

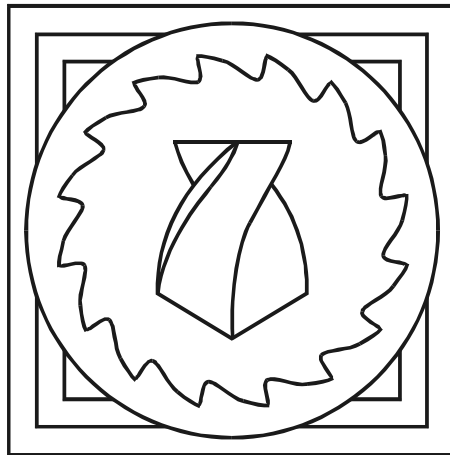
ISSN 2078-7405

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ,  
МОЛОДЕЖИ И СПОРТА УКРАИНЫ

# **РЕЗАНИЕ И инструмент**

**В ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ**

**81' 2012**



МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ,  
МОЛОДЕЖИ И СПОРТА 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 81  
Edition № 81**

Харьков НТУ «ХПИ» – 2012 – Kharkiv NTU «KhPI»

ББК 34.63  
УДК 621.91

Державне видання  
Свідectво Державного комітету телебачення і радіомовлення України  
КВ № 7840 від 8 вересня 2003 року

Друкується за рішенням Вченої Ради НТУ "ХПІ",  
протокол №7 від 06.07.2012 р.

Редакционная коллегия:

*А. И. Грабченко, д.т.н. (отв. ред.), М. Д. Узунян, д.т.н. (зам. отв. ред.),  
Б. М. Арпентьев, д.т.н., 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. Е. В. Балака (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.

**Резание и инструмент в технологических системах:** Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2012. – Вып. 81. – 316 с.

**Адрес редакционной коллегии:** 61002, Харьков, ул. Фрунзе, 21,  
Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт», кафедра «Интегрированные технологии машиностроения»  
им. М.Ф. Семко, тел. 706-41-43.

**ББК 34.63**

Материалы воспроизведены с авторских оригиналов

© НТУ «ХПИ», 2012

А.И. Алиев, канд. техн. наук, Симферополь, Украина

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СОТС РАСТИТЕЛЬНОГО ПРОИСХОЖДЕНИЯ НА СОСТАВЛЯЮЩИЕ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ СВОБОДНОМ ТОЧЕНИИ**

*У статті представлені результати експериментів по вільному точінню в середовищі різних мастильно-охолоджувальних засобів. Показана ефективність технологічних середовищ рослинного походження, що має вираження в зниженні довжини площадки контакту стружки з передньою поверхнею інструменту та значень складових сили різання.*

*В статье представлены результаты экспериментов по свободному точению в среде различных смазочно-охлаждающих средств. Показана эффективность технологических сред растительного происхождения выражающаяся в снижении длины площадки контакта стружки с передней поверхностью и значений составляющих силы резания.*

*The article presents the results of experiments on the free cutting among various technical lubricating refrigerant. The efficiency of the technological media of plant origin is expressed in the reduction of the length of the contact area with the front surface of the cutting tool and the values of the components of cutting force.*

Тенденция экологической ориентированности современного производства, снижение норм расхода за счет применения техники минимальной смазки, повышенные смазочные свойства, явились основными причинами обращения к растительным маслам, как к смазочно-охлаждающим технологическим средствам.

Исследования в области изыскания возможностей наиболее рационального применения растительных масел в механической обработке достаточно популярны в настоящее время [1, 2]. Результаты экспериментов по трению в среде экологически безопасных растительных масел, имеющих низкую температуру вспышки (230...240°C) в закрытом тигле, дали основание считать, что эти масла могут быть эффективными на операциях, выполняемых по технологическим ограничениям с низкими режимами резания в условиях выраженного адгезионного износа и наростообразования [3, 4].

С целью определения степени соответствия результатов моделирующих экспериментов и правомочности их приложения к реальным показателям процесса резания были проведены станочные исследования. Для обеспечения простоты опытов и точности измерений обратились к операции свободного точения проходными упорными резцами из быстрорежущей стали Р6М5.

В качестве обрабатываемых материалов были выбраны: сталь 45, коррозионно-стойкая сталь 12Х18Н10Т и титановый сплав ВТ1-0. Геометрия режущего клина оставалась постоянной на всех резцах:  $\varphi = 90^\circ$ ,  $\gamma = 15^\circ$ ,  $\alpha = 12^\circ$ .



Резание осуществлялось всухую и с применением технологических сред, подаваемых в зону резания под давлением 232 кПа. Расход СОТС составлял 80 г/час с учетом различий в динамической вязкости используемых жидкостей. Рассматривалось действие следующих сред: растительные масла (относящиеся к различным группам окисляемости – рапсовое, подсолнечное и касторовое), минеральное И-30 (как основа масляной СОТС), масляная СОТС МР-17М и эфир пальмового масла. Испытания проводились на токарно-винторезном станке повышенной точности SAMAT 400S. Для измерения составляющих силы резания использовался универсальный динамометр УДМ-600 и цифровой осциллограф GDS-830.

На рис. 1 показано влияние применяемой в процессе резания СОТС на изменение ширины площадки контакта стружки с передней поверхностью. Различия в значениях длин площадок контакта, полученных при обработке конструкционной стали 45 в разных внешних средах достаточно заметны.

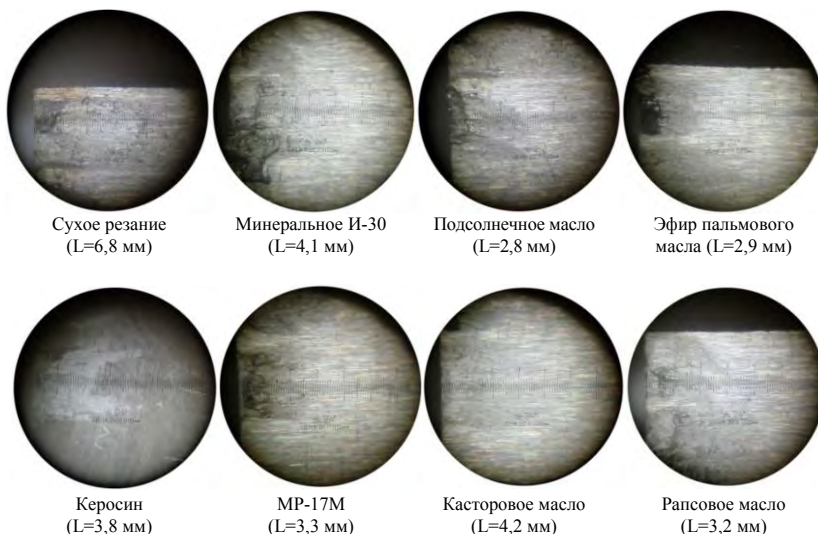


Рисунок 1 – Изменение длины площадки контакта в зависимости от применяемой СОТС в процессе свободного точения стали 45 ( $v_c = 24,6$  м/мин;  $f = 0,2$  мм/об)

Обращает внимание факт снижения длины площадки контакта в среднем на 40-45% в среде минерального масла по сравнению с резанием без подачи СОТС. Длины площадок контакта стружки по передней поверхности при применении растительных масел, за исключением касторового масла, имеют значения в 2,0...2,5 раза меньше относительно резания всухую и 1,5 раза относительно резания в минеральном масле. Их эффективность оказалась даже выше, чем при использовании промышленной масляной СОТС.

Низкую эффективность кастрового масла, которое в экспериментах по трению конструкционной стали 45 и быстрорежущей стали P18 существенно снижало их адгезионную активность друг к другу, можно объяснить повышенной вязкостью масла. Проявление механизмов проникновения СОТС в контактную зону (капиллярный, миграции и др.) осложняются с увеличением размеров молекул. По всей видимости, это и затрудняло проникновение указанной смазки на контактные поверхности. По этой причине, ввиду высокой проникающей способности, был выбран для сравнения керосин.

Эфир пальмового масла был взят также для сравнения. Известно, что зарубежом чаще применяют эфиры растительных масел, нежели сами масла. Однако, они имеют более высокую стоимость и возможность их применения должна быть обусловлена необходимостью обеспечения экологической безопасности и лучших санитарно-производственных условий. Тем не менее, наименьшие значения длины площадки контакта были получены при подаче в зону резания подсолнечного и рапсового масел, которые и в экспериментах по трению дали лучшие результаты.

Таблица 1 – Усадка стружки в зависимости от применяемой СОТС в процессе свободного точения стали 45

|   | Применяемое СОТС                 | Фото стружки                                                                        | № | Применяемое СОТС                            | Фото стружки                                                                         |
|---|----------------------------------|-------------------------------------------------------------------------------------|---|---------------------------------------------|--------------------------------------------------------------------------------------|
| 1 | Сухое резание<br>$K_l = 5,2$     |    | 5 | Подсолнечное (ТМС)<br>$K_l = 3,38$          |    |
| 2 | Минеральное И-30<br>$K_l = 4,05$ |   | 6 | Рапсовое масло (ТМС)<br>$K_l = 3,6$         |   |
| 3 | МР-17 (ТМС)<br>$K_l = 3,75$      |  | 7 | Кастровое масло (ТМС)<br>$K_l = 4$          |  |
| 4 | Керосин (ТМС)<br>$K_l = 3,75$    |  | 8 | Эфир пальмового масла (ТМС)<br>$K_l = 3,65$ |  |

В табл. 1 представлены снимки, и данные по влиянию различных СОТС на коэффициент укорочения стружки в процессе свободного течения конструкционной стали 45. Как известно, коэффициент укорочения стружки является показателем процесса трения на передней поверхности, и снижение коэффициента трения приводит к уменьшению коэффициента усадки. Более того, снижение значений этого коэффициента является свидетельством облегчения процессов деформации, проявляемого в среде растительных масел в большей степени, нежели при подаче минерального масла и масляной СОТС.

Ранее нами высказывалось предположение, что попадание растительных масел в зону упруго-пластического контакта смещает зону пластического контакта в направлении режущей кромки и в условиях наростообразования увеличивает фактический передний угол. Минимальный коэффициент укорочения стружки соответствует наибольшему фактическому переднему углу и минимальной длине площадки контакта стружки с передней поверхностью. Уменьшение коэффициента укорочения говорит об увеличении угла сдвига, а это в свою очередь сказывается на снижении значений составляющих сил резания при обработке.

На рис. 2 и 3 представлены зависимости составляющих силы резания от скорости резания и подачи. Анализ этих зависимостей показывает, что СОТС растительной природы заметно влияют на изменение сил резания, понижая их значения на относительно низких скоростях. С увеличением же скорости резания и подачи это различие практически нивелируется. Наиболее заметно действие СОТС при обработке сталей, при обработке же титанового сплава существенной разницы в значениях сил резания не наблюдается.

Отсутствие эффективности использования СОТС при обработке титанового сплава объясняется высокими контактными давлениями на передней поверхности инструмента при его обработке. В этих условиях проникновение смазочной среды в зону резания затруднено и действие СОТС на изменение сил резания не оказывается.

Также, необходимо отметить, что обработка конструкционной и нержавеющей сталей осуществлялась в условиях наростообразования. Изменение условий резания с применением СОТС оптимизировало геометрию режущего клина и приводило к снижению работы резания. Кроме того, периодически срываеваемый нарост образовывал полости разряжения, в которые проникало СОТС.

Отметим наиболее принципиальные факты, обнаруженные в результате эксперимента:

1. При тчении конструкционной стали в среде растительных масел силы резания снижаются в 1,3-1,5 раз по отношению к резанию всухую, тогда как минеральное масло И-30 и приготовленная на его основе СОТС МР-17М снизили значение сил в 1,2 и 1,25 раза соответственно.

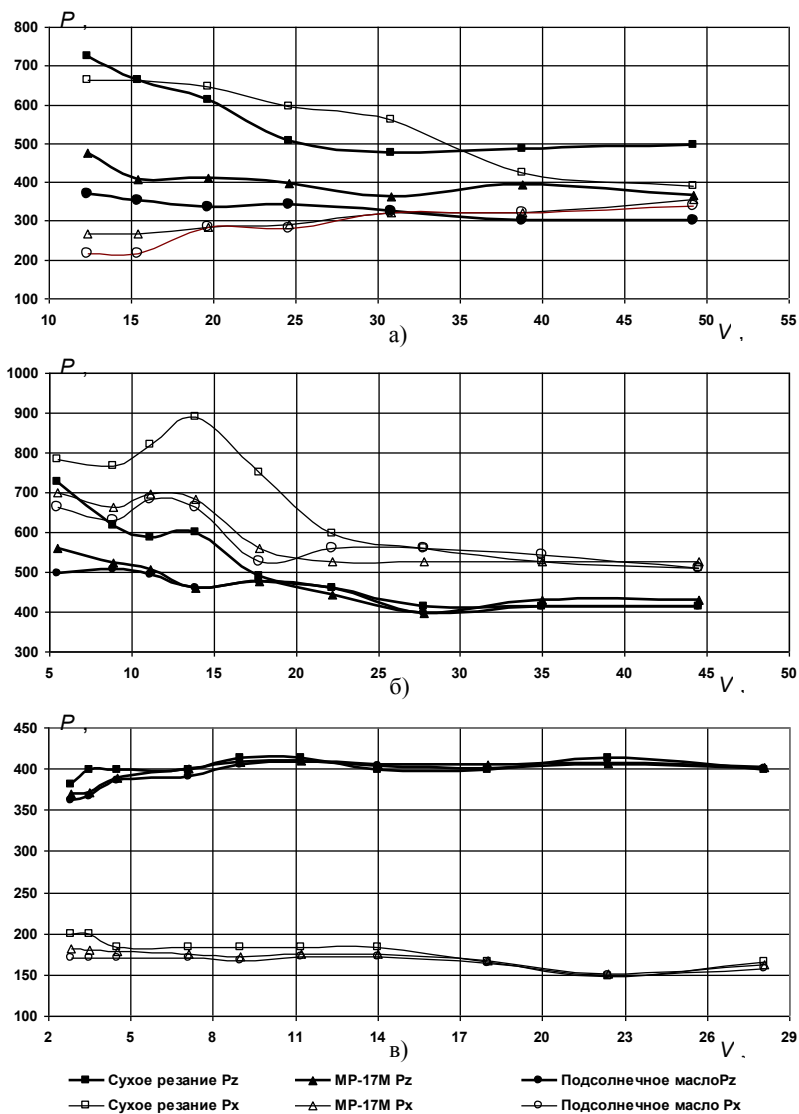


Рисунок 2 – Влияние СОТС на составляющие силы резания  $P_z$  и  $P_x$  при свободном точении (P6M5,  $t = 1,75$  мм;  $S = 0,2$  мм/об): а) сталь 45; б) коррозионно-стойкая сталь 08X18N10T; в) титановый сплав BT1-0.

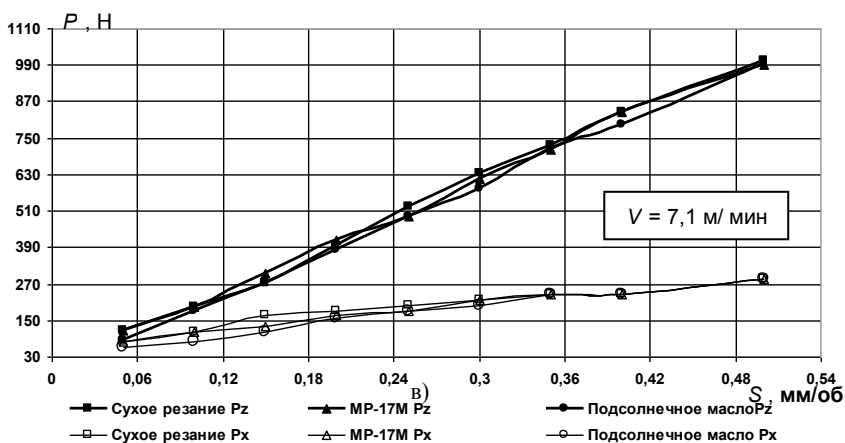
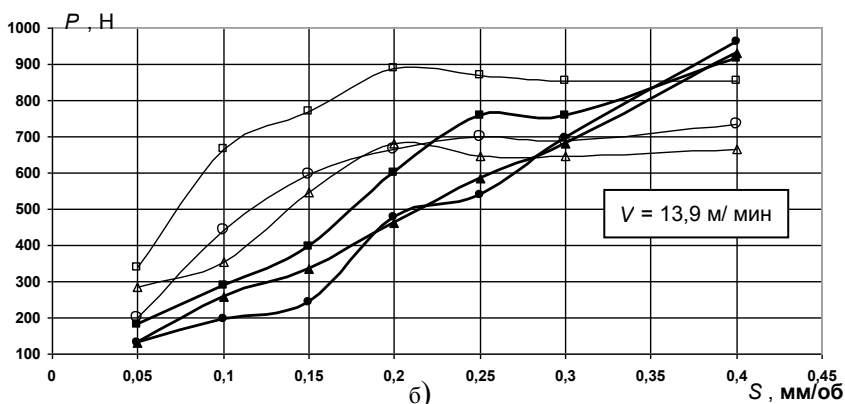
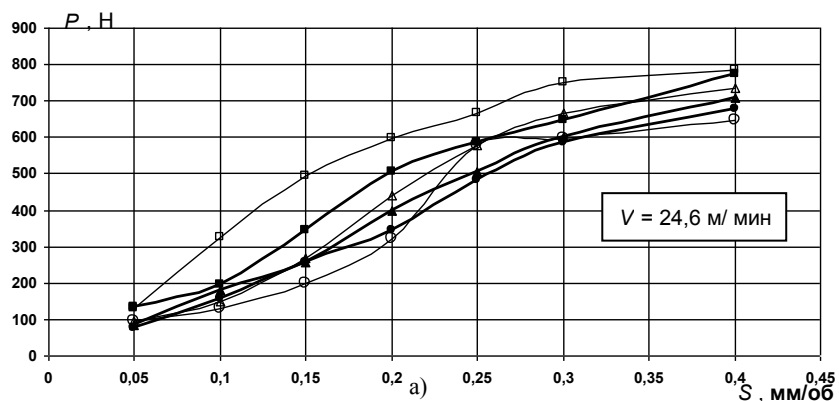


Рисунок 3 – Влияние СОТС на силы резания  $P_z$  и  $P_x$  при свободном точении: (Р6М5,  $t = 1,75$  мм): а) сталь 45; б) сталь 08Х18Н10Т; в) титановый сплав ВТ1-0.

2. Растительные масла, оказавшиеся в моделирующих экспериментах по трению наиболее эффективными в плане снижения сил трения остаются такими и при резании. Так, рапсовое масло при свободном течении конструкционной стали обусловило развитие более низких значений сил резания, чем подсолнечное и касторовое масла. В экспериментах по определению адгезионных характеристик значения силы трения в присутствии рапсового масла также были минимальными.

3. Касторовое масло, заметно снижавшее значение силы трения в моделирующих экспериментах, при резании оказалось малоэффективным, что по-видимому связано с высокой вязкостью касторового масла затрудняющей проникновение смазочного материала в контактную зону.

4. При точении титанового сплава С0ТС слабо влияет на изменение сил резания ввиду высокого уровня контактных нагрузок. Ожидаемого по результатам моделирующих экспериментов существенного увеличения сил резания при подаче минерального масла замечено не было. Тем не менее возрастание значений осевой составляющей  $P_x$  на уровне 8-ми процентов может отражать усиление адгезионных процессов.

Таким образом, проведенные исследования позволяют определить следующие выводы:

- действие растительных масел на контактные и деформационные процессы при резании, проявляемые через сокращение длины контакта стружки с передней поверхностью инструмента, снижение значений коэффициента усадки стружки и сил резания наиболее выражено при обработке конструкционных и коррозионно-стойких сталей. При этом эффективность масел коррелирует с результатами моделирующих экспериментов по трению, что отражает возможности проявления смазочных свойств растительных масел, связанных с их проникновением на контактные поверхности инструментов, работающих на заниженных режимах резания.

- при обработке же титановых сплавов вследствие высоких контактных нагрузок условия для проникновения масел, в том числе и растительных осложняются и эффекты, обнаруженные при трении не находят прямого отражения.

**Список использованных источников:** 1. Якубов Ч.Ф. Повышение износостойкости быстрорежущих инструментов путем направленной трансформации их исходных свойств: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / Ч. Ф. Якубов– Х., 2004. – 153 с. 2. Schmidt H.-G. Komplexester aus pflanzlichen Ölen / Schmidt H.-G. – Esslingen, 1994. – pp.2.2-1 – 2.2-9 (9th International Colloquium; Vol II). 3. Алиев А.И. Влияние масел растительной природы на адгезионные процессы при различных температурах / А.И. Алиев, Ч.Ф. Якубов // Резание и инструмент в технологических системах. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2002. – Вып. 61. – С. 3–5. 4. Алиев А.И. Оценка эффективности растительных масел по адгезионным характеристикам контакта / А.И. Алиев, Ф.Я.Якубов, А.С. Вавулицкий // Сучасні технології у машинобудуванні: До ювілею Ф.Я. Якубова. Зб. наук. статей. – Харків: НТУ «ХПІ», 2007. – С. 17–22.

Поступила в редколлегию 14.06.2012

Z. Balajti, Dr., Miskolc, Hungary

## POTENTIALITY OF APPLICATION THE PROJECTIVE GEOMETRY IN WORM DESIGN

*In the procedure of the analytical geometrical describing of the production process in mechanical engineer work and the projective space is practically identical, which makes it reasonable to discuss of the production geometry to approach of the projective geometrical negotiation.*

*It is a reality that in one of the cases, using the approach of a projective geometrical connection and the mathematical-kinematical model resulted in expansion in the field of production precision, specifically considering the examination of the production of the conical worm. The abstract of the production geometry on projective geometry has a few results. The elliptical errors can be eliminated by this method way, to achieve the constant pitch.*

### INTRODUCTION

This article contains a novel design of the production geometry of cylindrical and conical worms. In practice there exist approximating solutions, however, this work is aimed at increasing the number of these processes for the purpose of manufacturing accuracy, for the advances in science and technology provide a possibility for that and simultaneously create a demand as well.

The production of the mechanical technology is the computer-aided or fully automated systems that take over the designing processes of products, technology and tools of production. Now days the computer geometry support of engineering work is the most important condition and potential for increasing the efficiency of production and enhancing the quality of the products [2, 5].

A great number of areas in the machine industry use helical surfaces - in the form of worm drive pairs, driving pins, screw pumps, screw compressors, toothing tools, etc. – and accordingly, a great number of institutions and companies are involved in their design, production, certification and application [3, 7, 8].

One of the less known types of toothing drives suitable to torque transfer between orthogonal skew axes, and having significant load carrying capacity, is the spiroid drive [5], how those are visible in Figure 1.

