$

де k_1 та k_2 – кривини серединної поверхні відповідно у радіальному та коловому напрямках.

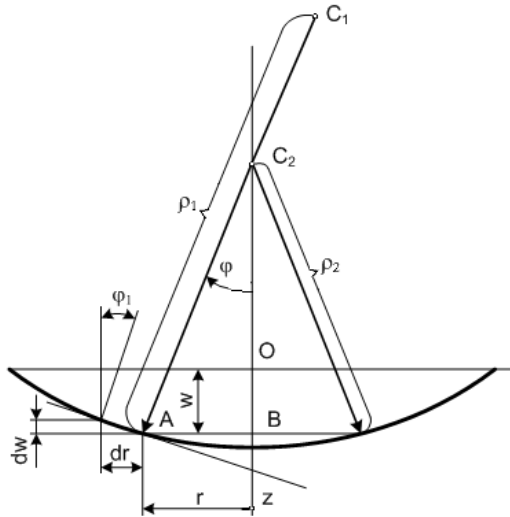


Рисунок 1 – Геометричні характеристики серединної поверхні навантаженої круглї пластини

Оскільки товщину пластини $\delta(r)$ та навантаження $q(r)$ вважаємо незмінними у коловому напрямку, форма зігнутої серединної поверхні є вісесиметричною. Диференційне рівняння вісесиметричного прогину круглї пластини змінної товщини $\delta(r)$ має вигляд

$$D\nabla^2\nabla^2w + \frac{dD}{dr} \left(2\frac{d^3w}{dr^3} + \frac{2+\mu}{r} \cdot \frac{d^2w}{dr^2} - \frac{dw}{r^2dr} \right) + \frac{d^2D}{dr^2} \left(\frac{d^2w}{dr^2} + \frac{\mu}{r} \cdot \frac{dw}{dr} \right) = q(r), \quad (4)$$

де D – циліндрична жорсткість пластини; μ – коефіцієнт Пуассона матеріалу пластини; r – радіальна координата.

В даному рівнянні використовуємо диференційний оператор

$$\nabla^2 w = \frac{d^2 w}{dr^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{dw}{dr} \quad (5)$$

де $q(r)$ – зовнішнє поперечне навантаження; $w(r)$ – прогин пластини.

Вважаємо навантаження і прогин позитивними у випадку, коли вони спрямовані донизу. При змінній товщині пластини її циліндрична жорсткість також є функцією радіальної координати:

$$D = \frac{E\delta^3(r)}{12(1-\mu^2)} \quad (6)$$

де μ , E – коефіцієнт Пуассона і модуль пружності – механічні характеристики матеріалу пластини, які вважаємо постійними.

При навантаженні пластини виникають наступні внутрішні зусилля:

– радіальний згинальний момент:

$$M_r(r) = -D \left(\frac{d^2 w}{dr^2} + \frac{\mu}{r} \cdot \frac{dw}{dr} \right) = D \left(\frac{d\varphi}{dr} + \mu \frac{\varphi}{r} \right); \quad (7)$$

– обводовий згинальний момент:

$$M_\varphi(r) = -D \left(\mu \frac{d^2 w}{dr^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{dw}{dr} \right) = D \left(\frac{\varphi}{r} + \mu \frac{d\varphi}{dr} \right); \quad (8)$$

– радіальна поперечна сила:

$$Q_r(r) = -D \frac{d(\nabla^2 w)}{dr} - \frac{dD}{dr} \left(\frac{d^2 w}{dr^2} + \frac{\mu}{r} \cdot \frac{dw}{dr} \right). \quad (9)$$

Введемо безрозмірну радіальну координату x :

$$x = \frac{r}{a}, \quad (10)$$

де a – радіус зовнішнього контуру пластини.

Тоді залежність, що описує змінність товщини пластини в радіальному напрямку (1), приймає вигляд

$$\delta(x) = \delta_0 \exp\left(-\frac{\beta x^2}{6}\right), \quad (11)$$

Використання параметра β – характеристики нерівномірності товщини пластини – надає можливість описати функцією (11) форму пластин, товщина яких зменшується або зростає у радіальному напрямку за нелінійною залежністю. В нашому випадку – плоско-опуклих і плоско-увігнутих. Цією ж функцією можливо описати двоопуклі і двовігнуті пластини: для цього необхідно відкладати в обидва боки від серединної поверхні ординату $\delta(x)/2$.

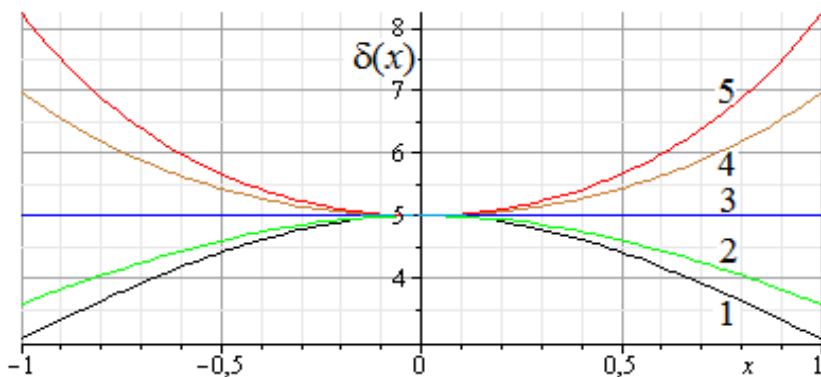


Рисунок 2 – Характер залежності товщини пластини від параметру β :
 1) $\beta = 3$; 2) $\beta = 2$; 3) $\beta = 0$; 4) $\beta = -2$; 5) $\beta = -3$

В якості прикладу показано залежності товщини пластини для різних значень характеристики нерівномірності товщини пластини β при товщині пластини в її центрі $\delta_0 = 5$ мм (рис. 2).

Товщина пластини на її контурі суттєво залежить від величини параметра β . Залежність товщини на контурі при товщині пластини в центрі $\delta_0 = 5$ мм показано на рис. 3. Зазначимо, що при рівних за абсолютною величиною параметрах β товщина пластини зростає при позитивних значеннях β інтенсивніше, ніж зменшується при негативних значеннях β .