However the helical surfaces are designed right, the production of worm in the practice is making difference from the theoretical surfaces. The production process in the finding literature discusses the theoretical and practical problems in different way because of the differences in technical conditions.

In case of production of worms the grinding wheel is moving parallel with the axis of the cylinder in case of manufacturing the helical worms by a grinding wheel. The mathematical theoretical discussion in case of conical worms is correct in literature [5].



Figure1 – Spiroid drive

The technical possibility in case of the expansion of the production precision is showing a big difficulty, the literature of which discusses the examination of the comparison of the manufactured worms in the practice and the planed worms.

One of the reasons of the difficulty of the manufacturing precision expansion is it that the grinding wheel is moving parallel with the generated line of the cone in case of the manufacturing the worm by a grinding wheel (Figure 2).

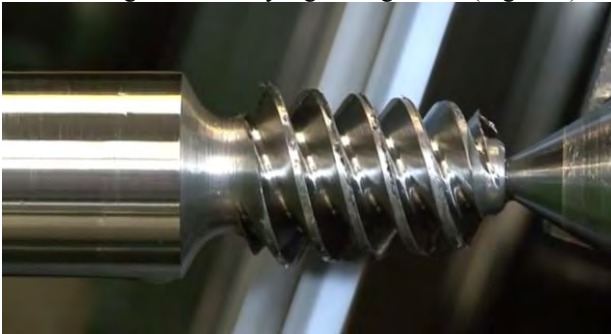


Figure 2 – Manufacturing the conical worm by grinding wheel

The angle between the moving line of the grinding wheel and the round axes of the cone is the half angle of the cone. (Figure 3.)

The grinding wheel is continuously changing distance from the turning axes of the conical worm in case of the showed manufacturing of the conical worm (Figure 4.).

That results different production errors, for example profile distortion and changing pitch.



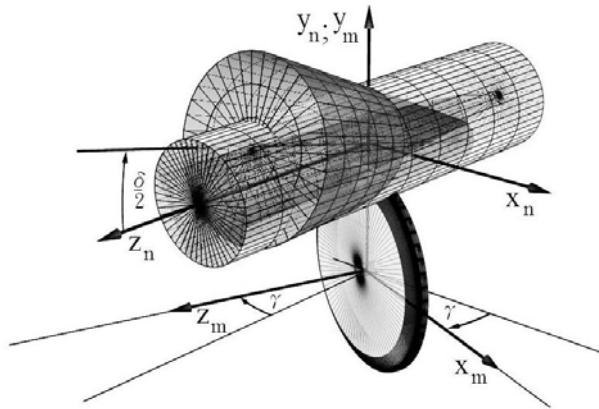


Figure 3 – Manufacturing of the cylindrical and the conical worm on a generating line

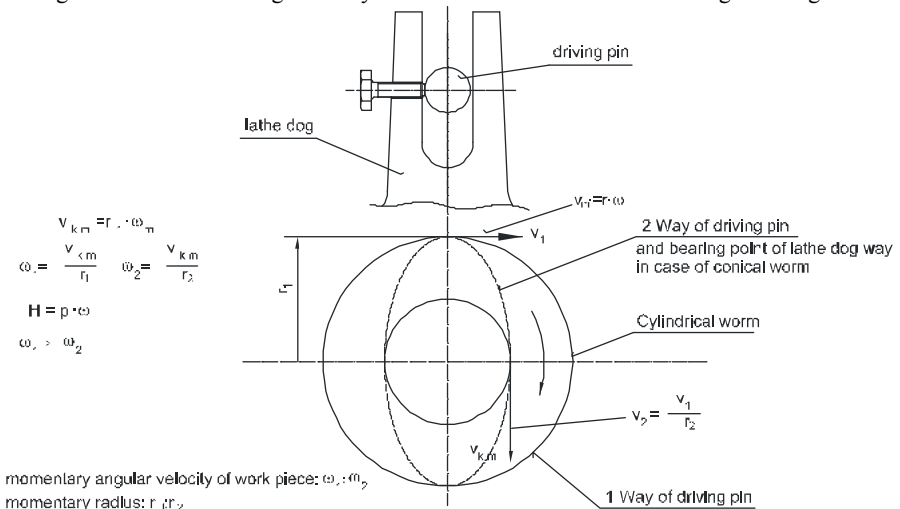


Figure 4 – The Mathematical describing of the connection between the grinding wheel and cylindrical and conical worms

Keeping out these errors can be reconsidered by the production geometry based on the projective geometry. Basing on the above statements the discussion and description of the solution can be useful as we can build on the equivalence of the conical and cylindrical worms.

## 1. THE PRODUCTION AND THE PROJECTIVE GEOMETRY

The production geometry is based on the description of the relation movement back to back of the tool and the work piece [1].

The pass the moving is possible in the coordinate systems of the tool and the work piece. The transformation matrix between of the tool and the work piece can be described by quadruple matrix.

The conversion from the coordinate system  $S_m(x_m, y_m, z_m)$  with  $O_m$  origin point of the tool to the coordinate system  $S_n(x_n, y_n, z_n)$  with  $O_n$  origin point of the work piece can be the matrix  $M_{nm}$ .

The conversion from the coordinate system  $S_m(x_m, y_m, z_m)$  with  $O_m$  origin point of the tool to the coordinate system  $S_n(x_n, y_n, z_n)$  with  $O_n$  origin point of the work piece can be the matrix  $M_{nm}$ .

The coordinates  $r_n$  in the  $S_n$  coordinate system of the moving M point can be counted from the coordinates  $r_m$  in the  $S_m$  coordinate system by the next equation

$$r_n = M_{nm} \cdot r_m \quad (1)$$

where

$$M_{nm} = \begin{bmatrix} \cos(x_n, x_m) & \cos(x_n, y_m) & \cos(x_n, z_m) & d_x \\ \cos(y_n, x_m) & \cos(y_n, y_m) & \cos(y_n, z_m) & d_y \\ \cos(z_n, x_m) & \cos(z_n, y_m) & \cos(z_n, z_m) & d_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2)$$

and  $(d_x, d_y, d_z)$  is the coordinates of  $O_n$  in the  $S_m(x_m, y_m, z_m)$ . The rotating and the shifting is being handled together in a matrix  $M_{nm}$ .

The alternate of the  $(x, y, z)$  Euclidean coordinates are the  $(x_1, x_2, x_3, x_4)$  homogeneous coordinates of P point on the surface of the work piece with the next conditions:

$$x = \frac{x_1}{x_4}, y = \frac{x_2}{x_4}, z = \frac{x_3}{x_4} \quad (3)$$

where  $x, y, z \in R$  and  $x_1, x_2, x_3, x_4 \in R$ .

The points of the Euclidean space are easily recognized with the  $x_4 = 1$  replacement.

It follows that the production geometry can be placed on the basis of projective geometry.

## 2. THE WORMS DESIGNED BY APPLICATION PROJECTIVE GEOMETRY

The projective space is the Euclidean space completed with the infinite plane.

The points with  $(x_1, x_2, x_3, x_4)$  coordinates with the condition  $x_1, x_2, x_3, x_4 \in R$  give us the projective space.

The parallel lines of the projective space have an intersection point on the infinite plane. The cylinder is a cone with an infinite center point in the projective space.

*The cylinder and the cone can be corresponded together; the projective transformation connection can be created.*

Such projective connecting is the central connecting, which place the cone and the cylinder of the Euclidean place to an axe, as you can see it on Figure 5.

The production of the conical worm based on the theory of projective geometry gives an increase in the manufacturing precision with elimination of geometrical errors, so the rotation about on an axe is a circle, but it is not an ellipse.

It can be calculated from contacting points in based on Figure 6.

The used coordinate systems:

|                                   |                                                      |
|-----------------------------------|------------------------------------------------------|
| $K_0 (x_0, y_0, z_0)$             | Stationary coordinate system affixed to machine tool |
| $K_{1F} (x_{1F}, y_{1F}, z_{1F})$ | Rotating coordinate system affixed helicoid surface  |
| $K_1 (x_1, y_1, z_1)$             | Coordinate system connected to linear moving table   |
| $K_{2F} (x_{2F}, y_{2F}, z_{2F})$ | Rotating coordinate system fixed to tool             |
| $K_2 (x_2, y_2, z_2)$             | Stationary coordinate system fixed to tool           |
| $K_k (x_k, y_k, z_k)$             | Auxiliary coordinate system                          |

The used marks:

- $\alpha (^{\circ})$  Forming, tilting angle (in degrees) of tool into profile of helicoidal surface in the characteristic section, eg grinding of involute helicoidal surface using plane face surface wheel
- $\gamma (^{\circ})$  Lead angle (in degrees) on the worm's references surface
- $\varphi_1 (^{\circ})$  Angular displacement of a helicoid surface
- $\varphi_2 (^{\circ})$  Angular displacement of a tool
- $\omega_1 (s^{-1})$  Angular velocity of worm
- $\omega_2 (s^{-1})$  Angular velocity of tool

The point on the worm surface is the

$$\mathbf{r}_{1F} = \mathbf{r}_{1F}(\eta, \vartheta) \quad (4)$$

in the coordinate system  $K_{1F}(x_{1F}, y_{1F}, z_{1F})$ .

The normal vector is on the surface

$$\mathbf{n}_{1F} = \frac{\partial \mathbf{r}_{1F}}{\partial \eta} \times \frac{\partial \mathbf{r}_{1F}}{\partial \vartheta} \quad (5)$$

In this case the  $P_{1a}$  kinematic projection matrix, for direct method:

$$\mathbf{P}_{1a} = \mathbf{M}_{1F,2F} \cdot \frac{d}{dt} \cdot \mathbf{M}_{2F,1F} \quad (6)$$

$\underline{\mathbf{M}}_{1F,2F}$  is the coordinate transformation matrix (transforms  $K_{2F}$  to  $K_{1F}$ ), and the  $\underline{\mathbf{M}}_{2F,1F}$  is the coordinate transformation matrix (transforms  $K_{1F}$  to  $K_{2F}$ ).

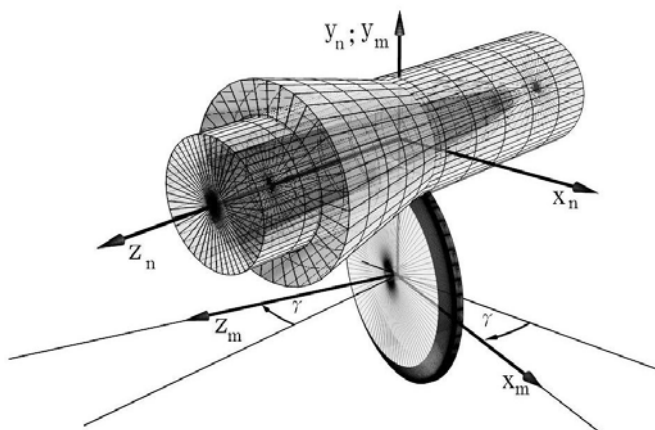


Figure 5 – Manufacturing of the cylindrical and the conical worms to an axe

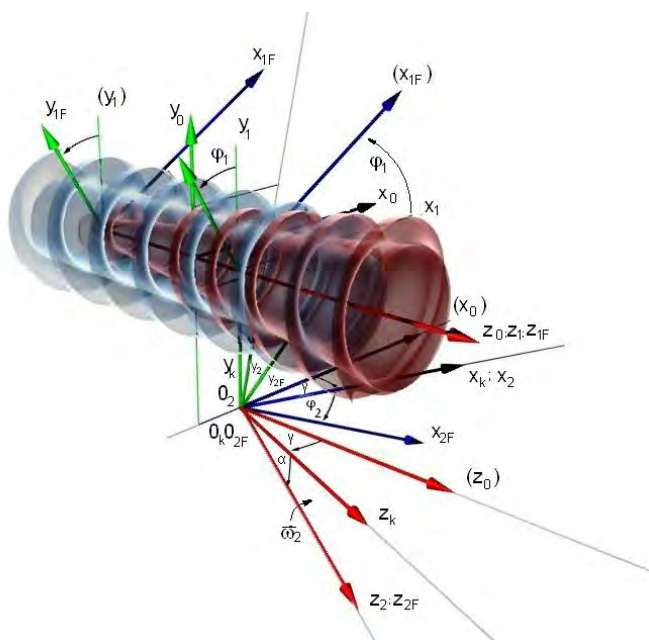


Figure 6 – The manufactured cylindrical and the conical worms to an axe

$$\begin{aligned}
\mathbf{p}_{1a} = & \begin{bmatrix} 0 & -1-i \cdot \cos \alpha \cdot \cos \gamma & +i \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma \cdot \sin \phi_1 & -(a_0 + i \cdot c \cdot \cos \alpha \cdot \cos \gamma + p_r + i \cdot z_{ax} \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma) \cdot \sin \phi_1 \\ & & -i \cdot \sin \alpha \cdot \cos \phi_1 & + (i \cdot p_a \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma + p_r) \cdot \phi_1 \cdot \sin \phi_1 \\ & & & - (i \cdot a_0 \cdot \cos \alpha \cdot \cos \gamma - c - i \cdot z_{ax} \cdot \sin \alpha) \cdot \cos \phi_1 \\ & & & -i \cdot (p_a \cdot \sin \alpha - p_r \cdot \cos \alpha \cdot \cos \gamma) \cdot \phi_1 \cdot \cos \phi_1 \\ \\ 1+i \cdot \cos \alpha \cdot \cos \gamma & 0 & +i \cdot \sin \alpha \cdot \sin \phi_1 & + (i \cdot a_0 \cdot \cos \alpha \cdot \cos \gamma - c - i \cdot z_{ax} \cdot \sin \alpha) \cdot \sin \phi_1 \\ & & +i \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma \cdot \cos \phi_1 & +i \cdot (p_a \cdot \sin \alpha - p_r \cdot \cos \alpha \cdot \cos \gamma) \cdot \phi_1 \cdot \sin \phi_1 \\ & & & - (a_0 + i \cdot c \cdot \cos \alpha \cdot \cos \gamma + p_r + i \cdot z_{ax} \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma) \cdot \cos \phi_1 \\ & & & + (i \cdot p_a \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma + p_r) \cdot \phi_1 \cdot \cos \phi_1 \\ \\ -i \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma \cdot \sin \phi_1 & -i \cdot \sin \alpha \cdot \sin \phi_1 & 0 & - (p_a + i \cdot p_r \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma) \cdot \phi_1 \\ +i \cdot \sin \alpha \cdot \cos \phi_1 & -i \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma \cdot \cos \phi_1 & & -i \cdot a_0 \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma - i \cdot c \cdot \sin \alpha + p_a + z_{ax} \\ \\ \mathbf{0}_{1F,2F} & \frac{d}{dt} \cdot \mathbf{M}_{2F,1F}^0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (7)
\end{aligned}$$

The next equation gives us the contacting points:

$$\mathbf{n}_{1F}(\eta, \vartheta) \cdot \mathbf{v}_{1F}(\eta, \vartheta) = 0 \quad (8)$$

These points give us the base of the examinations on the worm surfaces [4].

The contact points can be seen on the Figure 7. in concrete case an spiroid worm gear drive. The contact points were calculated by computer programme. The computer programme was made in C programme language.

The velocity vector can be seen in the next form:

$$\begin{aligned}
\mathbf{v}_{1F}^{(12)} = & \begin{bmatrix} 0 \cdot x_{1F} & -(1+i \cdot \cos \alpha \cdot \cos \gamma) \cdot y_{1F} & +i \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma \cdot \sin \phi_1 & -(a_0 + i \cdot c \cdot \cos \alpha \cdot \cos \gamma + p_r + i \cdot z_{ax} \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma) \cdot \sin \phi_1 \\ & & -i \cdot \sin \alpha \cdot \cos \phi_1 \cdot z_{1F} & + (i \cdot p_a \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma + p_r) \cdot \phi_1 \cdot \sin \phi_1 \\ & & & - (i \cdot a_0 \cdot \cos \alpha \cdot \cos \gamma - c - i \cdot z_{ax} \cdot \sin \alpha) \cdot \cos \phi_1 \\ & & & -i \cdot (p_a \cdot \sin \alpha - p_r \cdot \cos \alpha \cdot \cos \gamma) \cdot \phi_1 \cdot \cos \phi_1 \\ \\ (1+i \cdot \cos \alpha \cdot \cos \gamma) \cdot x_{1F} & +0 \cdot y_{1F} & +i \cdot \sin \alpha \cdot \sin \phi_1 & + (i \cdot a_0 \cdot \cos \alpha \cdot \cos \gamma - c - i \cdot z_{ax} \cdot \sin \alpha) \cdot \sin \phi_1 \\ & & +i \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma \cdot \cos \phi_1 \cdot z_{1F} & +i \cdot (p_a \cdot \sin \alpha - p_r \cdot \cos \alpha \cdot \cos \gamma) \cdot \phi_1 \cdot \sin \phi_1 \\ & & & - (a_0 + i \cdot c \cdot \cos \alpha \cdot \cos \gamma + p_r + i \cdot z_{ax} \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma) \cdot \cos \phi_1 \\ & & & + (i \cdot p_a \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma + p_r) \cdot \phi_1 \cdot \cos \phi_1 \\ \\ -i \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma \cdot \sin \phi_1 & -i \cdot \sin \alpha \cdot \sin \phi_1 & +0 \cdot z_{1F} & - (p_a + i \cdot p_r \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma) \cdot \phi_1 \\ -i \cdot \sin \alpha \cdot \cos \phi_1 \cdot x_{1F} & +i \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma \cdot \cos \phi_1 \cdot y_{1F} & & -i \cdot a_0 \cdot \cos \alpha \cdot \sin \gamma - i \cdot c \cdot \sin \alpha + p_a + z_{ax} \\ \\ & & 0 & \end{bmatrix} \quad (9)
\end{aligned}$$

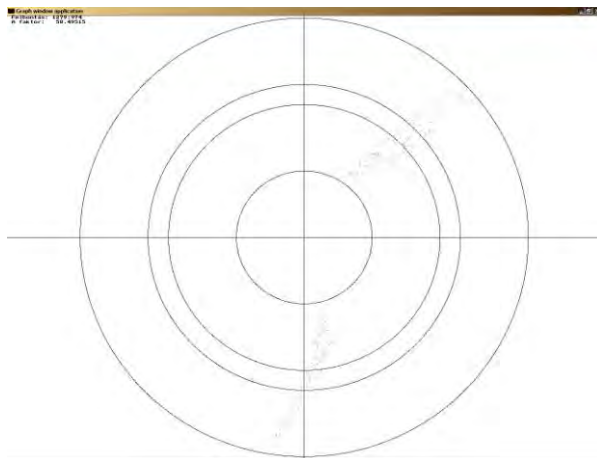


Figure 7 – Contact points on a frontal section of the conical worm  
SUMMARY:

In the procedure of the manufacturing of worms in same way, we can get the same unsolved errors. So it is better method to use a new theorem to get more exactly solution to approach high quality. Machine production development based on projective geometry discussion gives a more results to production precision [1, 4].

The mechanical and technical development of the production, for example the machining process controlled by CNC, and the abstract of the production geometry by projective geometry in case of a few special worms, so spiroid, the mathematical description and the realization show an advance.

**References:** 1. Dr. Balajti, Zsuzsa: The Connection Between the Production and Projective Geometry, microCAD 2011. International Scientific Conference, Section L: Production Engineering and Manufacturing Systems, Miskolc, 31. March – 1. April 2011., pp. 1-4., ISBN 978-963-661-965-7.,2. Kovács, Lehel: Computer graphics, In: Scientia Issue (in Hungarian), Cluj Napoca, 2009., ISBN: 978-973-1970-14-1. p.: 384.3. Kundrak J., Perepelicia B A, Sashkova N V: Analiticheskoe opredelenie kinematicheskikh geometricheskikh parametrov pri tochenii i rastachivanii poligonnykh poverkhnostej, REZANNIE I INSTRUMENT, pp.: 43-47., 1987. 4. Litvin, Faydor L., Fuents, Alfonso: Gear Geometry and Applied Theory, Cambridge University Press, ISBN 0 521 815177, 2004., p.: 800., 5. Óváriné Balajti, Zsuzsa: Development of the Production Geometry of Kinematic Drive Pairs, PhD dissertation (in Hungarian) p.: 170., University of Miskolc, 2007.,6. Perepelicia B A: Otobrazsenija affinogo posztrantsva b teorii formorazovanyija poverhnocej rezanijem, Harkov, Izdatelystvo Pri Harkovszkom Goszudarsztvennom Juniverszitete Izdatelszkogo Obegyinyenija”Visa Skola”, p.152, 1981.7. Perepelicia B A, Kundrák J: How to use the multiparameter mapping to describe the kinematics of metal cutting ,In: Result of the scientific cooperation between the Polytechnical University of Kharkov and the University of Miskolc: Jubilee Conference, Miskolc, Magyarország, 1994.03.01-1994.03.02.,Miskolc: University of Miskolc, pp. 95-98(ISBN:963 661 238 2, 8. Sztankovics I, Kundrák J: Mathematical Model of Machined Surfaces in Rotational Turning and Skiving, Proceedings of the 13th International Conference on Tools, Miskolc, Magyarország, Miskolc: Bíbor Kiadó, ISBN:978-963-9988-35-4, 2012.03.27-2012.03.28., pp. 83-88.

*Поступила в редакцию 15.05.2012*

В.П. Бахарев, д-р техн. наук, Москва – Кинешма, Россия

## **ХАРАКТЕРИСТИКИ ФИЗИКО–МЕХАНИЧЕСКОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ИНСТРУМЕНТОВ С КЕРАМИЧЕСКИМИ МАТЕРИАЛАМИ ПРИ ДОВОДКЕ СВЯЗАННЫМ И СВОБОДНЫМ АБРАЗИВОМ**

*Представлені експериментальні результати взаємодії алмазного інструменту й оброблюваної поверхні з кераміки ВК-100 на операціях доводки пов'язаним і вільним абразивом. Встановлено що фактична площа контакту є змінною (var) характеристикою в часі і визначає вихідні показники операції.*

*Представлены экспериментальные результаты взаимодействия алмазного инструмента и обрабатываемой поверхности из керамики ВК-100 на операциях доводки связанным и свободным абразивом. Установлено что фактическая площадь контакта является переменной (var) характеристикой во времени и определяет выходные показатели операции.*

*The experimental results of the interaction diamond tool and the workpiece ceramic VK-100 and related finishing operations with a lapping. It is established that the actual contact area is a variable (var) characteristics over time and determines the output performance operations.*

Процессы прецизионной финишной обработки деталей из различных материалов традиционно включают операции алмазно-абразивного шлифования (чистового, тонкого, доводочного). Их цель – достижение заданной точности размеров деталей и подготовка обработанной поверхности до необходимого состояния (с наименьшей шероховатостью, дефектностью, наименьшим нарушенным поверхностным слоем) для последующей финишной стадии обработки. На этой стадии к обработанным поверхностям могут предъявляться наивысшие требования по точности, шероховатости и оптической чистоте. Предварительное полирование выполняется с применением абразивных (алмазных) суспензий, окончательное – с применением полировальных инструментов или составов, обеспечивающих химическое взаимодействие с обрабатываемым материалом и исключающих его микроабразивное резание [1].

В результате комплекса НИР, выполненных ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины созданы научно-технические предпосылки для разработки технологии финишной прецизионной обработки деталей оптических систем и элементов микроэлектроники из монокорунда [1]. Целью технологии является достижение при обработке такого состояния функциональных поверхностей деталей (минимальная шероховатость, наивысший нулевой класс оптической чистоты), который сопоставим с мировым уровнем требований к ним.

Первые две операции выполняются с использованием металлообрабатывающих плоскошлифовальных станков модели 3Г71 или 3Д711 при одновременной обработке 6 шт. пластин периферией алмазного круга формы 1А1-250×76×20×5, остальные операции – с использованием оптических шлифо-

важно-полировальных станков моделей 6ШП-200А и 3ШП-320М, работающих по методу «свободного притира».

При шлифовании инструментом из алмазного порошка зернистостью 28/20-14/10 имеет место хрупкое разрушение с одновременным проявлением пластических явлений, а при обработке инструментом из алмазного порошка зернистостью 10/7 и менее – пластический сдвиг. По мере уменьшения зернистости и увеличения концентрации алмазного порошка энергетические затраты, необходимые в определенных условиях для удаления нарушенного слоя и образования новой поверхности, возрастают [2,3].

Метод «свободного притира» предусматривает силовое замыкание цепи движения рабочих органов станка между деталью и инструментом, при котором инструмент соприкасается с деталью не по линии, а поверхностью, и сьем припуска осуществляется заданным усилием прижима, а также за счет дополнительных усилий, затрачиваемых на изменение положения элементов их контакта. Обработка производится торцевой поверхностью различных шлифовальников и полировальников формы 6А2Т-200×20 с использованием алмазных суспензий различной зернистости, а на заключительной операции обработки – физико-химическом полировании – силикозоля (коллоидного кремнезема  $\text{SiO}_2$ ).

При шлифовании прочных керамических материалов высокую работоспособность показывают алмазные круги на металлической связке с основой Cu-Al-Zn. Однако при доводке таким инструментом керамических материалов весьма трудно обеспечить работу в режиме самозатачивания инструмента, что снижает производительность процесса. Повышение производительности доводки деталей из керамики на основе карбида кремния обеспечивает алмазный доводочный инструмент на металлорганической связке. Его алмазоносный слой представляет собой композицию на основе алмазного микропорошка и упругой для используемого диапазона режимов доводки органической матрицы с включениями твердого наполнителя. В качестве твердого наполнителя могут использоваться порошки меди, алюминия, цинка, твердой смазки и т.д.

Нахождение оптимальных решений при выборе обрабатывающих инструментов и режимов обработки, возможно при тщательном рассмотрении особенностей контактного взаимодействия инструментов и обрабатываемых материалов с учетом технологических особенностей операций и условий обработки. Автором проведены исследования характеристик контактного взаимодействия в зоне обработки алмазным инструментом керамики ВК-100 связанным абразивом [5].

Как известно, факторами, определяющими строение рабочего слоя алмазного инструмента, являются количество и характер распределения зерен в объеме алмазоносного слоя, а также соотношение содержания алмазных зерен и пористости. Однако даже известные закономерности реального процесса шлифования инструментом из алмазных микропорошков в настоящее время не удается аппроксимировать достаточно точными зависимостями. Кроме того, осуществить такой процесс в заданном режиме деформации обрабаты-



ваемого материала, т.е. управлять им, можно только в условиях высокого уровня точности системы СПИЗ, имеющих место при работе на прецизионных станках ( $\sim 0,025$  мкм). Известно [1,2,3,4,5] что такими условиями являются: оптимальное давление прижима  $p_d$ , при котором под острием зерна создаются растягивающие напряжения, не превышающие предела прочности обрабатываемого материала при растяжении  $\sigma_p$  и предела текучести  $\sigma_t$ ; наибольшая удельная поверхность и наименьшие значения радиусов закругления вершин алмазных зерен.

Процесс доводки свободным и связанным абразивом деталей из керамики инструментом связанным алмазным порошком, основан на физико-механических процессах в технологической трибологической системе, с учетом теплофизических условий, а также на существенном влиянии макро- и микросреды. В результате было установлено следующее:

1) Контакт полировального инструмента и обрабатываемой детали является дискретным, упругим (по Боудену и Тейбору), происходит при трении скольжения с преобладанием ( $>99\%$ ) молекулярной (адгезионной) составляющей силы трения, что подтверждается измерением фрикционных параметров:  $\eta_0 = 0,06$  МПа (сдвиговое сопротивление молекулярных связей), и  $\beta = \tan \psi = 0,238$  (коэффициент упрочнения молекулярной связи), где  $\psi$  - угол наклона прямой (см. рис. 1), что создает положительный градиент сдвигового сопротивления молекулярной связи. При нормальной нагрузке  $N$  и фактической площади контакта инструмента с деталью  $A_t$  адгезионная составляющая силы трения вносит существенный вклад в усилие диспергирования.

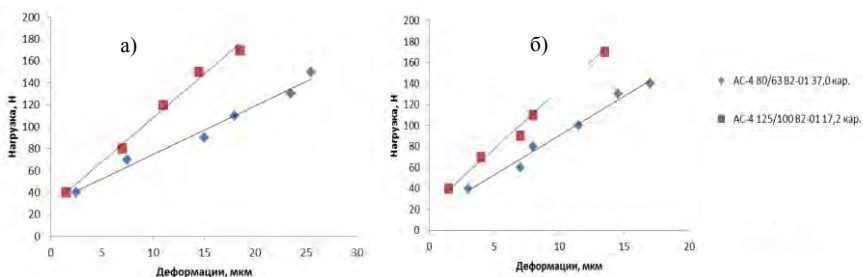


Рисунок 1 – Характеристика жесткости технологической системы  
а – пластинка шлифованная; б – пластинка полированная

2) Представление о диспергировании керамики [5], как процессе поверхностного усталостного разрушения означает, что отделение частиц с поверхности трения происходит не путем единичного акта, а в результате постепенного накопления дефектности и ослабления поверхностных слоев, подвергаемых многократному деформированию при скольжении без царапания (микрорезания) – истиранию тупыми выступами.

3) К образованию продуктов изнашивания могут приводить микротрещины, зародившиеся на поверхности. Их росту в значительной степени способствует присутствующая в контакте технологическая среда, молекулы которой могут проникать внутрь и ослаблять межатомные связи (эффект Ребиндера).

Основные уровни факторов и интервалы их варьирования были выбраны на основании результатов однофакторных экспериментов, а также исходя из ограничений на возможные изменения значений факторов.

Неизменными в ходе экспериментов оставались:

а) размеры образцов керамики (60х48 мм) и исходная подготовка их поверхности – доводка в течение 15 мин на планшайбе 6A2-100×5-АСМ 28/20-V3-01-1-100;

б) некоторые геометрические и качественные характеристики инструментов – диаметр (130мм) и оборудование (станок мод. 6ШП-200);

в) время доводки 120 мин при среднем давлении прижима 0,04 МПа;

г) СОТС – водный раствор соды ( $\text{Na}_2\text{CO}_3$ ).

Соотношение диаметров, поперечный эксцентриситет и длину штриха выбирали по рекомендациям [1] и корректировали в ходе доводки для конкретных условий с целью обеспечения равномерного съема материала образца и достижения наивысшей производительности. В ходе эксперимента каждый из 8 опытов, соответствующих определенному сочетанию уровней факторов, выполняли для всех исследуемых вариантов алмазного слоя на одном и том же образце керамики после одинаковой исходной подготовки поверхности.

Параметры шероховатости поверхности замеряли на профилометре-профилографе и повторяли по 3-4 раза на каждом образце. Линейный съем с образцов и линейный износ инструмента измеряли по специально разработанной методике, учитывающей разницу в интенсивности изнашивания центральных и периферийных зон инструмента и образца, с помощью специального приспособления, оснащенного микрокатером марки МИГ-1 с ценой деления 0,001 мм. Измерения съема выполняли по 6-8 раз на каждом образце, износа – по 6 раз. Усредненные результаты опытов представлены на рисунках 2 и 3.

Результаты экспериментов и расчетов позволили исследовать влияние упругих свойств керамики и инструмента на основные показатели процесса доводки. Теоретическая модель процесса обработки включает зависимость

съема припуска (износа притира) на любом элементе поверхности контакта от скорости резания ( $v$ ), давления ( $p$ ) и времени обработки этого элемента:

$$W = C \int (p \cdot v)^m dt \quad (1)$$

Где  $W$ - величина съема за время обработки;  $C$  – жесткость технологической системы диспергирования (притир – заготовка - СОТС);  $m$ - показатель степени влияния, технологических условий

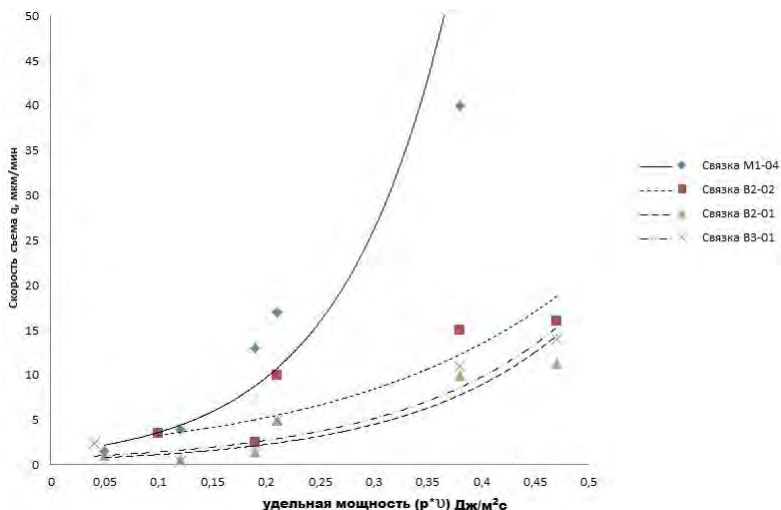


Рисунок 2 – Зависимость скорости съема от удельной мощности взаимодействия для различных связок инструмента

Основные выводы:

1. Упругие свойства фаз алмазоносного слоя инструмента, объемное содержание наполнителя приближающиеся к предельному определяют эффективность диспергирования при доводки связанным абразивом.
2. Известные приближенные методы расчета эффективных упругих модулей композита как модели алмазоносного слоя инструмента, не приводят к удовлетворительным результатам, подтвержденным экспериментами.

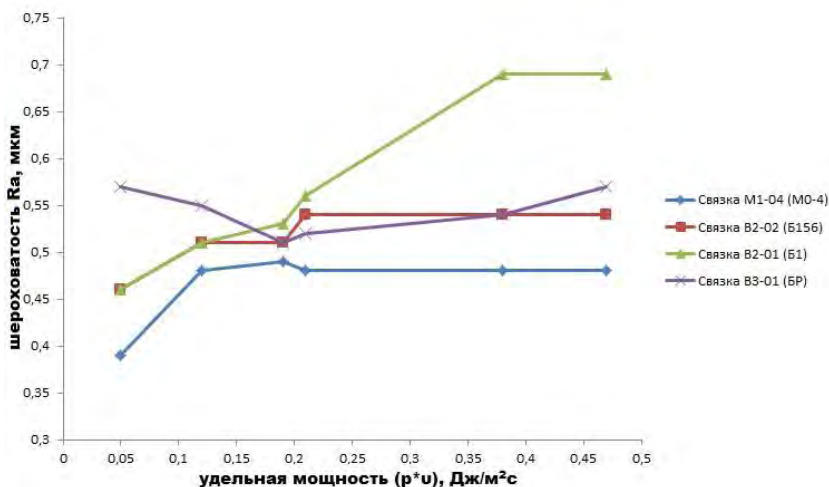


Рисунок 3 – Зависимость шероховатости поверхности ( $R_a$ ) от удельной мощности взаимодействия для различных связок инструмента

3. Теоретическая модель абразивного диспергирования удовлетворительно описывается степенной функцией с учетом упругих характеристик контакта.

**Список использованных источников:** 1. Инструменты и технологические процессы в прецизионной финишной обработке. Том 4 / Под. ред. В.В. Рогова – Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН». 2 V.P. Baharev, A.S. Vereshchaka Thermodynamics of precision diamond lapping ceramic surfaces // International congress on precision machining September 13<sup>th</sup> to 15<sup>th</sup> 2011 Liverpool Lough Moors university, UK 3. Основы проектирования и управления процессами финишной обработки керамических и композиционных материалов / В.П. Бахарев. – Иваново: Иван. гос. ун-т, 2009. - 240с. 4. Гусев В.В., Калафатова Л.П. Формирование характеристик качества поверхностного слоя изделий из хрупких неметаллических материалов при шлифовании свободным абразивом // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. Науч.-техн. Сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2008, - Вып. 75 - С.85-92 5. В.П. Бахарев. Обеспечения качества поверхности изделий из керамических материалов на операциях прецизионной алмазной обработки. Дис...док...техн...наук: 05.02.08 и 05.02.07 М., 2011. - 326.

*Поступила в редколлегию 21.05.2012*

## **INVESTIGATION OF 3D SURFACE ROUGHNESS ON ENVIRONMENTALLY FRIENDLY WAY MILLED SURFACES**

*There were significant developments in the machining processes till now which goal were improvement of accuracy and productivity of machining. Next to it today's the protection of the environment is very important too. It can be executed on different ways. One of them is the reduction of coolants and lubricants. Implementation of dry cutting cannot be accomplished by simply turning off the lubricant supply [1]. In fact, the coolant performs several important functions, which, in its absence, must be taken over by other machining process components. This paper shows the execution and evaluation of milling cutting experiment.*

### **1. INTRODUCTION**

In the up-to-date intensified economic relations, the most important requirements against the product producers are: good quality, high productivity, economic efficiency, effective environment protection [1]. Although, next to the imperishable advantages of coolants and lubricants – which aim is to achieve the aims mentioned above - have several disadvantageous effects as well. There are efforts for reductions of these effects all over the world. In order to promote these things, researchers have to investigate qualitatively new methods, procedures and solutions. In the recent years a lot of investigations have been done to avoid the cutting fluids from the manufacturing [2], [3], [4], [5], [18]. Nowadays the so called “Green manufacturing” is dealing with this as well. Allen et al. discussed the status of environmentally conscious manufacturing in Europe, in Japan and in the USA [6]. Sheng et al. have addressed specific parts of the manufacturing process – e.g. minimum quantity lubrication and dry cutting - in more details with success [7], [9] which is now being realized in numerous manufacturing operations internationally. A schematic of green elements of design and manufacturing is shown in Fig. 1. [8].

The aim of present research was to examine the effect of technological parameters and the applied method of cooling and lubricating on 3D parameters of surface roughness. We examined peripheral milling procedure. During our experiments and evaluations the machine tool (PERFECT-JET MCV-M8) and the 3D surface roughness measuring equipment (AltiSurf<sup>®</sup> 520) were procured from European Union TIOP-1.3.1-07 project.

### **2. SURFACE FINISH AND INTEGRITY**

The goal in any three-dimensional characterisation of surface topography is to integrate the surface features in a representative manner as accurately as possible. Many methods have been utilised to obtain a degree of surface visual characterisation, with notably the best technique at present being to describe the

surface condition by a predefined series of parameters which can be quantifiably measured then related to practical operational performance [10]. In the framework of application of the European Union [Directorate of the EC (DG12)] the work done at the University of Birmingham [11] contributed to a large extent to development of 3D visualisation technics and determination of 3D surface features. In the final report of the project Prof. Stout and his co-workers worked out the „basic parameter set—, the so called „Birmingham 14 parameters—[12], [13], [14].

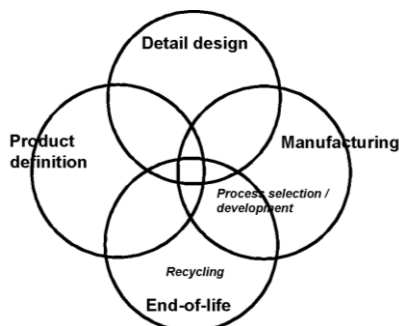


Figure 1 – Schematic relationships among the elements of green manufacturing [8]

Generally, they can be broken down into distinct groups:

- amplitude parameters - which are measures of the vertical characteristics of the surface deviations;
- spacing parameters - being measures of the horizontal characteristics of the surface deviations;
- hybrid parameters - are some combination of amplitude and spacing parameters;
- statistical parameters - amplitude heights treated as statistical data sets.

Later, the European project SurfStand [15], [16] improved these parameters by working on the correlation with functional specifications, and prepared the basis for a draft ISO standard [17].

ISO 25178 is the first international standard dealing with areal surface texture [17]. it contains several parts among which part 2 defines a set of areal parameters. Areal parameters are named with a capital S or V letter. Five main parameter groups are: „height parameters”, „spatial parameters”, „hybrid parameters”, „functional parameters”, and „feature parameters”. They are summarised in Fig. 2 [17]. As in this paper only some elements of the height parameters (Sq and Sa) will be examined, that is why the abbreviation and denomination of parameters belong to it is shown on Fig. 3.

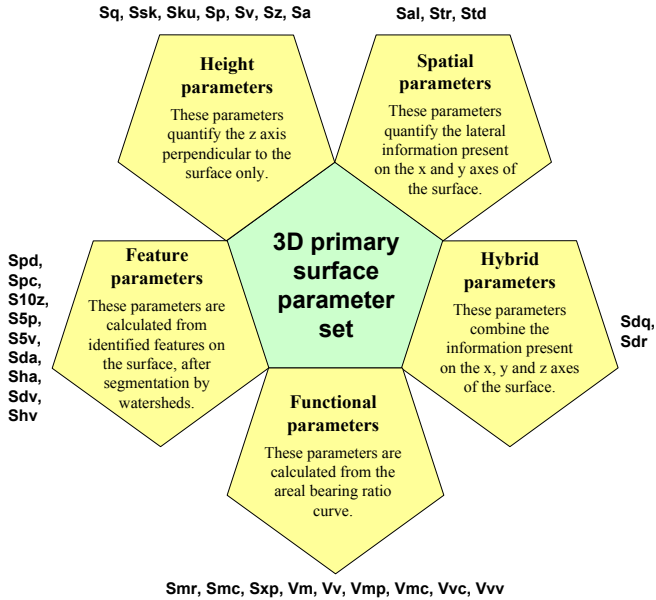


Figure 2 – Basic primary 3D surface parameter set in ISO 25178

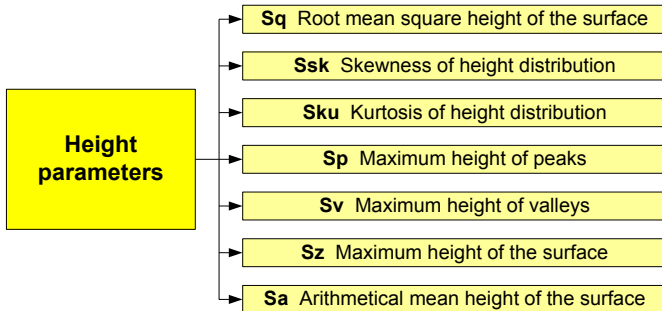


Figure 3 – Height parameters in ISO 25178

### 3. Research CONDITIONS

The type of milling cutter used in the experiment: Ø11.582 mm long solid carbide end mill, produced by Karnasch, number of teeth is 4 without coating. Type of the applied machine tool is PERFECT-JET MCV-M8. The workpiece materials are Steel AISI 1045 (Tensile stress 770 MPa) wherein we made 27 mm long outer cylindrical surfaces Ø29 mm (Fig. 4). During experiments dry machining, was executed without using coolants. On the milling centre the possible maximum

volume of coolants and lubricants could set to 44  $\ell/h$ . At our experiments we set only 1.17  $\ell/h$ , so we pretend this as minimum quantity lubrication (MQL). The 3D surface roughness measurements were executed on the AltiSurf<sup>®</sup>520 equipment (Fig. 5).



Figure 4 – Clamping of the machined specimen

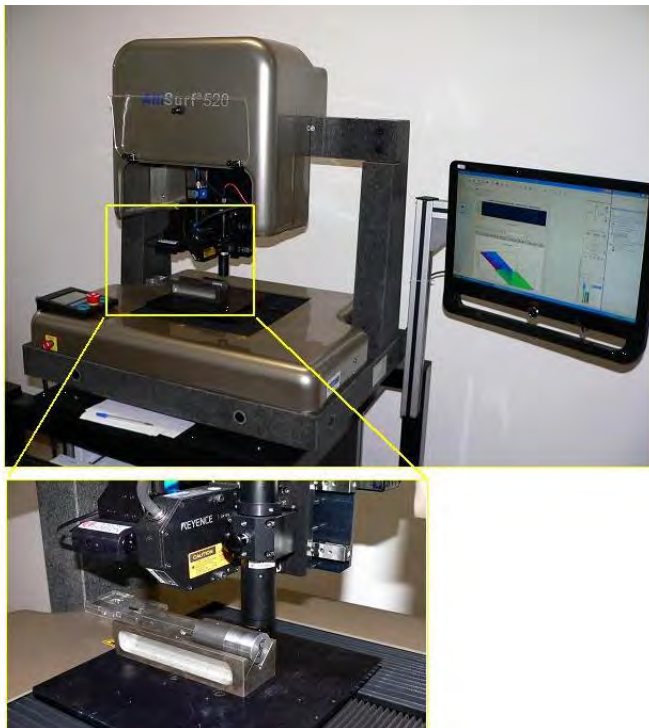




Figure 5 – AltiSurf<sup>®</sup> 520 3D surface roughness measuring equipment

#### 4. 3D SURFACE ANALYSIS OF MILLED SPECIMEN

By using of Factorial Experiment Design a great number of experiments were elaborated. We have chosen 8 experiments among them in order to show the results of 3D surface analysis. The measured area was 1 mm x 1 mm on the milled surface. In this paper let us consider how the cutting speed ( $v_c$ ), feed rate ( $v_f$ ), and the volume of coolants and lubricants ( $\dot{V}_{Emulsion}$ ) has effect on milling process related the 3D surface characters. The experiment plan is shown in Table 1.