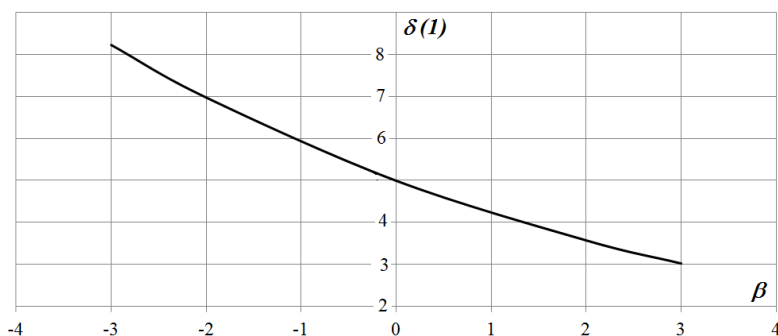


Рисунок 3 – Залежність товщини пластини на контурі від параметра β

Диференційне рівняння четвертого порядку (4), що описує вісесиметричні прогини круглої пластини змінної товщини, зводимо до рівняння другого порядку відносно кута повороту нормалі до серединної поверхні $\varphi(x)$. З урахуванням експоненційної залежності зміни товщини пластини (11), а також залежностей для куту нахилу серединної поверхні (2) і (3) одержимо рівняння прогинів круглої пластини:

$$\frac{d^2\varphi}{dx^2} + \left(\frac{1}{x} - \beta x\right) \frac{d\varphi}{dx} - \left(\frac{1}{x^2} + \mu\beta\right) \varphi = -px \exp\left(\frac{\beta x^2}{2}\right), \quad (12)$$

В одержаному рівнянні p – загальна безрозмірна характеристика матеріалу, розмірів та навантаження пластини:

$$p = 6\left(1 - \mu^2\right) \frac{q_0 a^3}{E\delta_0^3}, \quad (13)$$

де q_0 – інтенсивність рівномірно розподіленого навантаження.

За загальноприйнятою методикою повний розв’язок рівняння (12) має вигляд степеневого ряду із досить складною структурою [5]. Оскільки однорідне рівняння (12) має другий порядок, його загальний розв’язок повинний виглядати як фундаментальна система рішень, складена з двох лінійно-незалежних функцій. Для спрощення вигляду розв’язку лінійно-незалежні функції представимо у вигляді добутків елементарних функцій і функцій Уїттекера $M_{k,\gamma}(z)$ та $W_{k,\gamma}(z)$:

$$F_1(x) = x^{-1} \exp\left(\frac{\beta x^2}{4}\right) \cdot M_{k,\gamma}\left(\frac{\beta x^2}{2}\right),$$

$$F_2(x) = x^{-1} \exp\left(\frac{\beta x^2}{4}\right) \cdot W_{k,\gamma}\left(\frac{\beta x^2}{2}\right).$$

Загальний розв’язок однорідного рівняння (12) має вигляд:

$$\varphi_*(x) = x^{-1} \exp\left(\frac{\beta x^2}{4}\right) \left[C_1 M_{k,\gamma}\left(\frac{\beta x^2}{2}\right) + C_2 W_{k,\gamma}\left(\frac{\beta x^2}{2}\right) \right] \quad (15)$$

де $k = \frac{1-\mu}{2}$, $\gamma = \frac{1}{2}$ – параметри функцій Уїттекера; C_1 та C_2 – довільні константи.

Частинний розв’язок рівняння (12) для заданої правої частини:

$$\varphi_0 = -\frac{px}{(3-\mu)\beta} \exp\left(\frac{\beta x^2}{2}\right). \quad (16)$$

Повний розв’язок неоднорідного диференційного рівняння (12) є сумою загального і частинного розв’язків (14) і (16):

$$\varphi(x) = \varphi_0(x) + \varphi_*(x). \quad (17)$$

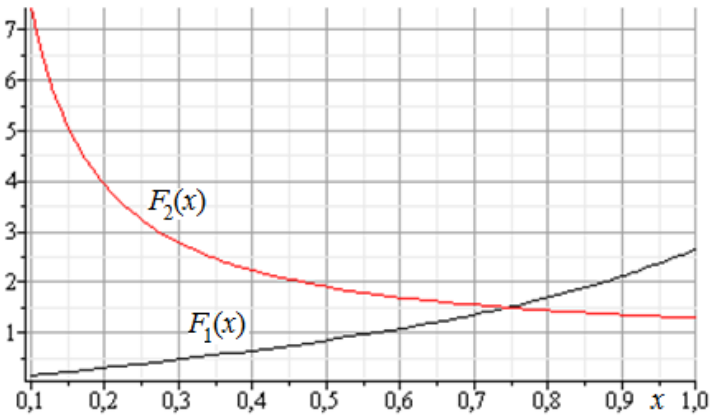


Рисунок 4 – Власні функції диференційного рівняння прогину круглої пластини змінної товщини при $\mu = 0,3$ і $\beta = 3$

Довільні константи C_1 та C_2 визначаємо із граничних умов для функції $\varphi(x)$. Встановлено, що у досліджуваному діапазоні аргументу $0 \leq x \leq 1$ перша з власних функцій $F_1(x)$ є обмеженою, друга власна функція $F_2(x)$ необмежено зростає при $x \rightarrow 0$ (рис. 4). Введемо граничну умову: кут повороту в центрі пластини дорівнює нулю:

$$\varphi(x)\Big|_{x=0} = 0 \quad (18)$$

При виконанні даної умови друга константа дорівнює нулю: $C_2 = 0$. Крім того, при будь-яких значеннях коефіцієнта Пуассона лінійно-незалежна функція F_1 в центрі пластини також дорівнює нулю:

$$F_1(x)\Big|_{x=0} = 0 \quad (19)$$

Відомо, що для ізотропних матеріалів значення коефіцієнту Пуассона лежить в діапазоні $0 < \mu < 0,5$. Тому для довільної величини μ значення лінійно-незалежної функції $F_1(x)$ розташовані у проміжку, обмеженому кривими 1 та 2 (рис. 5). Встановлено, що умова (19) виконується для всіх кінцевих значень параметру β , тобто для будь-якої характеристики нерівномірності товщини круглої пластини (рис. 6). Таким чином доведено, що для будь-якої характеристики нерівномірності товщини круглої пластини функція $F_1(x)$ в центрі пластини дорівнює нулю і приймає найбільше значення на її контурі.

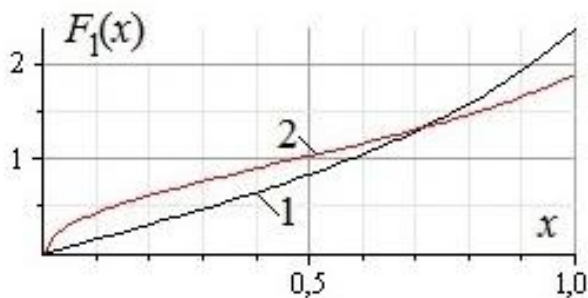


Рисунок 5 – Власна функція диференційного рівняння $F_1(x)$ при $\beta = 3$ та коефіцієнтах Пуассона: 1) $\mu = 0$; 2) $\mu = 0,5$

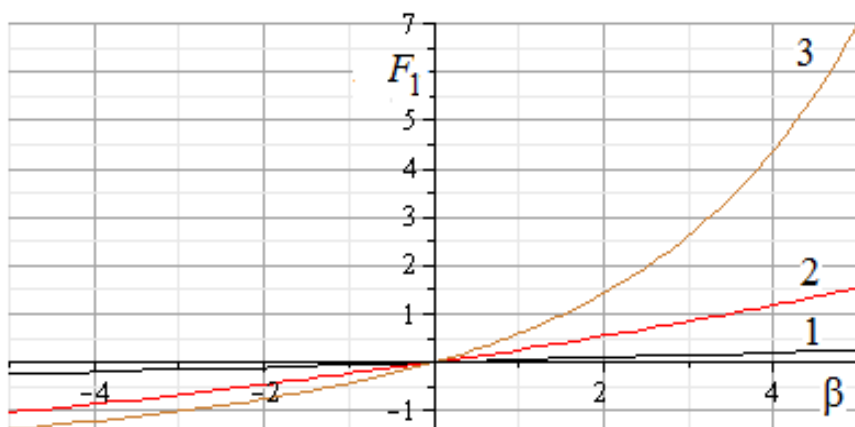


Рисунок 6 – Власна функція диференційного рівняння $F_1(x)$ при фіксованих значеннях аргументу: 1) $x = 0,1$; 2) $x = 0,5$; 3) $x = 1,0$

Висновки:

У роботі запропоновано методику одержання точного розв’язку задачі вигину круглї пластини, товщина якої змінюється в радіальному напрямку за експоненційним законом. Розв’язок одержано із використанням функцій Уїттекера. Проведено дослідження характеру залежності товщини пластини

від параметру нерівномірності її товщини. Визначено характер і область значень власних функцій диференційного рівняння прогину круглї пластини змінної товщини.

Список використаних джерел: 1. *Петров В.В.* Решение нелинейных задач строительной механики методом наискорейшего спуска / *В.В. Петров* // International Journal for Computational Civil and Structural Engineering. – 2017. – V. 13. – №3. – P. 103-111. 2. Численные методы решения задач строительной механики: справ. пособие / *В.П. Ильин [и др.]*. – Минск: Высшая школа, 1990. – 349 с. 3. *Мищенко Р.В., Пименов Д.А.* Расчет неоднородных пластин переменной толщины методом наискорейшего спуска [Электронный ресурс] // Вестник Евразийской науки. – 2018. – №1. Режим доступа <https://esj.today/PDF/43SAVN118.pdf> 4. *Гордон В.А., Брусова В.И.* Осесимметричные деформации круглой пластинки переменной толщины с центральным жестким включением / *В.А. Гордон, В.И. Брусова* // [Иzv. Тульского гос. ун-та. Технические науки](#), 2008. – №1. – С. 127-136. 5. *Тимошенко С.П.* Пластинки и оболочки / *С.П. Тимошенко, С. Войновский-Кригер*. – М.: Наука, 1966. – 636 с. 6. *Григоренко Я.М.* Основы теории пластин та оболонок з елементами магнітопружності: підручник / *Я.М. Григоренко, Л.В. Мольченко*. – К.: Вид.-поліграф. центр «Київський університет», 2009. – 403 с. 7. *Коренева Е.Б.* Аналитические методы расчета пластин переменной толщины и их практические приложения / *Е.Б. Коренева*. – М.: Изд-во Асс. строит. вузов, 2009. – 240 с. 8. *Вайнберг Д.В., Вайнберг Е.Д.* Расчет пластин / *Д.В. Вайнберг, Е.Д. Вайнберг*. – К.: Будівельник, 1970. – 436 с.

УДК

А.А. Якимов, докт. техн. наук, Л.В. Бовнегра, канд. техн. наук,
Ю.В. Шихирева, канд. техн. наук, Е.Г. Павлышко,
М.В. Королькова, Одесса, Украина

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА ПРЕРЫВИСТОГО ШЛИФОВАНИЯ

Наиболее распространенным методом окончательной обработки высокоточных ответственных деталей является шлифование. На операции шлифования в основном формируются точность, шероховатость поверхности и физико-механическое состояние поверхностного слоя, определяющие эксплуатационные свойства деталей. В силу чрезмерной теплонапряженности этого метода обработки на поверхности детали появляются шлифовочные дефекты (прижоги и трещины), которые в ряде случаев, в процессе эксплуатации машин снижают их долговечность. В связи с этим изыскание условий и методов шлифования, исключающих полностью или частично дефекты шлифования, является серьезной задачей и имеет большое теоретическое и практическое значение.

Предотвращение появления на обрабатываемых поверхностях шлифовочных дефектов, возможно при применении прерывистого шлифования, сущность которого отражена в роботах [1, 2, 3, 4 и др.]. В этих роботах подробно описаны преимущества способа прерывистого шлифования по сравнению с обычным.

Одним из существенных недостатков прерывистых абразивных кругов является несовершенство технологии их изготовления, которая сводится к прорезке пазов на заточных станках, оснащенных делительными устройствами.

При шлифовании прерывистыми кругами могут возникнуть ударный и параметрический резонансы, обусловленные совпадением частоты импульсного возмущения с одной из собственных частот упругой системы станка и периодическим изменением силы резания. Это приводит к ухудшению макро- и микрогеометрии шлифованных поверхностей [5, 10, 11]. Увеличение шероховатости поверхности и появление на ней волнистости снижает эксплуатационные свойства деталей. Из-за указанных недостатков круги с прерывистой рабочей поверхностью не находят широкого применения в металлообрабатывающей промышленности. Поиск путей устранения этих недостатков является актуальной задачей.

Целью работы является определение путей обеспечения требуемых геометрических параметров качества поверхностного слоя деталей, обрабатываемых прерывистыми шлифовальными кругами, и снижения трудоёмкости изготовления этих кругов.

В работе [5] расчетно-экспериментальным путём определены условия возникновения в упругой системе станка ЗГ71 параметрического резонанса в процессе шлифования плоских заготовок кругами с прерывистой рабочей поверхностью (рис. 1).