##### *Characterized 3D views of measured surfaces.*

For each groups a featuring 3D view of surfaces are summarized in the book Blunt & Jiang [16]. The 3D picture of one measured surfaces are shown in Fig. 5.

The seven height parameters (Fig. 3) are used for characterizing the amplitude property of surfaces. They are classified into four categories, i.e. dispersion, extreme, asymmetry of the height distribution and sharpness of the height distribution. Among them are the Sa (arithmetical mean height of the surface) and the Sq (Root-Mean-Square Deviation of the Surface).

Table 1 – Adjusted technological parameters and the number of experiments

| Number of experiments | Feed rate, m/min | Cutting speed, m/min | Volume of emulsion, ℓ/h |
|-----------------------|------------------|----------------------|-------------------------|
| 1                     | 0,3              | 54.55                | 0.0 (dry)               |
| 2                     | 0,5              | 54.55                | 0.0 (dry)               |
| 3                     | 0,3              | 65.46                | 0.0 (dry)               |
| 4                     | 0,5              | 65.46                | 0.0 (dry)               |
| 5                     | 0,3              | 54.55                | 1.17                    |
| 6                     | 0,5              | 54.55                | 1.17                    |
| 7                     | 0,3              | 65.46                | 1.17                    |
| 8                     | 0,5              | 65.46                | 1.17                    |

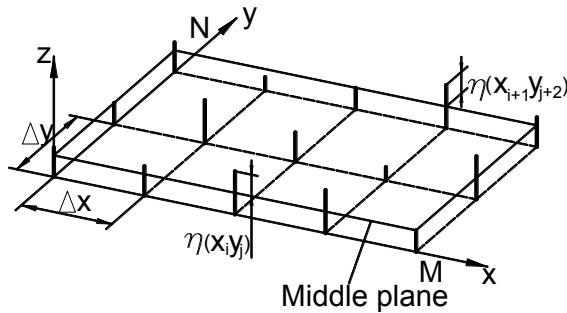


Figure 5 – Basic dimensions for 3D evaluation

The Roughness average is the arithmetic mean of the absolute values of the surface departures from the mean plane [17].

$$Sa = -\frac{1}{M \cdot N} \sum_{j=1}^N \sum_{i=1}^M |\eta(x_i, x_j)| \quad (1)$$

where,  $M$  is a number of points of per profile,  $N$  is the number of profile.  $Sa$  is normally used to describe the roughness of machined surfaces. It is useful for detecting variations in overall surface height and for monitoring an existing manufacturing process. A change in  $Sa$  usually signifies a change in the process.

#### *Root-Mean-Square Deviation of the Surface $Sq$*

The root mean square (RMS) roughness, obtained by squaring each height value in the dataset, then taking the square root of the mean [15], [16].

$$Sq = \sqrt{\frac{1}{M \cdot N} \sum_{j=1}^N \sum_{i=1}^M \eta^2(x_i, y_j)} \quad (2)$$

This is a dispersion parameter defined as the root mean square value of the surface departures within the sampling area.  $Sq$  cannot detect spacing differences or the presence of infrequent high peaks or deep valleys.  $Sq$  is a very general and widely used parameter. In statistics, it is the sample standard deviation.

The measured surface on the milled surface was 1 mm x 1 mm volt. Along the generatrix of the cylinder we made 3 measurements in different sections: at the beginning, at the middle, and at the end of the cylinder (Fig. 6.) and we made 5 measurements at each sections (Fig. 7). Average values were calculated in every sections and along the generatrix. The result of measurements are shown in Table 2 and 3, and Figure 8 and 9.

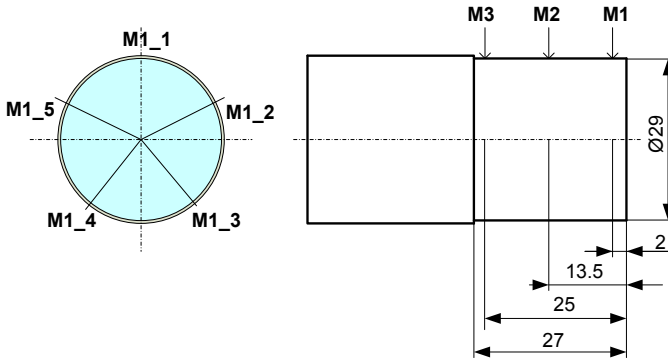


Figure 6 – Geometric data of specimen and places of measurements

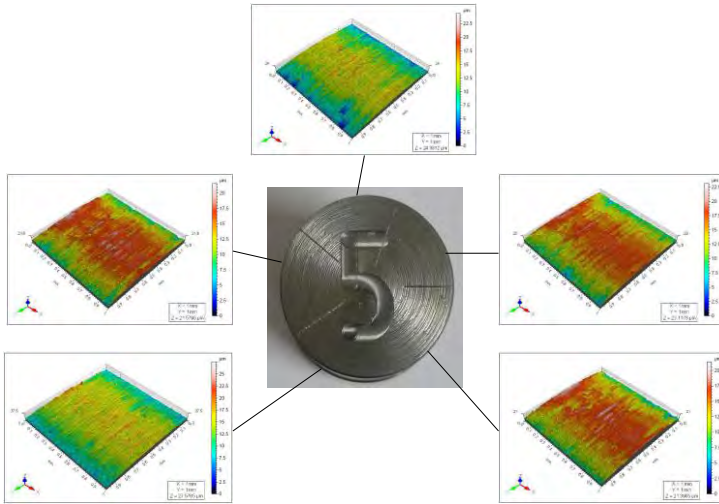


Figure 7 – Measurement results at the case of specimen 5 (experiment 5)  
at the beginning of the specimen

Table 2 – Measuring results of Arithmetic mean height of the surface

| Sa                        | $v_{f1} = 0,3$<br>m/min | $v_{f2} = 0,5$<br>m/min | Sa                        | $v_{f1} = 0,3$<br>m/min | $v_{f2} = 0,5$<br>m/min |
|---------------------------|-------------------------|-------------------------|---------------------------|-------------------------|-------------------------|
| $v_{c1} = 54.55$<br>m/min | 2.896 µm                | 2.794 µm                | $v_{c1} = 54.55$<br>m/min | 2.822 µm                | 2.760 µm                |
| $v_{c2} = 65.46$<br>m/min | 3.050 µm                | 2.719 µm                | $v_{c2} = 65.46$<br>m/min | 2.980 µm                | 2.654 µm                |

a) in case of dry milling

( $V_{\text{emulsion } 1} = 0.0 \text{ } \ell/h$ )

b) when using coolant and lubricant

( $V_{\text{emulsion } 2} = 1,17 \text{ } \ell/h$ )

Table 3 – Measuring results of Root-Mean-Square Deviation of the Surface

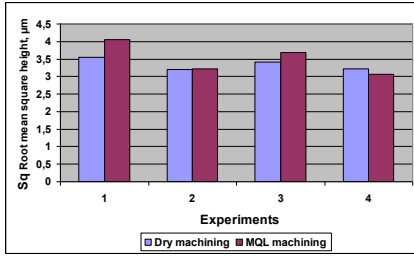
| Sq                        | $v_{f1} = 0,3$<br>m/min | $v_{f2} = 0,5$<br>m/min | Sq                        | $v_{f1} = 0,3$<br>m/min | $v_{f2} = 0,5$<br>m/min |
|---------------------------|-------------------------|-------------------------|---------------------------|-------------------------|-------------------------|
| $v_{c1} = 54.55$<br>m/min | 3.546 µm                | 3.200 µm                | $v_{c1} = 54.55$<br>m/min | 4.062 µm                | 3.214 µm                |
| $v_{c2} = 65.46$<br>m/min | 3.419 µm                | 3.213 µm                | $v_{c2} = 65.46$<br>m/min | 3.695 µm                | 3.064 µm                |

a) in case of dry milling

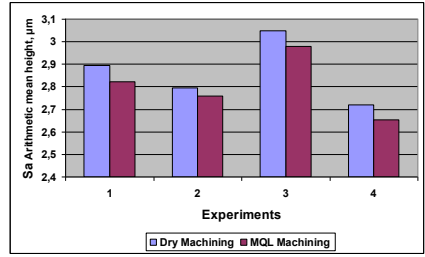
( $V_{\text{emulsion } 1} = 0.0 \text{ } \ell/h$ )

b) when using coolant and lubricant

( $V_{\text{emulsion } 2} = 1,17 \text{ } \ell/h$ )



a)



b)

Figure 8 – Comparing of measuring results of amplitude parameters between dry and cooled milling (bar chart)

Empirical formulas can be determined from experiments by using factorial experimental design. Equation (3) shows the calculated empirical equation valid for the range of parameters: Cutting speeds:  $v_{c1} = 54.55$  m/min;  $v_{c2} = 65.46$  m/min; Feed rates:  $v_{f1} = 0.3$  m/min,  $v_{f2} = 0.5$  m/min; Volume of emulsion:  $V_{emulsion\ 1} = 0$  l/h;  $V_{emulsion\ 3} = 1.17$  l/h.

$$Sa = k_0^{Sa} + k_1^{Sa} \cdot v_f + k_2^{Sa} \cdot v_c + k_3^{Sa} \cdot \dot{V}_{Emulsion} + k_{12}^{Sa} \cdot v_f \cdot v_c + k_{13}^{Sa} \cdot v_f \cdot \dot{V}_{Emulsion} + k_{23}^{Sa} \cdot v_f \cdot v_c \cdot \dot{V}_{Emulsion} + k_{123}^{Sa} \cdot v_f \cdot v_c \cdot \dot{V}_{Emulsion} \quad (3)$$

where:

$$\begin{aligned} k_0^{Sa} &= 0.562 & k_1^{Sa} &= 5.215 & k_2^{Sa} &= 0.046 & k_3^{Sa} &= -0.356 \\ k_{12}^{Sa} &= -0.105 & k_{13}^{Sa} &= 0.919 & k_{23}^{Sa} &= 4.427 \times 10^{-3} & k_{123}^{Sa} &= -0.014 \end{aligned}$$

and

$$Sq = k_0^{Sq} + k_1^{Sq} \cdot v_f + k_2^{Sq} \cdot v_c + k_3^{Sq} \cdot \dot{V}_{Emulsion} + k_{12}^{Sq} \cdot v_f \cdot v_c + k_{13}^{Sq} \cdot v_f \cdot \dot{V}_{Emulsion} + k_{23}^{Sq} \cdot v_c \cdot \dot{V}_{Emulsion} + k_{123}^{Sq} \cdot v_f \cdot v_c \cdot \dot{V}_{Emulsion} \quad (4)$$

where:

$$\begin{aligned} k_0^{Sq} &= 5.750 & k_1^{Sq} &= -5.230 & k_2^{Sq} &= -0.031 & k_3^{Sq} &= 2.604 \\ k_{12}^{Sq} &= 0.064 & k_{13}^{Sq} &= -3.791 & k_{23}^{Sq} &= -0.028 & k_{123}^{Sq} &= 0.030 \end{aligned}$$

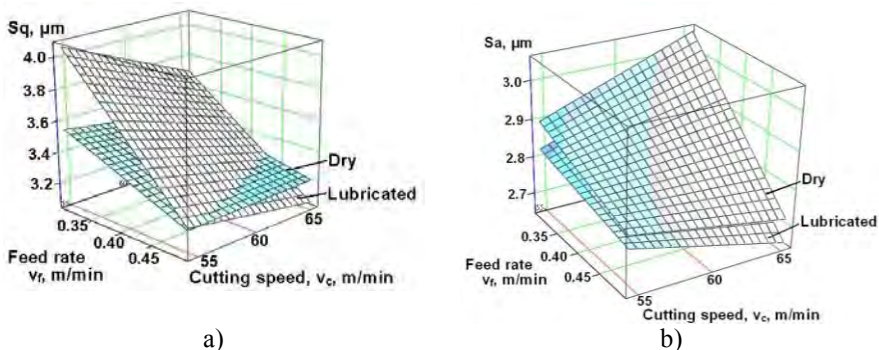


Figure 9 – Comparing of measuring results of amplitude parameters between dry and cooled milling (3D diagram)

The value of —Arithmetic mean height of the surface (**Sa**)” is higher in dry machining than in the case of using minimum volume of coolants and lubricants. However the change of nature of **Sa** and its value and is different in lower and higher feed rates whe changing the cutting speed.

- In case of dry cutting the increase of cutting speed by 20% (from  $v_{c1}$  to  $v_{c2}$ ) caused 5.3% reduction in in the value of **Sa** at the smaller feed rate ( $v_{f1}$ ) while at the larger feed rate ( $v_{f2}$ ) the increase of **Sa** was only 2.7%. In case of applying minimum volume of coolants and lubricants when increasing the cutting speed the value reduction of **Sa** was 5.6% at smaller feed rate ( $v_{f1}$ ) and 3.8%- at higher feed rate  $v_{f2}$ . Consequently almost unchangeable.
- When examamination is done in the function of feed rate from  $v_{f1}$  to  $v_{f2}$  by 66.7% it can be stated that in dry cutting the increase of feed rate caused 9.7% decrease in the value of **Sq** when smaller cutting speed ( $v_{c1}$ ), while 6.0% at higher cutting speed ( $v_{c2}$ ). When using minimum volume of coolants and lubricants the decrease of **Sq** value was 20.9% at  $v_{c1}$  and 17,0% at  $v_{c2}$ .

## 5. CONCLUSIONS

The paper showed how the 3D surface roughness values of milled workpieces are changing in case of environmentally friendly cutting of AISI 1045 steel. Dry milling and milling with high volume coolants ( $V_{emulsion} = 1.17 \text{ l/h}$ ) were examined. The most important conclusions are summarised below:

in case of higher values of feed rate and cutting speed milling, when using minimum volume of coolants and lubricants, showed better - that is smaller - values related to **Sa** and **Sq** parameters.

The smallest values of Sa and Sq parameters could be get when applying the minimum volume of coolants and lubricants at higher cutting speeds and feed rates.

## 6. ACKNOWLEDGEMENTS

–The described work was carried out as part of the TÁMOP-4.2.1.B-10/2/KONV-2010-0001 project in the framework of the New Hungarian Development Plan. The realization of this project is supported by the European Union, co-financed by the European Social Fund.”

This publication was also made in the frame of Hungarian – Polish Intergovernmental S&T Cooperation Programme signed PL-7/2009 (Contract number: TÉT\_10-1-2011-0016), financially supported by NDA and its foreign contractual partner.

**References** 1 Weinert, K.: **Trockenbearbeitung und Minimalmengenschmierung**. Springer Verlag 2000. 2 Dudás, I., Lierath, F., Varga Gy.: **Environment Friendly Technologies in Production Engineering**, Műszaki kiadó, Budapest, 2010, p.: 308 (In Hungarian). 3 Čep, R., Neslušán, M.; Barišič, B.: **Chip Formation Analysis During Hard Turning**, *Strojarstvo*, 2008, vol 50, No. 6, pp.: 337 – 345. 4 Kundrák, J., Mamalis, A.G., Gyáni, K., Et Al.: **Environmentally friendly precision machining**, *Mater Manuf. Process* 21 (1): 29-37 Jan 2006. 5 Szigeti, F., Péter, L., Százvai, A.: **Application of Environmentally Friendly Technology**, *Gépgyártás*, Vol.: XLVII, N.: 2-3., pp.: 35-39., 2007 (In Hungarian). 6 Allen, D., Bauer, D., Bras. B., Gutkowski, T., Murphy, C., Piwonka, T., Sheng, P., Sutherland, J., Thurston, D., and Wolff, E. (2002), **Environmentally Benign Manufacturing: Trends in Europe, Japan and USA.**, *Trans. ASME, J. Manufacturing Science and Engineering*, 124, pp. 908-920. 7 Sheng, P., Dornfeld, D. and Worhach, P. (1995), **Integration Issues in Green Design and Manufacturing**, *Manufacturing Review*, Vol. 8, No. 2, pp. 95-105. 8 Dornfeld, D., Lee, Dae-Eun: **Precision Manufacturing**, Springer, 2008, p.: 785, ISBN 978-0-387-32467-8. 9 Astakhov V.P.: **Cutting Fluids (Coolants) and Their Application in Deep-Hole Machining**, <http://viktorastakhov.tripod.com/DH/coolant.pdf>. 10 Wahyudi, K. Sato and A. Shimokohbe: **New Practical Control of Point-To-Point Positioning Systems: Roubustness Evaluation**, 10th International Conference on Precision Engineering (ICPE), pp.: 774-778 (2001). 11 N.N.: BRC. Contract No 3374/1/0/170/90/2, **An integrated approach to 3D surface measurement**, University of Birmingham and L'Ecole Centrale de Lyon. 12 Stout, K. J.: **The three dimensions surface topography: measurement, interpretation and applications** Penton Press London, 1994. 13 Stout, K. J., Jiang, X.Q. and Blunt, L.: **Surface characterisation – its history and future**, *Proceedings of the Fourth International Symposium on Measurement Technology and Intelligent Instruments*, Miskolc-Lillafüred, Hungary, September 2-4, 1998, 14-21. 14 Stout, K. J., Sullivan, P. J., Dong, W. P., Mainsah, E., Luo, N., Mathia, T. and Zahyouani, H.: **The development of methods for the characterisation of roughness in three dimensions**, (1993), (Commission of the European Communities). 15 <http://zeus.plm.sc.psu.edu/~manias/MatSc597/roughness/definitions.html> (June 24, 2012). 16 Blunt, L., Jiang, X.: **Advanced Techniques for Assessment Surface Topography, Development of a Basis for 3D Surface Texture Standards „SURFSTAND”**, Kogan Page Science, London and Sterling, VA, 2003, p.: 355, ISBN 1 9039 9611 2, 17 <http://www.digitalsurf.fr/en/guide3dparam.html> (May 08, 2012) 18 Molnár, V., Kundrák, J.: **Comparison of hard machining procedures on material removal rate**, *Hungarian Journal of Industrial Chemistry, Veszprém*, 2011/39. pp.: 219-224.

*Поступила в редколлегию 15.06.2012*

А.С. Верещака, д-р техн. наук, Д.Н. Клауч, канд. техн. наук,  
М.Е. Кушева, канд. техн. наук, А.А. Верещака, канд. техн. наук.,  
А.А. Козлов, Д.Н. Лыткин, К.В. Крючков, Москва Россия

## **ВЫСОКОЭФФЕКТИВНЫЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ ДЛЯ РЕЗАНИЯ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ**

*В роботі розглянуті сучасні тенденції вдосконалення ріжучих інструментів з твердих сплавів. Представлені приклади підвищення їх ефективності різними технологічними методами при різанні важкооброблюваних матеріалів.*

*Ключові слова: функціональні покриття, твердосплавний інструмент, властивості і структура, ріжучі властивості, різання.*

*В работе рассмотрены современные тенденции совершенствования режущих инструментов из твердых сплавов. Представлены примеры повышения их эффективности различными технологическими методами при резании труднообрабатываемых материалов.*

*Ключевые слова: функциональные покрытия, твердосплавный инструмент, свойства и структура, режущие свойства, резание.*

*In this paper the trends of carbide cutting tools perfection are observed. Examples of their efficiency improve by various technological methods at cutting of hard-to-machining materials are presented.*

### **1. Введение**

Наиболее серьезной проблемой технологического развития современного машиностроения является необходимость обеспечения постоянного соответствия между свойствами новых конструкционных материалов подлежащих механической обработке и все более ужесточающимися условиями эксплуатации изделий из таких материалов. Чаще всего наиболее слабым звеном системы «материал - рабочая среда», определяющим допустимые условия эксплуатации и ресурс всей системы, является инструментальный материал, что предопределяет высокую значимость разработки методов и технологий модификации его свойств.

Основным инструментальным материалом при резании труднообрабатываемых материалов является твердый сплав. Несмотря на то, что за последние десятилетия ведущими производителями твердосплавного инструмента разработаны новые марки твердых сплавов для резания труднообрабатываемых материалов на основе мелко- и ультрамелкодисперсных твердых сплавов, а также сплавов с многослойно-композиционными покрытиями и связками повышенной термостойкости, однако проблема низкой эффективно-

сти твердосплавного инструмента при резании труднообрабатываемых материалов остается весьма острой. В этой связи чрезвычайно актуальным является повышение эффективности инструмента при резании труднообрабатываемых материалов путем создания твердых сплавов с более высоким уровнем физико-механических и режущих свойств.

## *2. Задачи и методика исследования*

### *2.1. Твердые сплавы со связками повышенной жаропрочности.*

С учетом особенностей механизма отказа твердосплавного инструмента при резании труднообрабатываемых материалов связанных с температурным разупрочнением кобальтовой связки, повышение режущих свойств инструмента осуществляли путем создания ультрадисперсного композиционного твердого сплава со связкой повышенной жаропрочности и наноструктурированным покрытием, имеющим многослойно-композиционную архитектуру [1-5].

Особое внимание уделяли разработке твердосплавного субстрата, от структуры и свойств которого существенно зависят не только условия формирования и свойства наноструктурированных многослойно-композиционных покрытий и композиции «сплав-покрытие» в целом [1,3,5], но и способность инструмента с покрытием сопротивляться тепловым отказам. Использовали технологию приготовления исходной смеси и спекания сплава позволяющие: • эффективно тормозить коагуляцию зерен при нагреве инструмента при температурах резания; • повысить плотность и равномерность распределения компонентов сплава по объему сменной многогранной пластины (СМП); • обеспечить однородность карбидных зерен (WC, TiC, TaC) по размерам и форме [5].

Так как связка твердого сплава является слабым звеном системы «твердый сплав», а при резании труднообрабатываемых материалов одной из основных причин отказа твердосплавного инструмента является температурное разупрочнение кобальтовой связки и последующая потеря пластической прочности инструмента [1,6], то одним из основных средств улучшения свойств твердосплавного субстрата являлось легирование кобальтовой связки тугоплавкими металлами с низкими карбидообразующими свойствами. К таким металлам относится рений (Re), имеющий повышенную жаропрочность, низкую карбидообразующую способность, который был выбран основным легирующим элементов для повышения жаропрочности кобальтовой связки.

Установлено, что легирование рением, обладающего повышенной температурой плавления и рекристаллизации, высоким модулем упругости, прочностными и пластическими свойствами близкими к свойствам кобальта. Очень важным является и тот факт, что рений сохраняет высокий уровень



свойств при повышенных температурах и отвечает ряду требований, предъявляемых к легирующим добавкам - не образует устойчивых карбидов, а при взаимодействии с кобальтом образует непрерывный ряд твердых растворов.

Проведенные исследования показали [5], что введение рения в кобальтовую связку сплавов WC-Co повышает их сопротивление окислению при нагреве на воздухе до 950 °С, причем максимальную сопротивляемость окислению наблюдали у сплава ВРК15, жаростойкость которого в 2 раза превысила соответствующий параметр стандартного сплава WC-Co с эквивалентным содержанием связки. Установлено также оптимальное соотношение Re/Co в связке сплава WC-Co, что, в свою очередь, позволило получить требуемое соотношение свойств разрабатываемого твердого сплава. Наиболее перспективными в группе сплавов WC-(Co,Re) оказались марки ВРК-12, ВРК-13 и ВРК-15, содержащие 3, 6 и 9 (%.объем) рения.

Исследования прочностных свойств сплавов WC-(Co,Re) показали, что они обладают высокой твердостью и сохраняют высокую прочность при повышенных температурах. Предварительные аттестационные исследования режущих свойств инструмента, оснащенного СМП из сплава WC-(Co,Re) показали, что такие инструменты имеют повышенное время наработки на отказ (стойкость), в 4-4,5 раза превышающее соответствующий показатель для инструмента, оснащенного СМП из сплавов ВК10-ОМ и ВК10-ХОМ, на операциях чернового и получистового точения труднообрабатываемых материалов.

## *2.2. Слоисто-композиционные инструментальные материалы*

Рассмотрены два типа слоисто-композиционных материалов на основе трехкомпонентной композиции «твердый сплав - керамика - многослойно-композиционное покрытие» (ВКК), у которой каждый из компонентов выполняет определенные функции (рис.1), а также двухкомпонентной композиции «твердый сплав-КНБ» (ТС-КНБ) (рис.2).

При разработке **ВКК** особое внимание уделяли выбору материалов керамического слоя и субстрата (твердого сплава) [7]. Такой выбор весьма ограничен вследствие необходимости соблюдения требований совместимости термомеханических характеристик соединяемых слоев (коэффициенты термического расширения, модули упругости и т.д) [7]. Прочное соединению межфазных границ слоев является одним из важнейших условий нормального функционирования инструмента из **ВКК**. При разработке **ВКК** предпочтение отдавали технологии формирования границ раздела фаз с диффузионным слоем. Для проведения детальных исследований были выбраны следующие сочетание элементов **ВКК**: субстрат (слой 1) на основе твердого сплава - WC-TaC-Co с ультрадисперсной структурой, керамический слой 2 на основе сложной композиции ( $Al_2O_3$ -AlN,  $Si_3N_4$ , TiC,  $Y_2O_3$ ) и слой 3 в виде наност-

руктурированного многослойно-композиционного покрытия (см. рис.1) на основе систем  $\text{Ti-TiN}-(\text{Ti,Al})\text{N}$ ,  $\text{Ti-TiN}-(\text{Ti,Cr,Al})\text{N}$ ;  $\text{Zr}-(\text{Zr,Cr})\text{N}-(\text{Zr,Cr,Al})\text{N}$  [6,8].

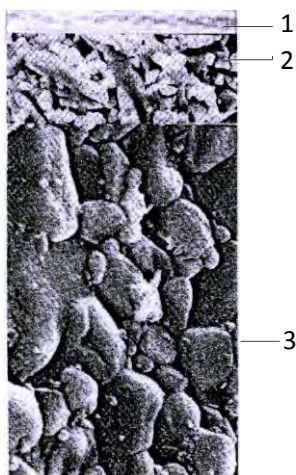


Рисунок 1 – Концептуальная схема архитектуры высокопрочной композиционной керамики (**ВКК**) с наноструктурированным многослойно-композиционным покрытием:

1- многослойно-композиционное наноструктурированное покрытие, которое обеспечивает: - «залечивание» поверхностных дефектов керамического слоя 2; - благоприятно направленную трансформацию контактных процессов; повышение сопротивляемости слоя 2 макро – и микро хрупкому разрушению; 2 – керамический слой, обеспечивающий: - повышение сопротивляемости **ВКК** термодиффузии, коррозии и высокотемпературному разрушению; - повышение твердости, теплостойкости и износостойкости **ВКК**; 3 - твердосплавный субстрат обеспечивающий: - высокую прочность в объеме геометрического тела СМП из **ВКК**; - повышение эксплуатационной надежности инструмента, оснащенного СМП из **ВКК**.

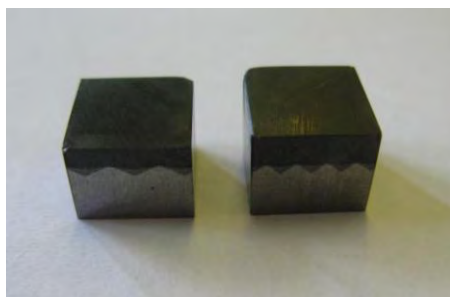


Рисунок 2 – Стандартная вставка оснащенная эльбором-Р (а) и опытные двухслойные пластины (б): 1 –слой КНБ; 2 – твердосплавный субстрат (WC-TaC-Co)-КНБ

Для формирования покрытий на СМП из ультрадисперсных твердосплавных субстратов использовали инновационные процессы фильтруемого вакуумно-дугового осаждения (**ФВДО**), который является модернизированной разновидностью процесса физического осаждения покрытий, получивших наименование КИБ-MeVVA (Metal Vapor Vacuum Arc) [8].

Покрyтия наносили на СМП при использовании вакуумно-дуговой установки ВИТ-2 при оптимальном сочетании основных факторов процесса **ФВДО**.

Двухкомпонентный композит **ТС-КНБ** формировали при следующей последовательности: - предварительное спекание смеси ультрадисперсных порошков WC, TaC и Co (слой 2, рис. 2,а), - нанесение адгезионно-демпфирующего подслоя; - синтез слоя из кубического нитрида бора (слой 1, рис.2,б).

### 2.3. Методика исследований.

Объектом исследования служили СМП квадратной формы SNUN и SNUA из ультрадисперсного твердого сплава на основе карбида вольфрама с кобальто-рениевой связкой WC-(Co,Re) (сплавы **ВРК**) и наноструктурированными многослойно-композиционными функциональными покрытиями, а также из ВКК.

Для исследований различных свойств твердого сплава **ВРК** и композита **ВКК** с покрытием была изготовлена опытная партия сменных многогранных пластин (СМП) формы 03111-0363 по ГОСТ 19041 (форма SNUN по стандарту ISO 120408) без отверстия с  $r = 0,8$  мм. Для сравнения различных свойств разрабатываемых **ВКК** с покрытием со свойствами стандартных марок твердых сплавов и РК использовали также СМП из мелкозернистого твердого сплава ВК6-М, оксидной РК ВО-13 и HS2 (ФРГ), оксидно-карбидной РК ВОК-71.

Партии СМП разделяли на группы, одна из которых была использована для проведения исследований по оценке физико-механических и кристаллохимических свойств, другая - для оценки режущих свойств.

Используемые СМП из различных инструментальных материалов при закреплении в резцедержатель (ГОСТ 20872-80 и 19058-80) обеспечивали следующие значения геометрических параметров режущей части:  $\gamma = -10^0$ ;  $\alpha = 6-8^0$ ;  $\varphi = \varphi_1 = 45^0$ ;  $\lambda = 0^0$ .

Исследования режущих свойств СМП проводили при продольном ( $D_3 = 160$  мм,  $L = 400$  мм) и поперечном ( $D_n = 350$  мм;  $D_b = 100$  мм) точении стали 45 и закаленной стали 50Г (HRC 58), вольфрама, никелевых сплавов на универсальном токарном станке 16К20 при  $v = 80-350$  м/мин;  $S = 0,1-0,25$  мм/об;  $t = 0,5-1,0$  мм.

Испытаний двухкомпонентного композита **ТС-КНБ** проводили по специальной методике.

### 3. Наноструктурированные многослойно-композиционные покрытия

В соответствии с концепцией функциональное покрытие для режущего инструмента [1,6], должно обладать многослойно-композиционной архитектурой, содержащей несколько слоев различного функционального назначения (рис.3) : 1 - наружный износостойкий слой, непосредственно контактирующий с обрабатываемым материалом, с основной функцией по снижению физико-химической активности инструментального материала по отношению к обрабатываемому; 2 - промежуточный (переходный) слой, который может выполнять несколько различных функций, например, служить барьером тепловым потокам и диффузии между контактной областью при резании и инструментальным материалом, нивелировать разницу в кристаллохимических свойствах наружного и адгезионного слоев для поддержания высокой прочности адгезии между ними; иметь сенсорные свойства для мониторинга изменений температуры резания или уровня термомеханических напряжений возникающих на контактных площадках инструмента; 3 - адгезионный подслой обеспечивает прочную адгезию между покрытием и инструментальным материалом (см.рис.3).

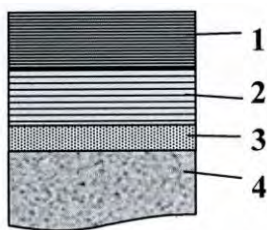


Рисунок 3 – Принципиальная схема трех-  
слойного многослойно-композиционного  
покрытия:

1- износостойкий слой с функцией снижения адгезии инструментального материала по отношению к обрабатываемому; 2 – промежуточный слой с барьерными и другими функциями; 3 - адгезионный подслой, обеспечивающий высокую прочность адгезионной связи между покрытием и твердосплавным субстратом

Для оценки состава наружного слоя необходим выбор модели изнашивания режущего инструмента. При выборе модели изнашивания твердосплавного режущего инструмента было принято допущение, что основным механизмом изнашивания твердосплавного инструмента является адгезионно-усталостный износ. В соответствии с таким подходом минимизация адгезионно-усталостного изнашивания инструмента достигается при минимуме теряемой массы инструментального материала  $Ma \rightarrow \min$ :

$$Ma = K_a \cdot \rho \cdot F_a (J \cdot \sigma_a / \sigma_p), \quad (1)$$

где  $K_a$  – коэффициент адгезии (объемный);  $\rho$  – плотность инструментального материала;  $J$  - интенсивность схватывания;  $\sigma_a$  – прочность связей в узлах схватывания;  $\sigma_p$  – сопротивляемость инструментального материала разрушению. Причем, интенсивность схватывания можно оценить, используя зависимость:

$$J = (N_T + N_M) F_a \quad (2)$$

где  $F_a$  – номинальная площадь контакта;  $N_T$ ,  $N_M$  – число активных центров на единицу площади контакта, соответственно при термическом и механическом активировании. Величину  $N_T$  можно оценить по формуле

$$N_T = \nu \cdot T \cdot e^{-Q_T/K\theta} \quad (3)$$

где  $\nu$  – частота собственных валентных колебаний атомов;  $T$  – время;  $Q_T$  – энергия термической активации;  $K$  – постоянная Больцмана;  $\theta$  – абсолютная температура. Величину  $N_M$  можно также установить при использовании следующей зависимости:

$$N_M = \rho_l \cdot S \cdot b, \quad (4)$$

где  $\rho_l$  – плотность дислокаций;  $S$  – средняя длина пробега дислокации;  $b$  – вектор Бюргерса.

Скорость движения дислокаций можно оценить по формуле:

$$V_d = S \cdot \tau^n \quad (5)$$

где  $\tau$  – напряжение;  $n$  – показатель степени, зависящий от твердости материала.

По формулам (1) – (5) оценивали степень влияния факторов, оказывающих влияние на склонность инструментального материала (материала покрытия) и обрабатываемого материала к адгезии. Эта склонность будет возрастать при следующих условиях: – при увеличении температуры (до момента начала интенсивного окисления и разупрочнения мостиков адгезии); – при увеличении частоты собственных колебаний валентных атомов, которая коррелирует со статистическим весом атомов наиболее стабильных электронных конфигураций (СВАК); – при росте подвижности дислокаций  $V_d$ , которая обратно пропорциональна твердости инструментального материала (покрытия).

Термическую составляющую схватывания оценивают по температуре плавления вещества (соединения):

$$N_T = C \cdot T^{\theta/\theta_{nl}} \quad (6)$$

где  $C$  – постоянная;  $\theta$  – абсолютная температура;  $\theta_{nl}$  – температура плавления вещества.

При оптимальном составе наружного слоя многослойно-композиционного покрытия достигается соблюдение условия  $Ma \rightarrow \min$ .

Анализ зависимостей (1-6) позволяет констатировать, что при выборе материала износостойкого слоя многослойно-композиционного покрытия при принятом допущении о превалирующем влиянии адгезионно-усталостных процессов на изнашивание твердосплавного инструмента, предпочтение следует отдавать твердым тугоплавким соединениям, содержащим максимальное количества СВАКов устойчивых конфигураций типа  $sp^3$  (материалы с пре-

имущественно металлическими связями),  $s^2p^6$  (материалы со смешанными типами связи) и  $d^5$  (материалы с ковалентными и ионными связями).

Нанесение композиционно-многослойных покрытий в соответствии с разработанной концепцией производили на установке ВИТ-2, разработанной МГТУ «СТАНКИН» и научно-производственной компанией «Фирма ЭКОТЕК» [2,6]. Установка ВИТ-2 позволяет реализовывать инновационные процессы фильтруемого вакуумно-дугового осаждения (**ФВДО**) для синтеза многослойно-композиционных наноструктурированных функциональных покрытий на рабочих поверхностях любых типов режущих инструментов.

На следующем этапе была проведена процедура оптимизации основных технологических параметров **ФВДО**, которые оказывают существенное влияние на свойства покрытий. К таким параметрам были отнесены - давление реакционного газа (азота)  $p_N$ , напряжение смещения  $U_C$  на инструменте (при конденсации покрытия) и ток дуги  $I_{Ti}$  при осаждении титана [6]. В качестве критериев оценки оптимальности параметров процесс синтеза покрытия были выбраны: стойкость инструмента  $T$  (время наработки инструмента на отказ), оснащенного сменными многогранными пластинами (СМП) при предельном значении фаски износа задней поверхности твердосплавной  $h_3$ .

Информацию об управляющих воздействиях изображали в виде многофакторного плана эксперимента. План состоял из совокупности всех возможных комбинаций управляющих факторов процесса осаждения покрытий  $I, p$  и  $U$ , которые одновременно варьировали на двух или более уровнях.

Математическая модель, устанавливающая связи между наиболее значимыми параметрами вакуумно-дугового процесса  $I, p, U$  и стойкостью инструмента  $T$ , оснащенного СМП из ВРК-13 с покрытием Ti-TiN-TiAlN применительно к продольному точению стали 45 НВ 200 с  $t=1,0$  мм;  $S=0,3$  мм/об и  $v=150$  м/мин имеет следующий вид:

$$T = 2,39 \cdot I_{Ti}^{-8,60} \cdot p_N^{-3,29} \cdot U_C^{-0,33} \exp(8,26 \cdot 10^{-2} I_{Ti} + 13,7 p_N + 7,88 \cdot 10^{-3} U_C) \quad (7)$$

где  $T$  – стойкость инструмента, мин.

Зависимость (7) была использована как целевая функция для процедуры оптимизации параметров процесса синтеза износостойкого слоя многослойно-композиционного покрытия Ti-TiN-(Ti,Al)N. Аналогичная методика оптимизации параметров синтеза проведена при получении покрытий других составов, например Zr-ZrN-(Zr,Cr)N, Ti-TiN-(Ti,Cr,Al)N.

Исследовали основные параметры покрытий – микротвердость, толщину, прочность адгезии системы «покрытие-субстрат», морфологию поверхности, а также контролировали состав композиционного слоя (Ti,Cr,Al) [6].

В табл. 1 показаны основные параметры слоев и субслоев многослойно-композиционного покрытия, а на рис. 4 и 5 морфология поверхности и структура поверхностного слоя 1 (см. рис 3).

Анализ данных в таблицы 1 и рис 4, 5 позволяет отметить следующее.

Износостойкий слой (Ti,Cr,Al)N имеет супермногослойную архитектуру с толщиной субслоев порядка 15-25 нм. Среднее значение содержания Ti, Cr и Al в (Ti,Cr,Al)N-слое составило соответственно 0,35:0,35:0,30. (Ti,Cr,Al)N-слой имеет столбчатую структуру, ориентированную перпендикулярно плоскости подслоя (2) (Ti,Cr)N. Толщина субслоев промежуточного TiN-слоя также составляет порядка 25 нм, что позволяет классифицировать многослойно-композиционное покрытие как наноструктурированное [6,8].

Таблица 1 – Архитектура и параметры износостойкого комплекса на основе системы Ti-TiN-(Ti,Cr,Al)N

| Архитектура элементов многослойно-композиционного покрытия Ti-TiN-(Ti,Cr,Al)N | Состав, %, толщина                               | Микротвердость* | Прочность адгезии**, $P_{\text{крит}}$ , Н |
|-------------------------------------------------------------------------------|--------------------------------------------------|-----------------|--------------------------------------------|
| Адгезионный подслой Ti (монослойный)                                          | $h_a = 0, 1$ мкм                                 | -               | -                                          |
| Износостойкий слой TiAlN (многослойный)                                       | 50%Ti-50%Al;<br>$h_u = 2,0$ мкм<br>$h_c = 25$ нм | 3200            | 120                                        |
| Промежуточный слой TiN (многослойный)                                         | $h_n = 1,8$ мкм<br>$h_c = 15$ нм                 | -               | -                                          |

$h_a$  – толщина адгезионного подслоя;  $h_u, h_n$  – толщина износостойкого и промежуточного слоев;  $h_c$  – толщина субслоев износостойкого и промежуточного слоев; \* - значение микротвердости получено на наноиндентометре с поверхности образца; \*\* -  $P_{\text{крит}}$  - критическое значению усилия, прилагаемого к скрайбирующему (царапывающему) индентору, при котором происходит разрушение покрытия вдоль царапины .

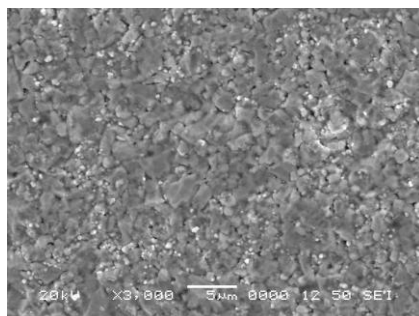
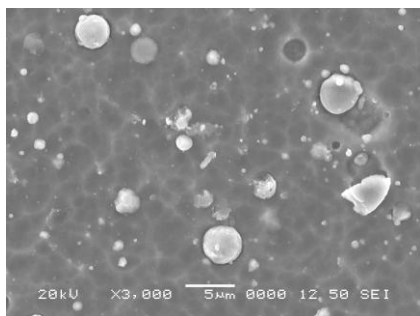


Рисунок 4 – Морфология поверхностного износостойкого слоя (1) (Ti,Cr,Al)N многослойно-композиционного покрытия Ti-TiN-(Ti,Cr,Al)N, получено при использовании параметров осаждения  $U_C = 130$  В,  $p_N = 0,28$  Па и  $I_{TГ} = 90$  А:

а – покрытие полученное при использовании стандартной технологии КИБ-МеVVA; б – покрытие, полученное при использовании процесса ФВДО.

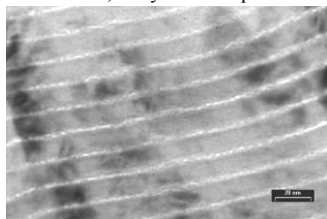


Рисунок 5 – Структура поверхностного износостойкого слоя (1) (Ti,Cr,Al)N многослойно-композиционного покрытия Ti - (Ti,Cr)N - (Ti,Cr,Al)N

#### 4. Исследование режущих свойств инструмента, оснащенного СМП с разработанными покрытиями

##### 4.1. Режущие свойства пластин ВРК

Проведенные исследования по выбору оптимальных свойств твердого сплава WC-(Co,Re), обеспечивающих максимальную эффективность функционирования покрытия, позволили установить оптимальное соотношение между параметрами твердосплавного субстрата и покрытия. Таким образом, в качестве субстрата с оптимальными свойствами был выбран сплав ВРК-13, имеющий более высокую прочности при изгибе по сравнению со сплавом ВРК-15. На партию СМП из этого сплав было нанесено многослойно-композиционные покрытия различного состава при использовании технологии **ФВДО** на установке ВИТ-2.

Исследования режущих свойств СМП из различных твердых сплавов проведены при продольном и поперечном точении стали 45 ( $c_t = 1,0$  мм;  $S = 0,3$  мм/об;  $v = 35-270$  м/мин) и сплава ХН77ТЮР ( $c_t = 1,0$  мм;  $S = 0,15$  мм/об;  $v = 35-50$  м/мин). Сравнение режущих свойств СМП из (ВРК-13) - Ti-TiN-



(Ti,Cr,Al)N производили с соответствующим параметром СМП из (BK10-XOM) - Ti-TiN-(Ti,Cr,Al)N, что было обусловлено широким применением сплава BK10-XOM для обработки резанием труднообрабатываемым материалов. Критерием износа служило предельное значение фаски изнашивания задней поверхности  $h_3=0,4-0,5$  мм, по которому определяли время наработки инструмента на отказ (стойкость)  $T$ .

На рис. 6 и 7 приведена соответствующе зависимость износа задней поверхности  $h_3$  СМП из ВРК13 от времени резания при точении стали сплава ХН77ТЮР.

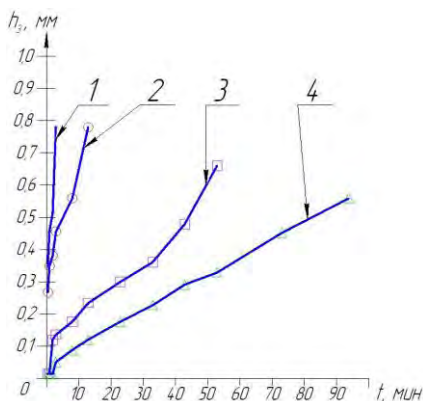


Рисунок 6 – Зависимость износа задней поверхности  $h_3$  твердосплавных СМП от времени резания при точении стали 45 с  $t = 1,0$  мм;  $S = 0,3$  мм/об;  $v = 150$  м/мин:  
1-BK10-XOM; 2-BPK-13; 3-(BK10-XOM)-Ti-TiN-(Ti,Al)N  
4-(BPK-13)-Ti-TiN-(Ti,Al)N

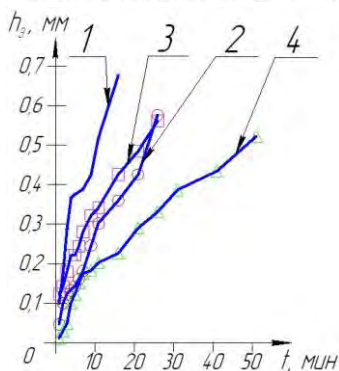


Рисунок 7 – Зависимость износа задней поверхности  $h_3$  твердосплавных СМП от времени резания при точении сплава ХН77ТЮР с  $t=1,0$  мм;  $S=0,15$  мм/об;  $v= 50$  м/мин:  
1-BK10XOM; 2-BPK-13; 3-(BK10-XOM)-Ti-TiN-(Ti,Al)N; 4-(BPK-13)-Ti-TiN-(Ti,Al)N

Анализ кинетики изнашивания твердосплавных СМП в зависимости от времени резания, представленных на рис.6 и 7 позволяет отметить следующее.