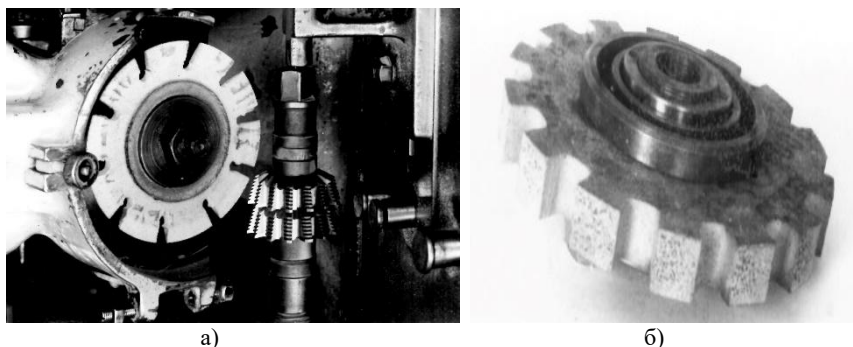


Рисунок 1 – Абразивные прерываемые круги, применяемые при заточке фрез для обработки ёлочных замков газотурбинных лопаток (а) и для шлифования плоских поверхностей (б)

На рис. 2 (а), (б) показаны области параметрической неустойчивости упругой системы плоскошлифовального станка, построенные в плоской системе координат ($K_{пр}$, K_0), где

$K_{пр}$ – коэффициент прерывистости, численно равный величине отношения протяжённости впадины l_2 к длине режущего выступа l_1 ;

$$K_0 = c_0 \left(\frac{t_l}{t_f} - 1 \right) - \text{динамическая жёсткость резания}; \quad (1)$$

t_l и t_f – глубина резания, установленная по лимбу станка и фактическая глубина резания соответственно;

c_0 – жёсткость упругой системы, кг/м;

n – число впадин на шлифовальном круге;

K_c – собственная частота колебаний упругой системы.

Из рис. 2 (а), (б) видно, что увеличение динамической жёсткости резания K_0 приводит к расширению границ областей параметрической неустойчивости.

Расчёты по формулам (1), (2), (3) позволили построить зоны параметрической неустойчивости в системе координат ($K_{пр}$, K_0) (рис. 2, в).

Из рис. 2 (а), (б) [5] и наших исследований (рис. 2, в) прослеживается общая закономерность: с увеличением динамической жёсткости резания K_0 происходит расширение границ областей неустойчивых состояний упругой системы плоскошлифовального станка модели ЗГ71. Вместе с тем

существует противоречивость между данными, представленными в работе [5] и результатами наших исследований. Из рис. 2 а, б [5] следует, что в интервале чисел режущих выступов $5 \leq n \leq 17$ параметрический резонанс возможен только в случаях, когда $K_{пр} > 0,6$.

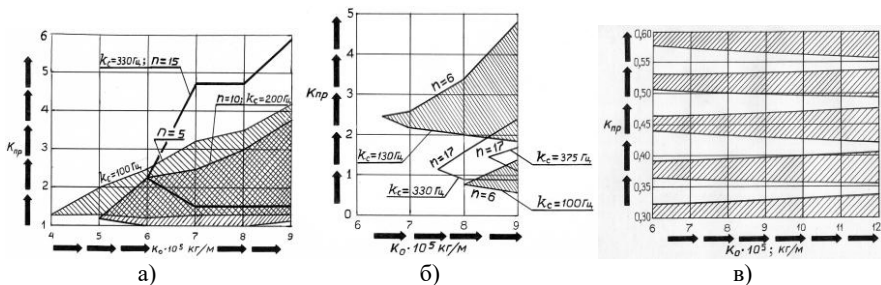


Рисунок 2 – Области параметрической неустойчивости упругой системы плоскошлифовального станка модели ЗГ71М, возникающие при обработке прерывистыми кругами с 5, 10, 15 (а) с 6, 17 (б) и с 11, 12, 13, 14, 15 (в) прорезями на рабочих поверхностях

Наши исследования показали, что в диапазоне $11 \leq n \leq 15$ параметрический резонанс возможен при $0,3 \leq K_{пр} \leq 0,6$ (Рис. 2, в). Возможность возникновения параметрического резонанса при шлифовании прерывистыми кругами в диапазоне изменения коэффициента прерывистости $0,3 \leq K_{пр} \leq 0,6$ подтверждается данными, представленными на рис. 3, 4.

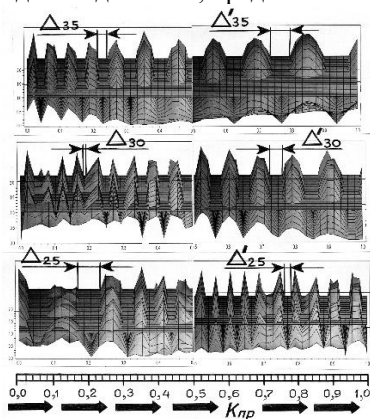


Рисунок 3 – Неустойчивые состояния упругой системы, возникающие при разных условиях плоского прерывистого шлифования на станке модели ЗГ71М

На рис. 3 показаны объёмные зависимости

$$L = f(n, K_{пр}), \quad \frac{1+M}{2} = f(n, K_{пр}), \quad (2)$$

расчитанные для различных условий прерывистого шлифования, где L и $\frac{1+M}{2}$ – соответственно левая и правая части условия параметрической неустойчивости упругой системы станка [1]. Границами областей неустойчивых состояний упругой системы являются линии пересечения плоской (параметр $\frac{1+M}{2}$) и волнообразной (параметр L) поверхностей. На рис.4 границы зон параметрической неустойчивости выглядят в виде эллипсов, построенных в плоской системе координат $(n, K_{пр})$ в диапазоне изменения коэффициента прерывистости $0,3 \leq K_{пр} \leq 0,6$.

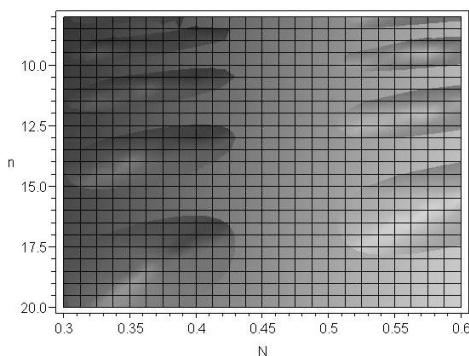


Рисунок 4 – Области параметрической неустойчивости упругой системы станка в плоской системе координат (n, N) , где n – число впадин на прерывистом круге, N – величина отношения протяжённости впадины к длине режущего выступа

На рис. 5 показаны зоны устойчивой работы упругой системы станка в виде искривления полос I, II, III, IV, V, VI, которые представляют собой такие совокупности $K_{пр}$ и n , при которых параметрический резонанс не возникает. Из этого рисунка видно, что ширина этих зон и степень их искривлённости возрастают в направлении увеличения количества прорезей на шлифовальном круге.