1. Лучшие результаты при точении стали 45 обеспечивали резцы, оснащенные пластинами ВРК-13 с композиционно-многослойным покрытием Ti-TiN-(Ti,Cr,Al)N, которые существенно превосходили стойкость контрольных

пластин ВРК-13 и ВК10-ХОМ без покрытия, в 1,9 раза превосходили стойкость пластин (ВК10-ХОМ) -  $\text{Ti}-(\text{Ti}, \text{Cr}, \text{Al})\text{N}-\text{TiN}$  в исследованном диапазоне условий обработки.

2. При точении жаропрочного сплава ХН77ТЮР резцы, оснащенные пластинами (ВРК-13)- $\text{Ti}-\text{TiN}-(\text{Ti}, \text{Cr}, \text{Al})\text{N}$ , имели стойкость в 2,2 раза выше стойкости контрольных пластин (ВК10-ХОМ)- $\text{Ti}-\text{TiN}-(\text{Ti}, \text{Cr}, \text{Al})\text{N}$  и более чем в 4 раза стойкость контрольных пластин ВК10-ХОМ без покрытия.

3. Изнашивание СМП (ВРК-13)- $\text{Ti}-\text{TiN}-(\text{Ti}, \text{Cr}, \text{Al})\text{N}$  характеризовалось практически полным отсутствием пластического изменения формы режущей части СМП, отсутствием трещинообразования в покрытиях и сохранением покрытий на контактных площадках СМП практически до критического значения фаски износа задней поверхности.

Таким образом, сплавы ВРК-13 [ $\text{WC}-(\text{Co}, \text{Re})$ ] с наноструктурированным покрытием  $\text{Ti}-\text{TiN}-(\text{Ti}, \text{Cr}, \text{Al})\text{N}$  существенно превосходят сплавы ВК10-ХОМ при точении сплава ХН77ТЮР не только по износостойкости, но и по возможности лучше сопротивляться пластическому изменению формы режущей части СМП, что объясняет большую долговечность работы покрытия на контактных площадках передней и задней поверхностей СМП и позволяет констатировать большую продолжительность сохранения положительных эффектов покрытий.

*4.2. Режущие свойства инструмента, оснащенного СМП из слоистых композитов ВКК.*

Результаты исследования режущих свойств инструмента, оснащенного СМП из различных инструментальных материалов и разрабатываемой ВКК при поперечном точении заготовок из стали 45 в (HRC 42-45) представлены в таблице 2.

Как видно из представленных данных наиболее высокие режущие свойства при точении с переменной скоростью резания (поперечное точение) обеспечивали СМП из ВКК с наноструктурированным покрытием при сухом резании ( $K_{\text{ст}} = 9,78$ ) по сравнению с инструментом из стандартных типов керамики (ВО-13, ВОК-71, НС2) и твердого сплава (ВК6-М) и особенно при резании с подачей ИГС ( $K_{\text{ст}} = 11,7$ ), в том числе и по сравнению с инструментом из твердого сплава ВК6-М с наноструктурированным покрытием при подаче в зону обработки ИГС (см. табл.4).

Инструменты, оснащенные СМП из **ВКК** с наноструктурированным покрытием обеспечивали существенное повышение стойкости (более 2-х раз) по отношению к стойкости СМП из **ВКК** без покрытия не только при использовании системы с подачей ИГС, но и при сухом резании (см. табл 2).

Таблица 2 – Результаты сравнительных исследований режущих свойств ВКК

| Инструментальный материал        | Показатели режущих свойств различных СМП при $h_3=0,25$ мм с $v$ от 270 до 80 м/мин; $S=0,1$ мм/об; $t=0,5$ мм. |                                |
|----------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------|--------------------------------|
|                                  | Время резания, мин                                                                                              | Коэффициент стойкости $K_{ст}$ |
| ВК6-М                            | 1,22                                                                                                            | 1                              |
| ВК6-М*                           | 1,24                                                                                                            | 1,03                           |
| ВК6-М-[Ti-(Ti,Al)N-(Ti,Cr,Al)N*] | 2,8                                                                                                             | 2,3                            |
| ВО-13                            | 2,8                                                                                                             | 2,3                            |
| ВОК-71                           | 2,6                                                                                                             | 2,13                           |
| НС2 (РК, ФРГ)                    | 4,5                                                                                                             | 3,69                           |
| ВКК                              | 5,3                                                                                                             | 4,34                           |
| ВКК-Ti-(Ti,Al)N-(Ti,Cr,Al)N      | 8,0                                                                                                             | 9,78                           |
| ВКК-Ti-(Ti,Al)N-(Ti,Cr,Al)N*     | 9,6                                                                                                             | 11,7                           |

\*- исследования при подаче в зону обработки ионизированной газовой среды (ИГС).

Проведены также исследования режущих свойств инструмента, оснащенного СМП из **ВКК** при продольном точении закаленной стали 50Г (HRC 58), результаты которых представлены на рис.8.

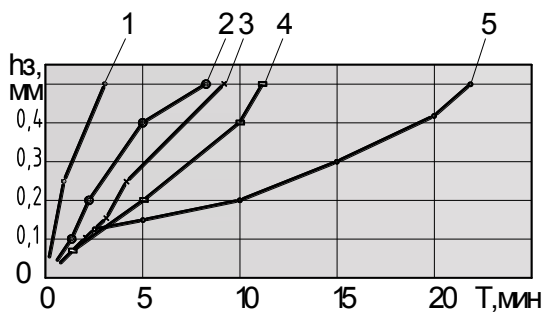


Рисунок 8 – Зависимость величины фаски износа задней поверхности инструмента  $h_3$ , оснащенного СМП из различных инструментальных материалов, от времени резания  $T$  при различных условиях продольного точения стали 50 Г (HRC 58) с  $v=340$  м/мин;  $S=0,15$  мм/об;  $t=0,5$  мм:

- 1- СМП из ВК6-М при сухой обработке; 2 - СМП из ВК6-М – Ti-(Ti,Al)N-(Ti,Cr,Al)N при использовании ИГС; 3- СМП из ВОК-71 при сухой обработке; 4 - СМП из **ВКК** при сухой обработке; 5 – **ВКК**- Ti-(Ti,Al)N-(Ti,Cr,Al)N при использовании ИГС.

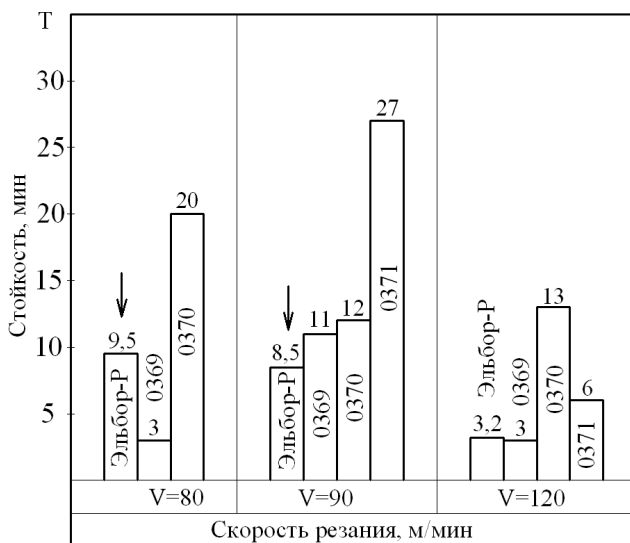


Рисунок 9 – Влияние скорости резания на стойкость пластин «ТС-КНБ» при точении стали P12 HRC 63 с  $S = 0,07$  мм/об;  $t = 0,2$  мм

#### 4.3. Режущие свойства двухкомпонентного композита «твердый сплав - КНБ»

Исследования проводили при обработке заготовок из вольфрама ( $D=65$  мм,  $L=200$  мм) и термообработанной быстрорежущей стали P12 с твердостью HRC 63 ( $D = 85, 300$  мм) при  $v = 60 - 120$  м/мин,  $S = 0,07$  мм/об,  $t = 0,2$  мм.

Результаты исследований представлены на рис.9.

Анализ результатов исследований режущих свойств опытных четырехгранных пластин 0369, 0370, 0371 из «ТС-КНБ» при продольном точении закаленной стали P9 HRC 63 позволил установить следующее:

- при точении инструментом, оснащенным стандартными пластинами «Эльбор-Р» изнашивание задней поверхности сопровождалось хрупкими сколами и выкрашиванием режущей кромки, наблюдались периодически возникающие вибрации;
- отмечено, что при износе  $h_3$  более 0,2 мм пластин «Эльбор-Р» резко увеличивается шероховатость обработанной поверхности;
- установлено, что процесс резания при использовании инструмента, оснащенного опытными пластинами ТС-КНБ (0369, 0370, 0371), осуществлялся достаточно стабильно, без заметных вибраций, сколов и выкрашиваний режущей части пластин не обнаружено.

Эксперименты по оценке режущих свойств опытных пластин ТС-КНБ при точении вольфрама в сравнении с режущими свойствами стандартных пластин «Эльбор-Р» с  $V = 18$  и  $35$  м/мин;  $S = 0,07$  мм/об;  $t = 0,2$  мм показали, что при предельном износе  $h_3=0,3$  мм:

- стойкость инструмента, оснащенного пластинами Эльбором-Р, соответственно составила 8,5 мин и 1-1,2 мин;
- стойкость инструмента, оснащенного опытными пластинами *ТС-КНБ* (0371) соответственно составила 0,7 – 0,8 мин и 0,3-0,4 мин.

Таким образом, опытные пластины из двухслойного композита *ТС-КНБ* по режущим свойствам существенно превосходили соответствующие свойства стандартных пластин «Эльбор-Р».

#### *Заключение*

В работе показана возможность повышения эффективности резания труднообрабатываемых материалов путем применения инновационных инструментальных материалов слоисто-композиционного типа с наноразмерными многослойно-композиционными покрытиями и твердых сплавов имеющих жаропрочную кобальт-рениевую связку и композиционно-многослойным покрытие с нанодисперсной структурой. Эффект повышения стойкости достигался за счет лучшей сопротивляемости кобальт-рениевого твердого сплава термомеханическому разрушению и изнашиванию при повышенных температурах.

Среди существующих принципов создания функциональных покрытий различного назначения наиболее перспективной является концепция многослойной архитектуры, так как подобные покрытия способны удовлетворять гамме противоречивых требований к инструментальному материалу, в частности обеспечивают максимальное снижение интенсивности изнашивания инструмента в различных условиях обработки при одновременном снижении термомеханических напряжений приводящих к такому изнашиванию.

Для синтеза покрытий использован процесс *фильтруемого вакуумно-дугового осаждения (ФВДО)* и опытная технология на его основе для эффективной подготовки поверхности и нанесения наноструктурированных покрытий многослойной сложно-композиционной архитектуры на твердые сплавы WC-(Co,Re). Разработаны математические модели процесса *ФВДО*, позволяющие оптимизировать численные значения основных параметров технологии осаждения - давление рабочего газа, величины катодного тока и напряжения смещения.

**Список использованных источников:** 1. *Верещака А.С.* Работоспособность режущего инструмента с износостойким покрытием – М.; Машиностроение, 1993. С.368. 2. *Верещака А.С.* Некоторые методологические принципы создания функциональных покрытий для режущих инструментов. В кн. «Современные технологии в машиностроении», - Харьков: НТУ «ХПИ», 2007. С. 210-231. 3. Исследование структуры и свойств твердых сплавов на основе карбида вольфрама со связкой, содержащей рений, испытания сплавов в производственных условиях (отчет), тема №19-76-044, ВНИИТС, *Чапорова И.Н., Кудряцева Н.А.*, Москва, 1979. 4. *Иютина И.А., Куприна В.В., Соколовская Е.М., Спасов И.А.* Исследование и применение сплавов рения – сборник, М., 1975. 5. *Фальковский В.А.* Твердые сплавы. /В.А.Фальковский, Л.И.Клячко //Издательский дом «Руда и металлы», 2005. 416 с. 6. *Верещака А.С., Верещака А.А.* Повышение эффективности инструмента путем управления составом, структурой и свойствами покрытий. - М.: Упрочняющая технология и покрытия. № 9, 2005. С.9-18. 7. Верещака А.А. и др. Патент РФ № 2198243. Многослойно-композиционное износостойкое покрытие. 10.02. 2003 с приоритетом от 05.08.1998. 8. *Panckow, A.N.* Application of novel vacuum-arc ion-plating technologies for the design of advanced wear resistant coatings. /A.N. Panckow, J. Steffenhagen, D. Wegener, L. Dubner, F. Lierath. //Surface and Coating Technologies 138 (2001). - P. 71-76.

*Поступила в редколлегию 15.06.2012*

А.С. Верещака, д-р техн. наук, Москва, Россия  
М.Ш. Мигранов, д-р техн. наук, Уфа, Россия

## ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ СПЕЧЕННЫХ ПОРОШКОВЫХ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ

*Розглядаються деякі підходи впливу на умови тертя при різанні металів шляхом легування спечених порошкових інструментальних матеріалів нового покоління на основі швидкорізальної сталі. Перший спосіб передбачає зниження рівня самоорганізації завдяки зменшенню коефіцієнта тертя при робочих температурах. Це здійснюється присадкою 5% оксиду алюмінію ( $Al_2O_3$ ). На основі сучасних уявлень трибології можливе розширення інтервалу самоорганізації за допомогою стійкої високоміцної вторинної структури, що з'являється на поверхні інструменту. В цьому суть другого принципу легування. Це досягається за допомогою присадки 2% BN (шестигранного). Застосування обох методів дає можливість значного збільшення зносостійкості інструменту. Це досягається за допомогою присадки 20% TiCN.*

*Рассматриваются некоторые подходы воздействия на условия трения при резании металлов путем легирования спеченных порошковых инструментальных материалов нового поколения на основе быстрорежущей стали. Первый способ предполагает снижение уровня самоорганизации благодаря уменьшению коэффициента трения при рабочих температурах. Это осуществляется присадкой 5% оксида алюминия ( $Al_2O_3$ ). На основе современных представлений трибологии возможно расширение интервала самоорганизации с помощью устойчивой высокопрочной вторичной структуры, появляющейся на поверхности инструмента. В этом суть второго принципа легирования. Это достигается с помощью присадки 2% BN (шестигранного). Применение обоих методов дает возможность значительного увеличения износостойкости инструмента. Это достигается с помощью присадки 20% TiCN.*

*We review some approaches impact on the conditions of friction in metal cutting by means of doping sintered powder tool materials based on the new generation of high speed steel. The first method involves reducing the level of self-organization by reducing the friction coefficient at the operating temperatures. This additive is 5% of aluminum oxide ( $Al_2O_3$ ). On the basis of modern concepts of tribology can expand the interval by means of self-sustained high secondary structure, which appears on the surface of the tool. This is the essence of the second principle of doping. This is achieved using additive 2% BN (hexagonal). The use of both techniques allows a significant increase in wear resistance of tools. This is achieved using additive 20% TiCN.*

### Введение

Исследования износа инструментов из спрессованных и спеченных гетерогенных составных порошковых материалов на основе быстрорежущей стали с добавлением соединений с высокой точкой плавления показали, что эти материалы являются самоорганизующимися [1]. Они способны образовывать во время работы устойчивые высокопрочные вторичные структуры, которые эффективно защищают трущуюся поверхность инструмента от повреждения [2].

Принимая во внимание термодинамические концепции, можно разделить весь спектр процессов, имеющих место при трении, на 2 группы: первая – это нормальное трение, и вторая – это катастрофическое трение, уязвимое

по повреждениям. В течение всего периода работы при обычном трении и относительно нормального износа макроскопических разрушений на поверхности трибопары не наблюдается. При этом самоорганизация во время износа происходит благодаря способности трибопары организовывать спонтанно устойчивые упорядоченные рассеивающиеся структуры, которые защищают основной материал трибопары от непосредственного контакта и разрушения.

Защитные вторичные структуры представляют собой тонкие пленки на поверхности трения, которые создаются в условиях высокой деформации при температурах нагревания, вызывающих диффузию, при адсорбции, а также при различных реакциях разложения и ассимиляции [2].

Данная статья посвящена проблеме легирования порошковых материалов на основе быстрорежущей стали для воздействия на условия трения и износа. Рассматриваемая концепция основана на том факте, что легирование значительно влияет на химический состав вторичных фаз, возникающих на трущейся поверхности инструмента. Таким образом, можно увеличить износостойкость путем расширения интервала самоорганизации, а также путем увеличения уровня самоорганизации. Первое достигается образованием устойчивых высокопрочных вторичных фаз с низкой теплопроводностью, а последнее – в результате уменьшения коэффициента трения [3].

#### Экспериментальные исследования

Данное исследование выполнялось на инструментальных материалах, состав и свойства которых приведены в таблицах 1–3. Износостойкость материалов исследовалась при точении стали 40Х при различных скоростях резания резцами с быстросменными пластинами 12х12 мм. Режимы резания приведены в табл. 2.

Химический состав вторичных фаз, появляющихся во время работы инструмента из спеченного составного порошкового материала исследовался с помощью спектроскопии вторичной ионной массы (ВИМС). Были исследованы косые шлифы с углом в 5° к верхней стороне режущей пластины. Принимая во внимание гетерофазовый характер образцов из спеченных порошковых инструментальных материалов (СПИМ), мы исследовали средний химический состав базовой поверхности инструмента и химический состав зоны износа [4].

Таблица 1 – Состав исследуемых материалов

| Исследуемый материал | Фазовый состав сплава |                |                                 |
|----------------------|-----------------------|----------------|---------------------------------|
|                      | Твердая фаза          |                | Основа                          |
|                      | Состав                | Содержание в % |                                 |
| СПИМ с 20% TiC       | TiC                   | 20             | Быстрорежущая сталь типа P6M5K5 |
| СПИМ с TiCN          | TiCN                  | 20             |                                 |
| СПИМ с TiCN и BN     | TiCN                  | 20             |                                 |
|                      | BN                    | 2              |                                 |

Таблица 2 – Материал и режимы резания при испытаниях

| Обрабатываемый материал | Твердость, <i>HB</i> | Скорость резания, м/мин | Подача, мм/об | Глубина резания, мм |
|-------------------------|----------------------|-------------------------|---------------|---------------------|
| Сталь 45X               | 180 - 200            | 70                      | 0,28          | 0,5                 |

Таблица 3 – Свойства исследуемых инструментальных материалов

| Материалы                         | Термообработка          |                         | Физико – механические свойства |                         |                                      |                       |
|-----------------------------------|-------------------------|-------------------------|--------------------------------|-------------------------|--------------------------------------|-----------------------|
|                                   | Температура закалки, °С | Температура отпуска, °С | Твердость, <i>HRC</i>          | Прочность на изгиб, МПа | Ударная вязкость, кДж/м <sup>2</sup> | Термостабильность, °С |
| Б/режущая сталь + 20% TiC         | 1210                    | ~550                    | 89                             | 2100                    | 80                                   | 655                   |
| Б/режущая сталь + 20% TiCN        | 1210                    | ~550                    | 88                             | 2200                    | 110                                  | 640 - 650             |
| Б/режущая сталь + 20% TiC + 2% BN | 1012                    | ~550                    | 88                             | —                       | —                                    | —                     |

### Результаты и обсуждение

В данной работе предпринята попытка разработки новых подходов к воздействию на условия трения в особых трибосистемах (режущий инструмент – обрабатываемая деталь) путем легирования порошковых материалов. В составе СПИМ, приведенном в табл. 1, в качестве основы рассматривалась быстрорежущая сталь. Мы стремились повысить износостойкость инструмента за счет расширения интервала самоорганизации (ИС), путем снижения уровня самоорганизации (УС), а также одновременного изменения этих характеристик, влияющих на самоорганизацию инструмента и его адаптацию к условиям резания. Для этого было необходимо определить такие составы материалов, которые обладают наиболее благоприятными свойствами трения при рабочих температурах, т.е. применять основной способ контроля за трением, связанным со снижением уровня самоорганизации (УС). Установлено, что, если в базовой быстрорежущей стали частично заменить карбид титана на одну из наиболее устойчивых при резании фаз – окись алюминия, то достигается уменьшение адгезионного составляющего коэффициента трения (рис. 1), что ведет к соответствующему увеличению износостойкости инструмента при резании (рис. 2). Наличие  $Al_2O_3$  уменьшает коэффициент трения, что имеет значение не только для увеличения износостойкости, но также и для уменьшения температуры на поверхности инструмента. Это важно для



материалов анализируемого класса, которые имеют ограниченную теплоустойчивость. Можно расширить область применения этих материалов, повышая диапазон возможных скоростей резания. Порошковые сплавы на основе окисей известны, но они нуждаются в оптимизации относительно требуемых механических и технологических свойств материалов. Здесь мы не наблюдали изменений в химическом составе вторичных структур, когда добавляли  $Al_2O_3$ .

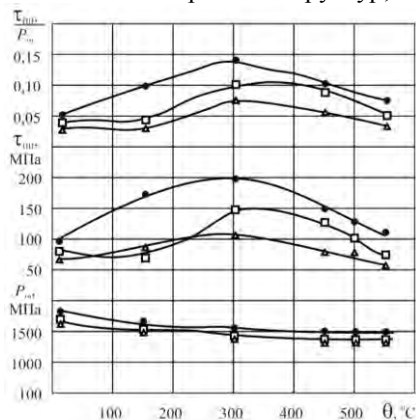


Рисунок 1 – Зависимость трибологических параметров исследуемых материалов пар трения от рабочей температуры: ● – СПИМ + 20% TiC; □ – СПИМ + 15% TiC + 5%  $Al_2O_3$ ; Δ – СПИМ + 20% TiCN

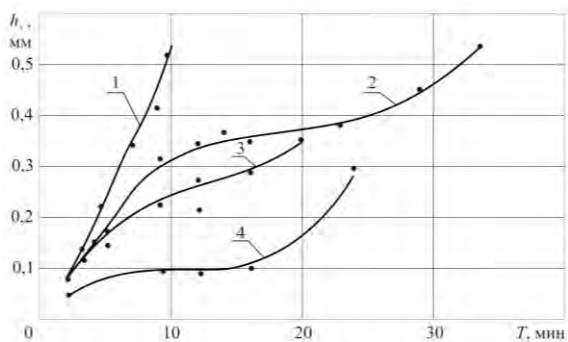


Рисунок 2 – Влияние времени обработки на износ режущего инструмента по задней поверхности: 1 – СПИМ + 20% TiC; 2 – СПИМ + 20% TiC + 2% BN; 3 – СПИМ + 15% TiC + 5%  $Al_2O_3$ ; 4 – СПИМ + 20% TiCN

В данной статье рассматриваются такие подходы к легированию, которые позволяют воздействовать на условия трения, главным образом, путем упрочнения вторичных фаз на поверхности. Как упоминалось выше, это приводит к увеличению коэффициента упрочнения материалов ( $K_h$ ) и интервала

самоорганизации, в результате чего увеличивается износостойкость инструмента. Легирование осуществлялось не традиционным добавлением того или иного элемента, так как это может вызвать нежелательное изменение в свойствах объема материалов. Мы использовали другой подход, добавив соединения с нужной плотностью, относительно неустойчивые при рабочих температурах.

Это позволило нам использовать соединения в относительно небольших количествах (массой до 2%) с минимально возможным воздействием на качество объема. Твердая смазка BN (шестигранная) была выбрана в качестве такого соединения для дополнительного легирования [4]. При этом принималась во внимание высокая вероятность образования при резании кислородосодержащих вторичных фаз.

Можно предположить следующий физический механизм этих процессов. В зоне контакта «инструмент-деталь» появляются градиенты температуры и напряжения, локализованные в слоях ниже поверхности. При пластической деформации высокой степени и температурах, достигающих 650°C, возникают различные процессы, которые изменяют химические и фазовые составы СПИМ в этих микрообъемах. К их числу относятся: поглощение кислорода, разложение карбидов из титана и бора, а также нитридов, которые являются неустойчивыми при такой температуре, хемосорбцию кислорода, диффузию освобождаемых C и N из инструмента в стружку.

Спектрометрия массы и EELFS данные показывали, что на поверхности инструментов из порошковых материалов, включая материал с добавлением BN, появляются вторичные структуры, возникающие в виде простых и сложных кислородосодержащих фаз, имеющих аморфную структуру. Легирование с добавлением BN способствует возникновению сложных соединений  $(TiB)_xO_y$  – типа, которые появляются на поверхности инструмента наряду с более простыми соединениями  $TiO$  – типа. Аморфизация вторичных структур зависит от состава СПИМ и усиливается при сплавлении с BN. Можно видеть, что износостойкость такого материала увеличивается в 1,8 раза по сравнению с СПИМ базового состава с 20%  $TiC$  (сравните 1 и 2 на рис. 2).

Это свидетельствует о том, что легирование может повысить устойчивость вторичных структур, появляющихся во время трения при резании. Это объясняется наличием соединений BO-типа с высокой химической устойчивостью, значительно превышающей устойчивость основной фазы  $TiO$  (см. табл. 1), что имеет большое значение для износостойкости инструмента. Соединение типа  $TiBO$ , по-видимому, действует таким же образом. Толщина слоя устойчивых вторичных структур маленькая и не превышает 0,1 – 0,15 мкм.

На основе полученных результатов можно сделать вывод, что целесообразно осуществлять дополнительное легирование СПИМ с помощью следующих 2-х способов воздействия на трение и износ инструментов, изготовленных из самоорганизующихся материалов.

Первый – это легирование с помощью соединения, которое позволяет достичь значительного снижения уровня самоорганизации (УС) в результате уменьшения коэффициента трения при рабочих температурах. Материалы такого класса имеют высокую износостойкость. Однако количество фазы следует оптимизировать относительно всего комплекса функциональных, механических и технологических свойств.

Второй способ – это легирование, которое дает возможность расширять интервал самоорганизации (ИС). Это достигается путем использования соединений, которые вызывают преобразования состава вторичных структур и повышение коэффициента упрочнения  $K_h$ . В этом случае необходимо оптимизировать состав материала относительно целого ряда свойств.

Дополнительное легирование нитридом бора дает возможность осуществлять воздействие на трение не только за счет возникших более устойчивых вторичных структур, но и за счет изменений в природе трения. Это находит свое выражение в переходе от вторичных структур второго типа (оксиподобная фаза стехиометрического состава), возникающих в трудных условиях при резании быстрорежущей стали к аморфно - подобным вторичным структурам первого типа [4]. Это сопровождается переходом к трению с меньшим усилием и тепловой нагрузкой, что подтверждается изменением в износостойкости и графиком кривой износа (рис. 3). Присадка BN к СПИМ повышает эффект аморфизации (рис. 6, б и в), т.е. это способствует более полной самоорганизации инструмента. Воздействие на трение тяжело нагруженных режущих инструментов осуществляется в особых условиях.

Воздействие на трение для режущих инструментов из СПИМ с присадкой нитрида бора проявляется не только образованием более устойчивых вторичных структур, но также в изменениях характера трения. Установлено, что, когда резание выполняется инструментом из обычной быстрорежущей стали, на поверхности образуются вторичные структуры второго типа. При резании быстрорежущей стали с добавлением карбидов или карбонитридов образуются аморфноподобные структуры первого типа. Дополнительное сплавление BN усиливает эффект аморфизации, что ведет к более полной самоорганизации инструмента. Это сопровождается переходом к трению с меньшим усилием и нагреванием, что приводит к уменьшению износа и изменению формы кривой износа. Такой тип воздействия на трение в инструментах с высокой нагрузкой осуществляется при соблюдении определенных условий. Каждый из данных методов легирования позволяет достичь значительного повышения износостойкости материалов.

Одновременное применение обоих методов легирования рассматривается как особенно перспективное. Оно дает возможность достичь максимально-

го воздействия на трение при резании и достичь наилучших результатов. Это подтверждается результатами, полученными в результате исследования износа инструментов, изготовленных из СПИМ на основе быстрорежущей стали с карбонитридами. Следует упомянуть, что рассматриваемые материалы имеют преимущество в износостойкости не только над обычной быстрорежущей сталью, но также над более дорогими спеченными карбидами (при скорости резания до 100 м/мин) [4]. Причиной является самоорганизация при трении в условиях резания с инструментом из СПИМ. Поэтому дополнительная интенсификация этого явления повышает эффективность таких материалов.

### Выводы

Предлагается новая физическая концепция явления самоорганизации в мультифазовых материалах. Были рассмотрены некоторые подходы к воздействию на трение и износ для порошковых инструментальных материалов нового поколения (СПИМ на основе быстрорежущей стали). Первый способ – это снижение уровня самоорганизации. Это может осуществляться добавлением 5%  $Al_2O_3$ , что снижает коэффициент трения при рабочих температурах. Второй способ – это расширение интервала самоорганизации с помощью устойчивых высокопрочных вторичных структур, развивающихся на поверхности инструмента. Это осуществляется добавлением 2%  $BN$ . Оба подхода можно реализовывать с помощью присадки 20%  $TiCN$ .

**Список использованных источников:** 1. *G.S. Fox-Rabinovich and other. Characteristic features of alloying HSS – based deformed compound powder materials with consideration for tool self – organization at cutting. / Wear. 206. 1997y. – p. 214.* 2. *Бершадский Л.И. Самоорганизация и надежность трибосистем. Киев: Знание, 1981. – 35 с.* 3. *Польцер Г., Эбиленг В., Фирковский А. Внешнее трение твердых тел, диссипативные структуры и самоорганизация // Трение и износ. 1988. Т.9, №1. – С. 12.* 4. *Шустер Л.Ш., Крюни Н.К., Шолом В.Ю., Мигранов М.Ш. Покрyтия и смазка в высокотемпературных подвижных сопряжениях и металлообработке. – М.: Машиностроение, 2008. – 318 с.*

*Поступила в редколлегию 15.06.2012*

В.В. Возный канд. техн. наук,  
Н.В. Новиков академик НАН Украины, В.Е. Мельник Киев, Украина

## **СОВРЕМЕННЫЕ ПОДХОДЫ УПРАВЛЕНИЯ ПРОЦЕССОМ ОБРАБОТКИ СОПРЯГАЕМЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ БЕДРЕННОГО ЭЛЕМЕНТА ЭНДОПРОТЕЗА КОЛЕННОГО СУСТАВА ЧЕЛОВЕКА**

*Розглянуті деякі підходи що до управління процесом обробки поверхонь стегнового елементу ендопротеза колінного суглоба людини. Запропонований метод розрахунку відрядкової подачі інструменту уздовж формотвірної кривої. З метою забезпечення однакових умов роботи інструменту запропонований критерій оптимізації процесу обробки. Розрахована математична модель переміщення інструменту відносно оброблюваної деталі.*

*Рассмотрены некоторые подходы к управлению процессом обработки сопрягаемых поверхностей бедренного элемента эндопротеза коленного сустава человека. Предложен метод расчета построчной подачи инструмента вдоль формообразующей кривой. С целью обеспечения одинаковых условий работы инструмента предложен критерий оптимизации процесса обработки. Рассчитана математическая модель перемещения инструмента относительно обрабатываемой детали.*

*Modern approaches of process of treatment of the attended surfaces of femoral element of endoprosthesis of knee-joint of man control are considered. The method of calculation of line-by-line feed serves of moving of instrument is offered in relation to a shape-generating curve. For providing of identical terms of tooling of working surface of femoral element of endoprosthesis of knee-joint of man the criterion of optimization is offered. The mathematical model of moving of instrument is developed relatively.*

Обеспечение стабильности работы инструмента (постоянные условия работы инструмента) возможно за счет варьирования таких параметров как скорость обработки и подача инструмента. Изменение скорости вращения инструмента в процессе обработки обеспечить очень сложно, и, как следствие, изменением подачи инструмента регулируют весь процесс механической обработки. Большинство CAD/CAM/CAE систем не способны учитывать переменные параметры процесса обработки, поэтому следует определить зависимости изменения подачи инструмента для конкретного процесса обработки и конкретной детали в аналитическом виде с последующим составлением блока управляющих программ станков с ЧПУ.

Для математического описания процесса механической обработки бедренного элемента эндопротеза коленного сустава человека воспользуемся разработанной в Институте сверхтвёрдых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины математической моделью рабочей поверхности (рис. 1 [1]).

При построении технологического процесса механической обработки таких поверхностей следует учитывать способ получения заготовки. Так если заготовкой является цилиндр необходимо учитывать две стадии черновой

механической обработки с последующей чистовой. Примером такого технологического процесса обработки является обработка поверхности реализованная на 5-ти координатном станке MCU 630V 5X - FIVE AXIS MACHINING (KOVOSVIT MAS). В случае, когда заготовка получена литьем – черновое формообразование с последующей чистовой обработкой.

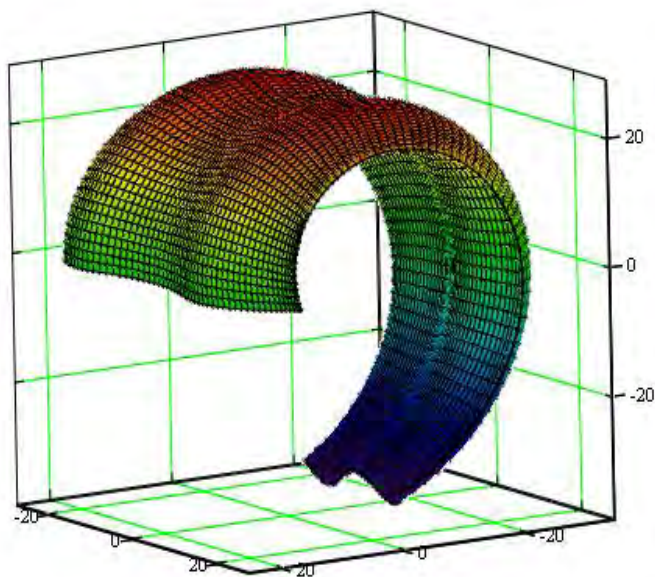
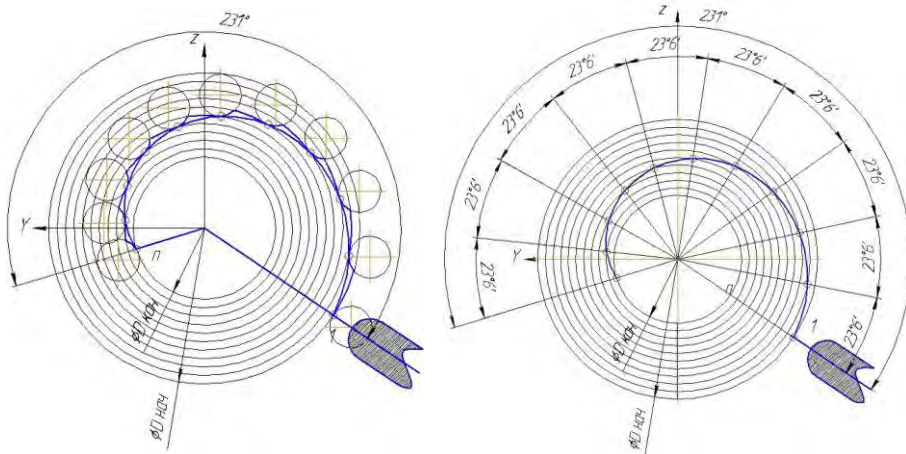


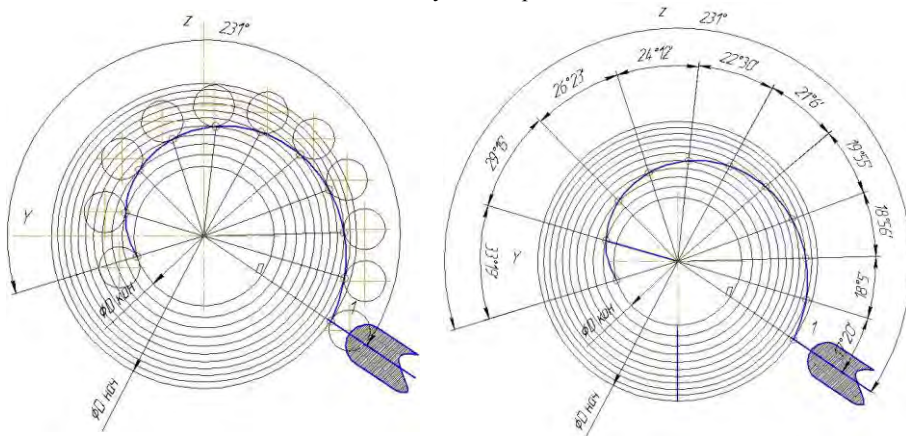
Рисунок 1 – Поверхность бедренного элемента эндопротеза коленного сустава человека

Для чернового формообразования поверхности из цилиндрической заготовки также необходимо учитывать перераспределение глубины обработки и величины подачи инструмента. Как пример приведена схема перемещения инструмента по спирали Архимеда с углом поворота  $231^\circ$  (рис. 2).

Отличительной особенностью предлагаемого процесса формообразования поверхности от известных, является тот факт, что ведется предварительная обработка с целью снятия материала. После завершения данного этапа обработки поверхность сформирована по спирали Архимеда с прямой образующей. Эта операция может считаться подготовительной для чернового формообразования. Более подробно процесс чернового формообразования поверхности бедренного элемента эндопротеза коленного сустава человека рассмотрен в работе [2].



а - Равная глубина переходов



б - равный шаг

Рисунок 2 – Перемещение инструмента по формообразующей кривой (Спираль Архимеда).

Авторы за основу расчетов взяли математическую модель с формообразующей кривой, которая получена сопряжением трех элементов окружностей. Данная математическая модель легла в расчетную схему геометрического взаимодействия инструмента с деталью (рис. 3.).

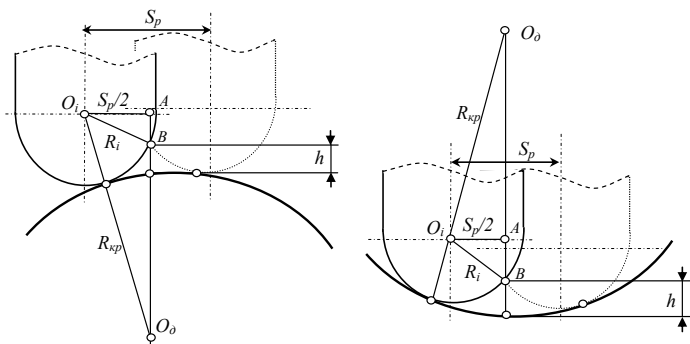


Рисунок 3 – Схема геометрического взаимодействия инструмента и обрабатываемой поверхности [2]

За критерий оптимизации при проведении расчетов построчной подачи инструмента принята высота гребешка  $h$  полученного перемещением инструмента после прохода  $i$  – строчки. В результате проведенных авторами расчетов были рассчитаны построчные подачи инструмента (рис. 4).

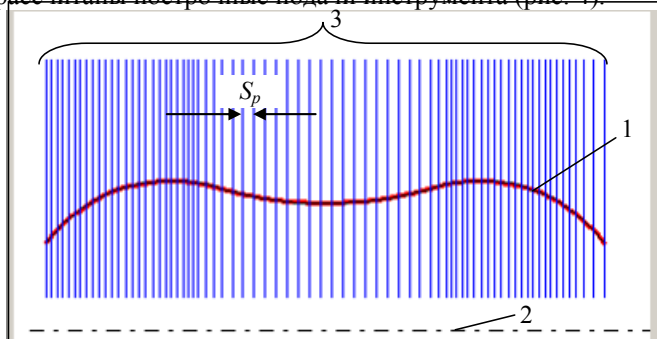


Рисунок 4 – Результат расчета построчной подачи инструмента [2]

Данные расчеты проведены для случая когда формообразующая кривая задана последовательным сопряжением элементов окружностей. Использование полученных результатов обеспечить плавность изменения перемещения инструмента при изменении кривизны формообразующей и как следствие стабильность процесса обработки. Однако данные расчеты проведены для одного конкретного случая и требуют корректировки, как для различных количественных характеристик данной формообразующей кривой, так и в случае изменения ее качественных характеристик (если кривая получена сопряжением другого количества и формы кривых).

Из литературных источников известно, что в качестве формообразующих кривых могут быть использованы сочетания различных кривых, а также прямых участков (рис. 5).



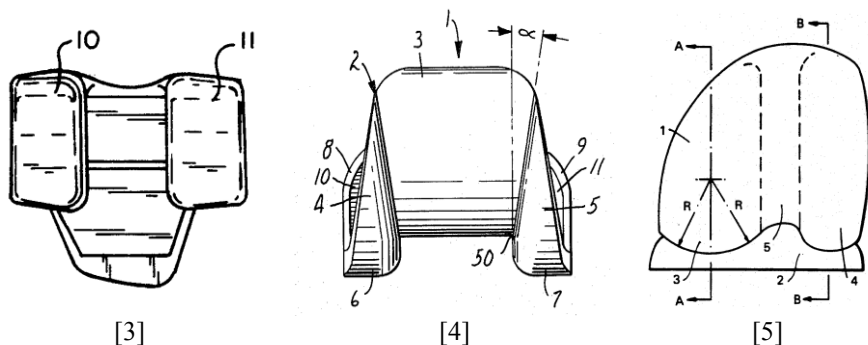


Рисунок 5 – Примеры конструктивного исполнения бедренного элемента эндопротеза коленного сустава

При построении математической модели рабочей поверхности бедренной части эндопротеза коленного сустава человека были использованы ряд формообразующих кривых (рис. 6.).

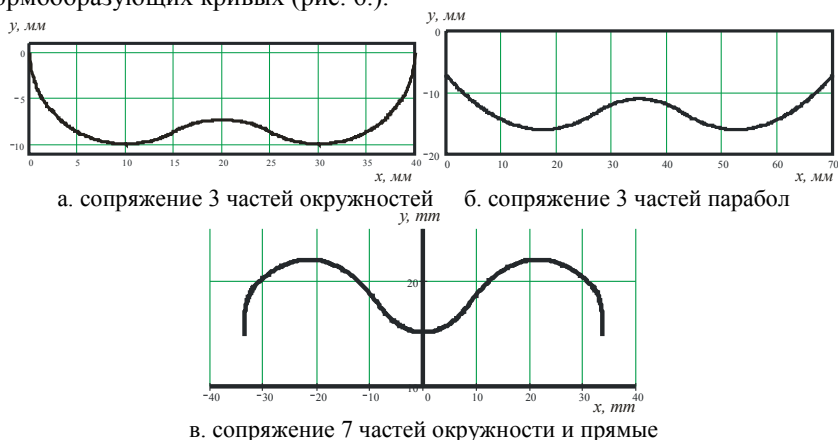


Рисунок 6 – Формообразующие кривые для построения математической модели бедренной части эндопротеза коленного сустава человека

Данные формообразующие кривые имеют различные характеристики, как по форме, так и по количеству сопряженных элементов. Поэтому предложенную авторами работы [2] методика расчета построчной подачи следует признать частным случаем.

Для удобства расчета построчной подачи инструмента необходимо формообразующую кривую описать функциональной зависимостью как геометрическое место точек на заданном интервале [6].

$$F(x) = \begin{cases} y_1 = f_1(x), 0 \leq x \leq n; \\ y_2 = f_2(x), n \leq x \leq m; \\ y_3 = f_3(x), m \leq x \leq 70; \end{cases} \quad (1)$$

Где  $F(x)$  – кусочно-заданная функция формообразующей кривой,  $f_1(x), f_2(x), f_3(x)$ , – уравнения элементов сопрягаемых участков  $n, m$  – точки сопряжения.

Алгоритм расчета представляет собой вычисление длины кривой на заданном интервале. Для получения длины кривой вычисляем интеграл функции  $F(x)$  на заданном интервале по формуле (2).

$$L = \int_a^b \sqrt{1 - \left( \frac{d}{dx} F(x) \right)^2} \quad (2)$$

Где  $L$  – длина кривой,

$a, b$  – диапазон интегрирования,

$F(x)$  – функциональная зависимость формообразующей кривой.

Имея длину кривой и величину высоты гребешка  $h$  [2] определяем количество участков равных по величине. Затем решая интегральное уравнение относительно каждого участка кривой получим значение координаты  $x$  для положения инструмента в начальный момент построчной подачи. Графически это показано на примере для 70 – строк (рис. 7).

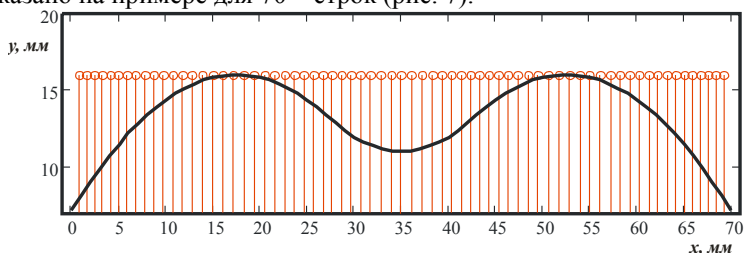


Рисунок 7 – Результат расчета построчной подачи инструмента для общего случая

Следует отметить, что построчная подача является одной составляющей перемещения инструмента относительно заготовки.