Из рис. 6 видно, что уменьшение режущей способности шлифовального круга (т.е. возрастание величины отношения глубины резания, установленной по лимбу станка $t_{л}$, к фактической глубине резания $t_{ф}$) смещает области устойчивой работы V и VI в сторону возрастания числа прорезей n на круге. Так как по мере затупления режущего микрорельефа рабочей поверхности инструмента невозможно увеличивать число впадин на

нем, то «заслаивание» круга в процессе его работы приводит к возникновению резонанса в упругой системе станка.

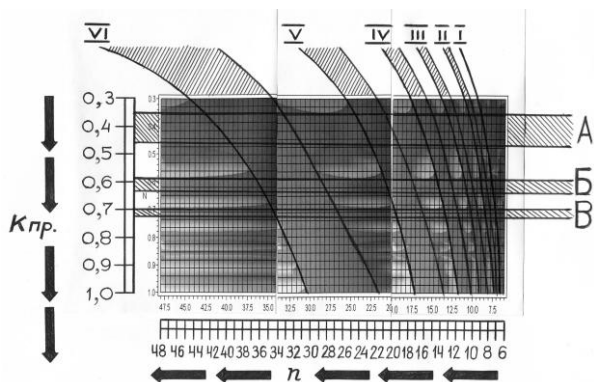


Рисунок 5 – Области, соответствующие устойчивым состояниям упругой системы станка (заштрихованные зоны)

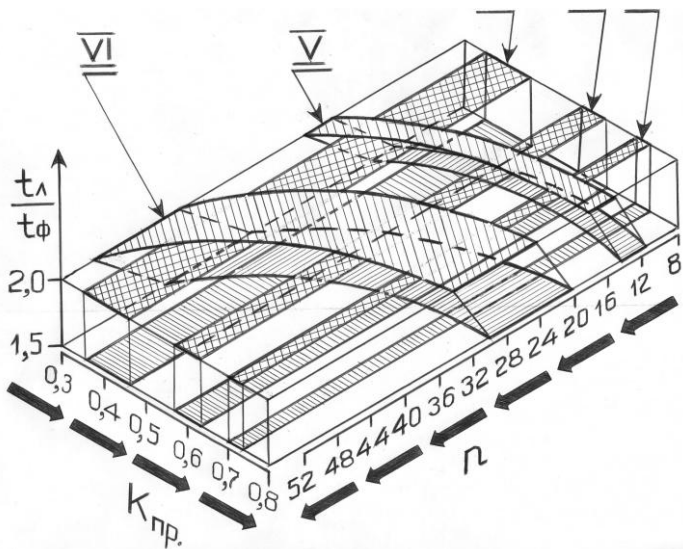


Рисунок 6 – Смещение криволинейных зон (V и VI) устойчивой работы упругой системы станка в направлении возрастания числа режущих выступов n на прерывистом круге при увеличении отношения $t_{л} / t_{ф}$ (т.е. при снижении режущей способности шлифовального инструмента)

Параметр $\left(\frac{t_l}{t_\phi} - 1\right)$, входящий в формулы (2), (3), косвенно характеризует режущую способность шлифовального круга.

На рис. 7 показана зависимость

$$\left(\frac{t_l}{t_\phi} - 1\right)_{пр} / \left(\frac{t_l}{t_\phi} - 1\right)_{сп} = f(K_{пр}, n) \quad (3)$$

построенная по результатам экспериментального определения истинного объёма обрабатываемого материала при шлифовании сплошным и прерывистым кругами. Из анализа этой зависимости следует, что эффективность работы прерывистого круга по сравнению со сплошным повышается с увеличением числа прорезей n на шлифовальном инструменте и с возрастанием величины отношения протяжённости впадины l_2 к длине режущего выступа l_1 .

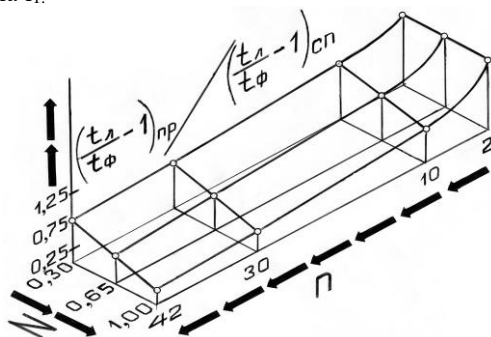


Рисунок 7 – Влияние количества впадин и выступов n на прерывистом круге и отношений их длин N на величину показателя $\left(\frac{t_l}{t_\phi} - 1\right)_{пр}$, характеризующего эффективность работы абразивного инструмента

На рис. 8 приведена зависимость температуры шлифования от числа прорезей n на круге и от величины коэффициента прерывистости $K_{пр}$. Кривая АБВ образовалась в результате пересечения объёмной зависимости $T_k = f(K_{пр}, n)$ в виде вогнутой ленты с заштрихованной плоскостью, расположенной параллельно системе координат $(K_{пр}, n)$ на уровне температуры $T_k = 400^\circ\text{C}$, не вызывающей появления шлифовочных дефектов на обрабатываемой поверхности. Каждая точка кривой АБВ представляет собой такую совокупность геометрических параметров рабочей поверхности прерывистого круга, при которой не нарушаются физико – механические свойства поверхностного слоя шлифуемой детали. Из рис. 8 видно, что для обеспечения безопасной температуры в зоне резания необходимо при уменьшении числа прорезей на круге увеличивать величину отношения протяжённости впадины l_2 к длине режущего выступа l_1 .

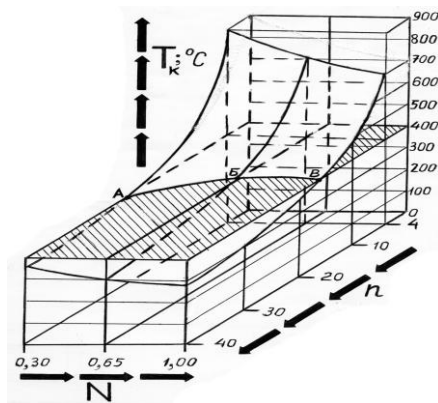


Рисунок 8 – Зависимость температуры шлифования от параметров $K_{пр}$ и n , определяющих размеры выступов и впадин на рабочей поверхности прерывистого круга

На рис. 9 приведены кривые равных температур, отделяющие бесприжоговую зону от прижоговой при прерывистом шлифовании на плоскошлифовальном станке ЗГ71М со скоростью детали $V_{дет} = 10$ м/мин, глубиной резания $t = 0,075$ мм, скоростью резания $V_{кр} = 30$ м/с и поперечными подачами $1 \text{ мм/ход} \leq S \leq 4 \text{ мм/ход}$ [13].

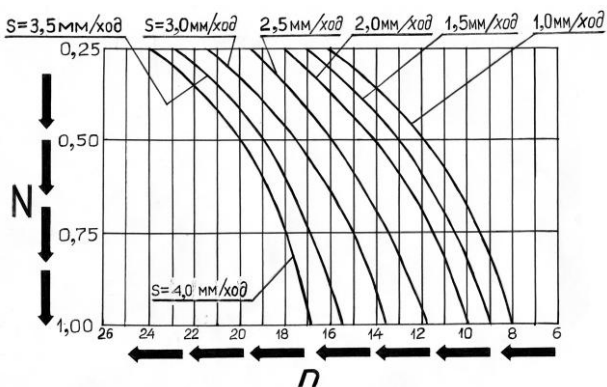


Рисунок 9 – Кривые равных температур, отделяющие бесприжоговую зону от прижоговой, при шлифовании прерывистыми кругами 24А 40 СМ 1К1 цементованной стали 12Х2Н4А на режимах:

$V_{дет} = 10$ м/мин, $t = 0,075$ мм, $V_{кр} = 30$ м/с, $1 \text{ мм/ход} \leq S \leq 4 \text{ мм/ход}$

Кривые, изображённые на рис. 9, аналогичны кривой АБВ (рис. 8). Из анализа рис. 9 следует, что для обеспечения одного и того же уровня теплонапряжённости процесса шлифования можно уменьшение количества впадин на круге n и коэффициента прерывистости $K_{пр}$ компенсировать уменьшением поперечной подачи S .

На рис. 10 показаны области возможного возникновения параметрического резонанса в виде скоплений эллипсов в системе координат, в которой по оси абсцисс откладываются числа впадин на круге, а по оси ординат – значения коэффициента прерывистости $K_{пр}$.

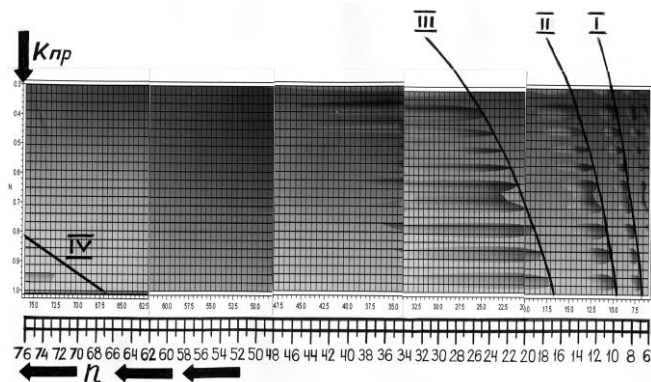


Рисунок 10 – Области параметрической неустойчивости упругой системы плоскошлифовального станка в плоской системе координат (n , $K_{пр}$)

На рис. 11 показаны такие линии 1-5, характеризующие совокупности геометрических параметров макропрофиля рабочей поверхности прерывистого шлифовального инструмента, технология формообразования которого сводится к прорезке на заточных станках одинаковых пазов, равномерно распределённых по периферии круга.

Кривые 6, 7, 8, 9 на рис. 11 соответствуют таким совокупностям размеров выступов и впадин, которые обеспечивают снижение температур сплошного шлифования (800 °С, 900 °С, 1000 °С, 1100 °С соответственно) до одного и того же уровня, не вызывающего появления прижогов на обрабатываемых поверхностях деталей.

Форма кривых 1-5 говорит о том, что последовательное увеличение количества равномерно – распределённых по периферии круга прорезей неизбежно приводит к увеличению коэффициента прерывистости, и, как следствие, способствует дополнительному снижению теплонапряжённости процесса шлифования.

Из рис. 11 видно, что температуру сплошного шлифования, равную 1100 °С. можно понизить до безопасного уровня за счёт применения прерывистых кругов, геометрические характеристики которых соответствуют точкам Г ($n = 60, l_2 = 6\text{мм}$), В ($n = 65, l_2 = 5\text{мм}$), Б ($n = 75, l_2 = 4\text{мм}$) и А ($n = 80, l_2 = 3\text{мм}$). Если температура сплошного шлифования 1000 °С, то обеспечить требуемое физико – механическое состояние поверхностного слоя обрабатываемых деталей можно за счёт использования прерывистых кругов с такими наборами геометрических характеристик:

- $n = 45, l_2 = 7\text{мм}$ (точка К на линии 5);
- $n = 48, l_2 = 6\text{мм}$ (точка И на линии 5);
- $n = 52, l_2 = 5\text{мм}$ (точка Ж на линии 5);
- $n = 58, l_2 = 4\text{мм}$ (точка Е на линии 5);
- $n = 63, l_2 = 3\text{мм}$ (точка Д на линии 5).

На рис. 11 районы скопления эллипсов очерчены границами и заштрихованы.

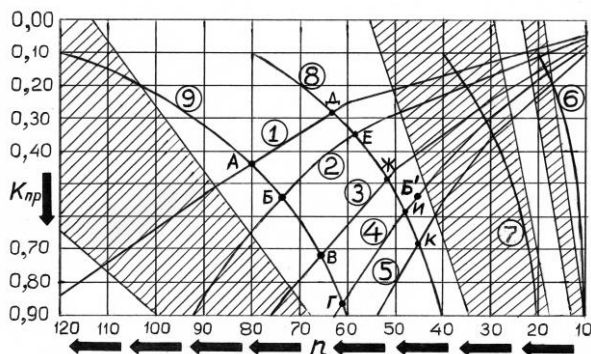
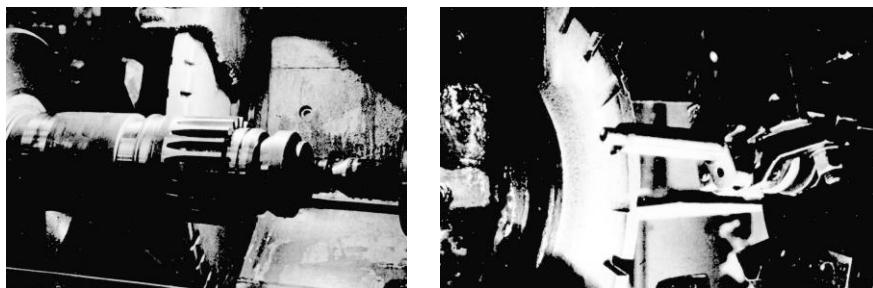


Рисунок 11 – Геометрические характеристики рабочей поверхности прерывистых шлифовальных кругов с размерами впадин 3 мм, 4 мм, 5 мм, 6 мм, 7 мм (кривые 1, 2, 3, 4, 5 соответственно) и их влияние на степень снижения температуры по сравнению со сплошным шлифованием (кривые 6, 7, 8, 9) и на возможность предотвращения параметрического резонанса (заштрихованные зоны)

При этом каждый из этих девяти прерывистых кругов способен не только обеспечить требуемую степень понижения температуры в зоне резания, но и предотвратить возникновение в упругой системе станка параметрического резонанса. Удачному размещению кривых 8 и 9 в безрезонансной зоне в значительной мере благоприятствуют одинаковые углы наклонов этих кривых и областей неустойчивых состояний упругой системы станка.

Наши исследования [1, 2, 3, 6, 7, 8, 9, 13] показали, что добиться требуемых геометрических показателей качества поверхностного слоя обрабатываемых деталей при прерывистом шлифовании весьма сложно, так как постоянно меняющиеся условия обработки (снижение режущей способности круга, изменение глубины и скорости резания и т.д.) вызывают колебания шпинделя станка. Кроме того, прерывистые шлифовальные круги нетехнологичны для изготовления в массовом производстве, предлагаемые нами рекомендации по увеличению числа прорезей на их рабочих поверхностях ещё больше увеличивают себестоимость их изготовления.

Проведенные нами исследования [13] показали, что шлифовальные круги с радиальными пазами, выполненные на торцах с выходом на периферию, хоть и не уменьшают себестоимость их изготовления, но значительно снижают вероятность возникновения в упругой системе станка параметрического резонанса (рис. 12).



а)

б)

Рисунок 12 – Абразивные шлифовальные круги с радиальными пазами на торцах (а) и круги, у которых прямые сквозные прорезы на периферии равномерно чередуются с радиальными пазами на торцах (б)

Прерывистые круги с наклонными пазами (рис. 13, а) обеспечивают непрерывный контакт абразивного инструмента с обрабатываемой заготовкой, благодаря чему полностью исключается вероятность возникновения параметрического резонанса [12].

Наличие вырезов, наклонённых к оси вращения круга, обеспечивает подачу воздушного потока в зону резания. Мощная струя воздуха выдувает стружку из зоны резания, интенсифицируя процессы её окисления и сгорания.

Окисленная стружка становится круглой, приобретая шаровидную форму (рис. 14), не налипает на поверхность режущих зёрен и не внедряется в поры шлифовального круга [3]. Прерывистые круги с наклонными

режущими выступами обеспечивают прокачку жидкости и воздуха через прорезы, тем самым снижая теплонапряжённость процесса шлифования [13].

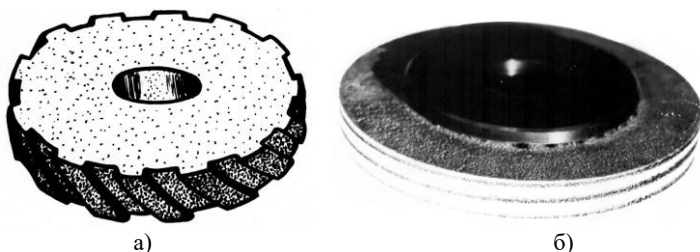


Рисунок 13 – Абразивные шлифовальные круги, обеспечивающие непрерывный контакт с обрабатываемой деталью: прерывистый круг с наклонными пазами (а) и круг со спиральными канавками на рабочей поверхности (б)

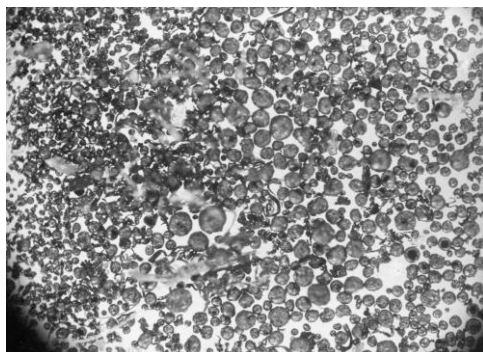


Рисунок 14 – Вид снаружи, образующийся при шлифовании прерывистыми кругами с наклонными пазами

Работы [14, 15] посвящены исследованию эффективности применения абразивных кругов со спиральными канавками на рабочих поверхностях. Такие круги обладают всеми преимуществами прерывистых кругов и, благодаря обеспечению непрерывного контакта с обрабатываемым материалом, их работа не сопровождается колебаниями шпинделя. Кроме того, себестоимость изготовления этих кругов значительно ниже, чем прерывистых.

Выводы:

1. На основе проведенных теоретических и экспериментальных исследований выявлены преимущества и вскрыты недостатки, присущие

шлифованию прерывистыми кругами с прямыми прорезями на рабочих поверхностях.

2. Для улучшения геометрических показателей качества поверхностного слоя обрабатываемых деталей обосновано применение шлифовальных кругов со спиральными канавками на их рабочих поверхностях.

Список використаних джерел: 1. *Новиков Ф.В.* К вопросу о сущности прерывистого шлифования / Ф.В. Новиков, А.А. Якимов // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2001. – № 60. – С. 177-182. 2. *Якимов А.В.* Оценка эффективности применения прерывистого шлифования / А.В. Якимов, А.А. Якимов // Физические и компьютерные технологии: труды 19-й междунар. науч. – практ. конф. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2014. – С. 61-66. 3. *Якимов А.В.* Стабилизация технологических параметров процесса шлифования зубчатых колёс / А.В. Якимов, А.А. Якимов // Сучасне машинобудування: журнал асоціації технологів – машинобудівників України. – Київ: ІВЦ, ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України, 2000. – №1 – 2 (3-4). – С.105-113. 4. *Лищенко Н.В.* Определение температуры прерывистого шлифования / Н.В. Лищенко, В.П. Ларшин, А.В. Якимов // Праці Одеського політехнічного університету: Науковий та науково-виробничий збірник. – Одеса: ОНПУ, 2012. – Вип. 2 (39). – С. 80-85. 5. *Свирищев В.И.* Об устойчивости упругой системы плоскошлифовального станка ЗГ71 / В.И. Свирищев, А.Н. Паршаков, В.И. Потёмкин // Повышение качества деталей при окончательных методах обработки: межвузовский сб. науч. тр. – Пермь: Перм. политехн. ин-т., 1977. – №208. – С. 42-50. 6. *Тонконогий В.М.* Динамика прерывистого шлифования / В.М. Тонконогий, А.А. Якимов, Л.В. Бовнегра // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. Науч.-техн. сбор. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2015. – Вип. 85. – С. 288- 295. 7. *Тонконогий В.М.* Расчёт амплитуды колебаний при прерывистом шлифовании / В.М. Тонконогий, А.А. Якимов // Сучасні технології в машинобудуванні: збірник наук. пр. – Харків: НТУ «ХПІ», 2015. – Вип. 10. – С. 63- 70. 8. *Якимов А.А.* Расширение возможности использования прерывистых шлифовальных кругов на керамической связке / А.А. Якимов, В.М. Тонконогий, Л.В. Бовнегра, В.М. Тигарев // Сучасні технології в машинобудуванні: збірник наук. пр. – Харків: НТУ «ХПІ», 2016. – Вип. 11. – С. 64-73. 9. *Тонконогий В.М.* Предотвращение возникновения параметрической неустойчивости в условиях шлифования высокоточных зубчатых колёс прерывистыми эльборовыми кругами / В.М. Тонконогий, С.Ю. Дмитриева, А.А. Якимов // Сучасні технології в машинобудуванні: збірник наук. пр. – Харків: НТУ «ХПІ», 2014. – Вип. 9. – С. 206-215. 10. *Наддачин В.Б.* Причины вибрации шпиндельной системы станка и их влияние на процесс шлифования / В.Б. Наддачин // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве: труды 6 – й междунар. науч.-техн. конф. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2002. – С. 140-143. 11. *Лукин Л.Л.* Расчёт прерывистых кругов при плоском периферийном шлифовании / Л.Л. Лукин, В.Д. Старшев // Вестник Иж. ГТУ. – 2007. – №1. – С. 38-39. 12. *Якимов А.В.* Оптимизация параметров процесса шлифования прерывистыми кругами с равномерным контактом / А.В. Якимов, А.А. Якимов, С.Ю. Дмитриева // Вісн. Харків. нац. техн. унів-ту сільськ. госп-ва ім. Петра Василенка: Зб. наук. пр. – Харків: ХНТУСГ, 2007. – Вип. 61. – С. 34-39. 13. *Якимов А.А.* Технологические основы обеспечения и стабилизации качества поверхностного слоя при шлифовании зубчатых колёс / А.А. Якимов. – Одесса: Астропринт, 2003, – 456 с. 14. *Якимов А.А.* Исследование температуры при шлифовании кругами со спиральными канавками на периферии / А.А. Якимов, О.А. Якимова // Сучасне машинобудування: журнал асоціації технологів-машинобудівників України. – Київ: РІЦ ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України, 1999. – №2. – С. 65-68. 15. *Якимов А.А.* Исследование температуры при шлифовании кругами со спиральными канавками на периферии / А.А. Якимов, Ф.В. Новикова, С.Ю. Дмитриева, В.П. Кулік // Вісник Харківськ. держ. техніч. унів-ту сільськ. госп-ва: Наукове видання. – Харків: ХДТУСГ, 2003. – Вип. 18. – С. 114-110.

СОДЕРЖАНИЕ

<i>Karkalos N.E., Markopoulos A.P., Makkai T., Kundrák J.</i> Investigation of the effect of depth of cut and cutting speed on cutting forces during face milling of steel with a rectangular cutting insert	3
<i>Karkalos N.E., Markopoulos A.P., Makkai T., Kundrák J.</i> Influence of depth of cut and cutting speed on cutting forces in face milling under constant chip cross-section conditions	9
<i>Кремнев Г.П., Надащин В.Б., Оргиян А.А., Бердичевский Е.Г.</i> Как лучше готовить специалистов по инновационным технологиям	15
<i>Kun-Bodnár K., Maros Z.</i> Theoretical determination of removed layer depth at abrasive waterjet turning	19
<i>Kundrák J., Deszpoth I., Molnár V.</i> Increasing productivity of combined procedure by reducing grinding allowance	26
<i>Kundrák J., Molnár V., Markopoulos A.P.</i> Joint machining: hard turning and grinding	36
<i>Markopoulos A.P., Souleles K.P.</i> Knee implant study and evaluation with axiomatic design method.....	44
<i>Nagy A., Kundrak J.</i> Investigation of surface roughness characteristics of face milling	51
<i>Полянский В.И.</i> Повышение эффективности технологии механической обработки формующей оснастки для макаронной и кондитерской отраслей промышленности.....	61
<i>Тигарев В.М., Тонконогий В.М., Вайсман В.О., Бабіч Ю.І., Салій В.І.</i> Розробка технології та порівняльний аналіз створення тривимірних моделей в середовищі сучасних САПР з урахуванням процесів формоутворення різанням	72
<i>Тонконогий В.М., Якимов А.А., Бовнегра Л.В., Майзлис Л.В., Филанович А.С.</i> Исследование динамических явлений, происходящих при прерывистом шлифовании	87
<i>Федорович В.А., Островерх Е.В., Козакова Н.В., Бабенко Е.А.</i> Влияние свойств металла-катализатора в алмазных зернах на напряженно-	

деформированное состояние алмазоносного слоя на этапе изготовления инструмента	104
Федорович В.А., Пыжов И.Н., Волошкина И.В. Моделирование процесса вибрационного шлифования методом конечных элементов	113
Ferencsik Viktoria, Varga Dr.Gyula. Analysis of surface microhardness on diamond burnished cylindrical components	126
Ferencsik Viktoria, Varga Dr.Gyula. Examination of 3d surface topography of diamond burnished C45 workpieces	133
Хомяк Ю.М., Ярова І.А. Розрахунок вигину пластини змінної товщини із застосуванням функцій Уіттекера.....	143
Якимов А.А., Бовнегра Л.В., Шихирева Ю.В., Павлышко Е.Г., Королькова М.В. Повышение эффективности процесса прерывистого шлифования	152

Научное издание

**РЕЗАНИЕ И ИНСТРУМЕНТ
в технологических системах**

СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

Выпуск 90

Составитель .

Оригинал-макет

В авторской редакции

Підп. до друку 17.07.2012 .Формат 60×90 1/16 .

Папір Сору Рарег. Друк - ризографія. Гарнітура Таймс. Умов.друк.арк. 10,0.

Облік.вид.арк 11,0. Наклад 300 прим. 1-й завод 1-100. Зам. №

Ціна договірна.

Видавничий центр НТУ "ХП".

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК № 116 від 10.07.2000

61002, м. Харків, вул. Кирпичова, 2

Друкарня ДП ХМЗ "ФЕД", 61023, Харків, вул. Сумська, 132