В большинстве случаев система координат с формообразующей кривой перемещается вдоль направляющей кривой, которая является спиралью Архимеда. Кроме того бедренный элемент эндопротеза коленного сустава человека зачастую представляют как не симметричную деталь (рис. 1). Поэтому, в каждой строчке перемещения инструмента относительно детали, его траектория движения может быть описана постоянно меняющимися кривыми. Для примера рассмотрим две математические модели бедренного элемента эндопротеза коленного сустава это симметричный и модифицированный смещением и масштабированием (рис. 8).

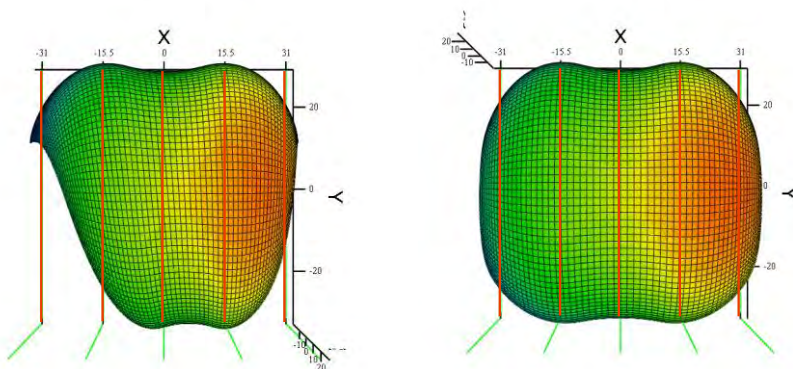


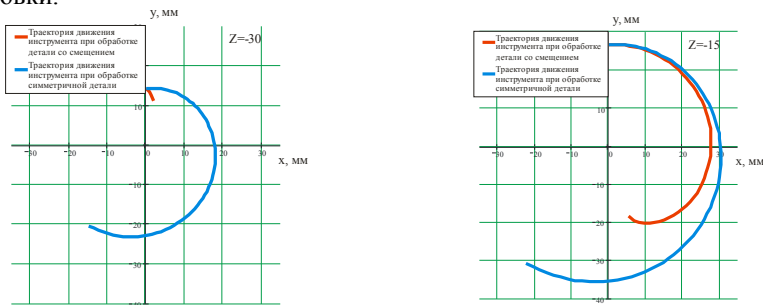
Рисунок 8 – Проекции математических моделей на плоскость  $xoy$

Обе модели получены путем перемещения системы координат с формообразующей кривой вдоль направляющей кривой – спирали Архимеда. Если провести перпендикуляры к оси  $x$  в точках построчных подач, как показано на рисунке 8 видно, что длина рабочего хода инструмента значительно отличается как между приведенными моделями, так и для каждой из построчных подач. В плоскости  $uoz$  траектория перемещения инструмента относительно заготовки имеет нелинейную зависимость (рис. 9).

Как следствие возникает необходимость расчета кривой перемещения инструмента в плоскости  $uoz$  для каждой построчной подачи. Изменение значения величины высоты гребешка  $h$  [2] влечет за собой и изменение всех расчетных величин построчной подачи инструмента в плоскости  $xou$  и уравнения траекторий перемещения инструмента относительно заготовки в плоскости  $uoz$ .

В результате проведенных исследований можно сделать следующие выводы:

Установлено, что траектория перемещения инструмента относительно заготовки в плоскости направляющей кривой имеет нелинейную зависимость и зависит как от изменения величины построчной подачи, так и от формы заготовки.



Начало рисунка 9

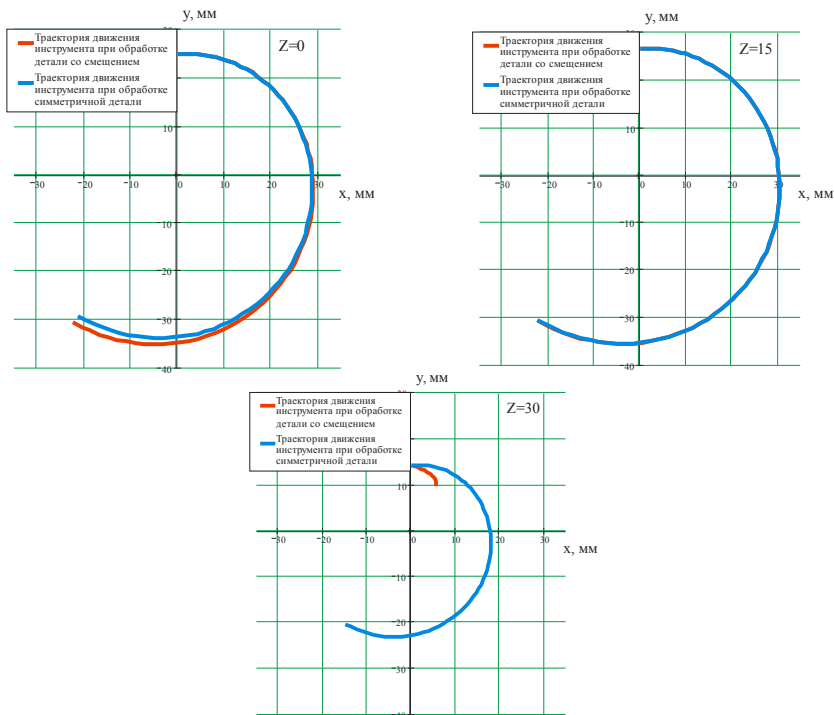


Рисунок 9 – Траектория перемещения инструмента относительно детали в плоскости  $uoz$ .

Для обеспечения одинаковых условий механической обработки рабочей поверхности бедренного элемента эндопротеза коленного сустава человека критерием оптимизации выбран параметр величины высоты гребешка  $h$  влияющий на качество обработанной поверхности.

Разработана математическая модель перемещения инструмента относительно заготовки с обеспечением заданного параметра величины высоты гребешка  $h$  (равномерного съема припуска).

**Список литературы.** 1. Возный В.В. Математическое моделирование бедренного элемента эндопротеза коленного сустава как элемента высшей кинематической пары. Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника, технология его изготовления и применения. №14, 2011 г. - С. 579-583. 2. Ю.В. Петраков, В.В. Писаренко, О.О. Розенберг. Нова концепція проектування 3d моделі протеза колінного суглоба людини. ВІСНИК ЖДТУ № 4 (51) м. Житомир: 2009 р. - С. 73-80. 3. Pat. US5133759. USA. Rachard H. Turner Asymmetrical Femoral condyle total knee arthroplasty prosthesis. 07.28.1992. 4. Pat. US4353135. USA. Mark R. Forte. Patellar flange and femoral knee-joint prosthesis. 10.12.1992. 5. Pat. US5219362. USA. Michael A. Tuke. Knee prosthesis. 06.15.1993. 6. Возный В.В. Построение лекальных кривых для моделирования рабочих поверхностей эндопротеза коленного сустава человека. Збірник наукових праць НТУ «ХПІ». – Харків, 2007. – Вип 2 (15) с. 64-71.

Поступила в редколлегию 13.06.2012

А.И. Грабченко, д-р техн. наук, И.Н. Пыжов, д-р техн. наук, Харьков,  
В.Г. Клименко, Полтава, Украина

## РАСШИРЕНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ПРОЦЕССА ПЛОСКОГО ТОРЦОВОГО ШЛИФОВАНИЯ

*Розглянуті питання, пов'язані з перспективою розширення технологічних можливостей процесів плоского торцевого шліфування за рахунок інтенсифікації прокачування МОТС через зони шліфування і правки круга. Запропоновані ефективні способи шліфування, що дозволяють вирішити поставлену задачу.*

*Рассмотрены вопросы, связанные с перспективой расширения технологических возможностей процессов плоского торцевого шлифования за счет интенсификации прокачки СОТС через зоны шлифования и правки круга. Предложены эффективные способы шлифования, позволяющие решить поставленную задачу.*

*Questions, related to the prospect of expansion of technological possibilities of processes of the flat cutoff polishing due to intensification of SOTS through the areas of polishing and correction of circle, are considered. Effective methods are offered polishing, allowing to decide set the problem.*

**1. Постановка проблемы.** Многместная обработка продолжает иметь важное значение в механообработке. При этом чистовые процессы обработки выполняются, как правило, на плоскошлифовальных станках с продольным или круговым (вращательным) движениями стола. При этом используются в основном периферийные абразивные или алмазные круги. Линейный характер контакта в зоне резания предопределяет высокие удельные нагрузки и тем самым способствует интенсификации процесса самозатачивания при значительных величинах удельного расхода абразивно-алмазных материалов. При обработке хрупких материалов это приводит к повышенному уровню брака из-за сколов и растрескивания. Перспективность данного вида работ подтверждается тем, что в настоящее время около 20% деталей машиностроения имеют плоские поверхности, и они подлежат окончательной обработке на плоскошлифовальных станках [1]. Учитывая изложенные выше соображения, в качестве объекта для исследований были выбраны процессы плоского торцевого шлифования. Они реализуются на заточных, а также плоскошлифовальных станках с вертикальным расположением шпинделя и имеют ряд существенных преимуществ перед процессами шлифования, основанными на использовании периферийных кругов и, особенно при обработке хрупких материалов.

**2. Анализ последних исследований и публикаций.** Уже имеется достаточное количество публикаций, подтверждающих эффективность плоского торцевого шлифования применительно к обработке хрупких материалов (на-

пример, изделий из керамики, сверхтвердых поликристаллов и др. [2], [3], [4], [5], [6]).

Среди основных достоинств такого процесса применительно к станкам с вертикальным расположением шпинделя [3] выделим те из них, которые особенно важны с точки зрения решаемых задач:

- уменьшение процента брака по сколам и трещинам за счет равномерно-го распределения давления в зоне контакта круга с заготовкой;
- существенное упрощение процесса закрепления заготовок (например, путем использования сепараторов);
- возможность их многоместной параллельной обработки;
- экологический аспект и др.

В последнем случае имеется ввиду, что в рассматриваемых процессах не только значительно снижается интенсивность разбрызгивания СОТС, но и упрощается реализация мер по защите работающего персонала.

Практикой использования установлены существенные перспективы использования процесса плоского торцового шлифования применительно к формообразованию изделий из труднообрабатываемых (в том числе и сверх-твердых) материалов [7] с использованием токопроводящих алмазных кругов. Для его широкого внедрения в производство необходимо решение двух основных задач. Во-первых, это разработка рациональных конструкций автономных правящих устройств и особенно применительно к обработке диэлектрических материалов. При этом следует исходить из того, что применение автономного катодного устройства, занимающего часть рабочей поверхности круга (РПК) весьма нежелательно т.к. как это неизбежно ведет к снижению технологических возможностей процесса шлифования. Во-вторых, создание условий для устойчивого протекания процесса управляющего воздействия на связь токопроводящего круга в зоне правки.

**3. Цель исследования.** Целью исследования является анализ существующих разработок, выполненных применительно к процессам плоского торцового шлифования, с точки зрения областей их эффективного применения, а также разработка предложений по расширению их технологических возможностей.

#### **4. Основные материалы исследований.**

Одним из принципиальнейших вопросов при практической реализации процесса плоского шлифования является охлаждение зоны обработки. В последние годы его острота возросла в связи с тем, что одной из наиболее важных задач в направлении практической реализации нанотехнологий есть технология обработки наноматериалов. Сегодня специалисты считают, что нанотехнологии - это абсолютно реально направление технического прогресса, дело ближайшего будущего, в том числе и для производства [8]. Наноматериалы уже применяются в атомной, автомобилестроительной и других областях машиностроения. Известно, что нано – и микрокристаллические металлы

отличаются существенной нестабильностью зеренной структуры. При нагреве металла происходят сложные структурные изменения, связанные с развитием процессов возврата, рекристаллизации, и, как следствие, рост зерна и потерю уникальных физико-механических свойств. Интенсивность этого процесса, приводящего к росту зерен, определяется степенью и временами температурного воздействия и др. Поэтому наметившаяся тенденция, связанная с производством уникальных станков для высокоточной обработки металлов и наноматериалов с использованием принципа электрохимии, основным преимуществом которого является полное отсутствие механического или теплового действия на обрабатываемый материал, является достаточно перспективной [8]. Но это совсем не исключает необходимость применения механических технологий, которые продолжают быть основными в плане получения высоких показателей размерной точности и качества обрабатываемых поверхностей. Особенно это касается процессов шлифования. К сожалению, именно процессы шлифования отличаются высокими показателями температуры в зоне обработки. Именно поэтому задача разработки и исследования низкотемпературных методов шлифования приобретает особую важность и актуальность.

Из известных способов подачи СОТС при плоском торцовом шлифовании на станках с вертикальным расположением шпинделя широкое распространение получили два. Наиболее универсальным и менее эффективным из них следует считать метод полива перед фронтом шлифовального круга [9]. Он применяется в основном для станков, у которых отсутствует полый шпиндель.

Подача СОТС через полый шпиндель станка является более эффективным вариантом, поскольку СОТС, попадая во внутреннюю полость круга, под действием центробежных сил подается в зону обработки. С силой, пропорциональной квадрату окружной скорости круга, она прокачивается через зону шлифования, создавая охлаждающее и вымывающее действие [3], [4], [14], [15]. Кроме этого струи воды ударяются о стенки оградительного кожуха и разбиваются на мельчайшие брызги, благодаря чему создается вторичное охлаждающее действие подаваемой таким способом СОТС. Основным недостатком этого способа следует считать существующее противоречие между интенсивностью подачи СОТС, возможностью его прокачки через зону обработки и наличием эффективных средств защиты от разбрызгивания. Рассмотренный способ реализован, например, на станках мод. 3Е756 с круговым движением стола.

На рисунках 1-4 приведены предложенные нами различные способы подачи СОТС при практической реализации процесса плоского торцового шлифования на станках с вертикальным расположением шпинделя.

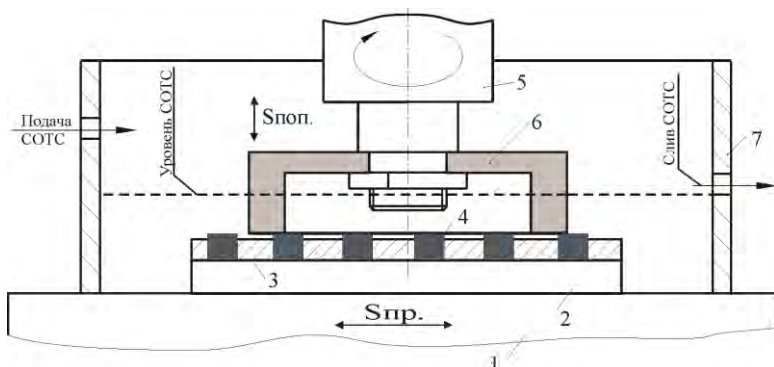


Рисунок 1 – Схема плоского торцового шлифования с подачей СОТС в ванну  
1-стол станка; 2-магнитная плита; 3-сепаратор; 4-обрабатываемый материал; 5-шпиндель; 6-круг; 7-ванна.

Как показывает опыт использования процесса плоского торцового шлифования на станках с вертикальным шпинделем, для эффективной защиты от разбрызгивания СОТС с одной стороны и исключения возможного перегрева детали в случае прекращения ее поступления по какой-либо причине с другой стороны обработку следует производить в специальной ванне (рис. 1). Последняя имеет соответствующие отверстия для подачи и слива СОТС, расположенные, как правило, на разных уровнях по высоте ванны. Несмотря на то, что РПК и деталь находятся в сплошном слое СОТС эффективность охлаждения зоны шлифования все же низка. Это объясняется тем, что воздушный поток, создаваемый кругом, препятствует попаданию СОТС в зону обработки.

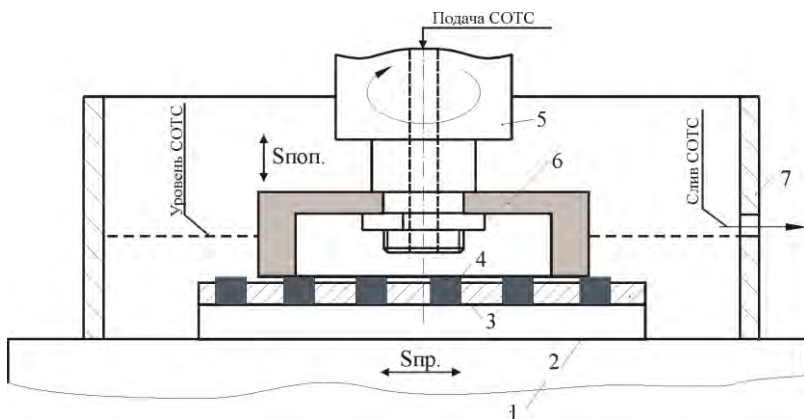


Рисунок 2 – Схема плоского торцового шлифования с подачей СОТС в ванну и внутреннюю полость круга через полый шпиндель  
1-стол станка; 2-магнитная плита; 3-сепаратор; 4-обрабатываемый материал; 5-шпиндель; 6-круг; 7-ванна.



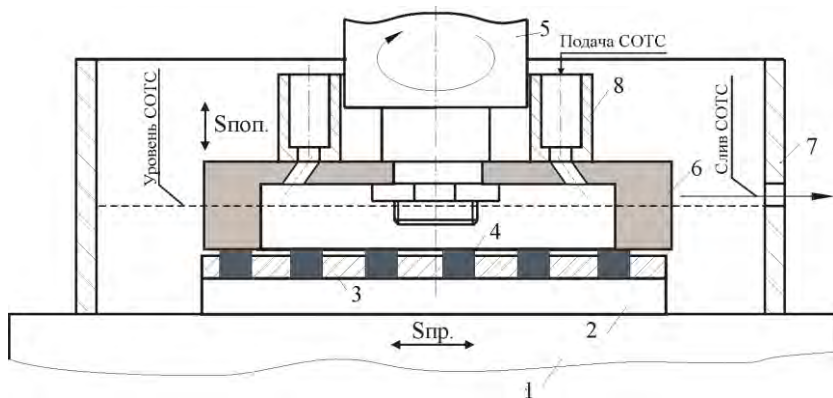


Рисунок 3 – Схема плоского торцевого шлифования с подачей СОТС в ванну и внутреннюю полость круга через пазы в круге  
1-стол станка; 2-магнитная плита; 3-сепаратор; 4-обрабатываемый материал; 5-шпиндель; 6-круг; 7-ванна; 8-стакан.

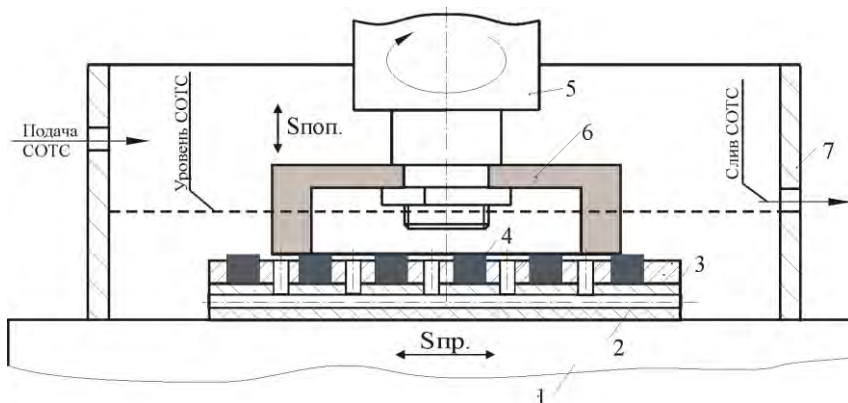


Рисунок 4 – Схема плоского торцевого шлифования с подачей СОТС во внутреннюю полость круга по методу сообщающихся сосудов  
1-стол станка; 2-специальная плита; 3-сепаратор; 4-обрабатываемый материал; 5-шпиндель; 6-круг; 7-ванна.

Следовательно, использование ванны, заполненной СОТС, само по себе еще не решает проблемы устойчивого и эффективного охлаждения зоны шлифования. Для этого необходимо выполнение еще одного условия – создания возможности попадания жидкости во внутреннюю полость круга.

На рис. 2 приведен случай, когда СОТС подается во внутреннюю полость круга (а затем и в ванну) через полый шпиндель. Главным недостатком его следует считать то, что далеко не все станки имеют полый шпиндель. Од-

ним из вариантов устранения данного недостатка является подача охлаждающей жидкости под давлением при помощи специальной насадки [3]. Еще одним из аналогичных вариантов можно считать предложенный нами способ подачи СОТС во внутреннюю полость круга через пазы (отверстия) в его торце [7]. Для этих целей была предложена конструкция сборного торцового круга, которая практически может быть реализована как применительно к алмазным, так и обычным абразивным кругам (рис. 3). Такие круги достаточно хорошо зарекомендовали себя на практике, однако имеют существенный недостаток, связанный с невозможностью подачи СОТС во внутреннюю полость круга под давлением, т.е. имеют определенные ограничения по интенсивности подачи СОТС. А это (как будет показано ниже) может ограничивать технологические возможности процесса шлифования.

Таким образом, существенным недостатком рассмотренных выше способов подачи СОТС является их зависимость от технических факторов, к которым в первую очередь следует отнести и реальную производительность водяной помпы. А это может негативно отразиться на реализации технологической устойчивости. Поэтому с целью гарантированного обеспечения стабильности и эффективности охлаждения в процессе торцового шлифования на станках с вертикальным расположением шпинделя был предложен более универсальный, простой в реализации и эффективный по значениям выходных показателей способ подачи СОТС во внутреннюю полость круга, основанный на реализации известного принципа сообщающихся сосудов (рис. 4). Согласно этому способу на столе 1 плоскошлифовального станка с вертикальным шпинделем установлена ванна 7, которая определяет рабочую зону станка. На столе станка закреплена специальная плита 2. Она имеет систему пазов (отверстий) с которыми сообщаются отверстия, выполненные в сепараторе 3 в котором размещены обрабатываемые детали. Для улучшения прокачки СОТС через зону шлифования во внутренней полости круга может быть дополнительно установлена специальная крыльчатка, которая вращается вместе с ним. Процесс подачи СОТС в зону резания осуществляется следующим образом. В ванную постоянно нагнетается СОТС до определенного уровня, который обеспечивается расположением сливного отверстия по высоте ванны. Эта СОТС из ванны через пазы и отверстия попадает во внутреннюю полость круга по принципу сообщающихся сосудов, а затем захватывается крыльчаткой и (или) кругом и направляется в зону резания, откуда опять возвращается в общую полость ванны. Поскольку круг находится в слое СОТС, то разбрызгивание последней сводится к минимуму. В случае непредвиденного прекращения подачи СОТС процесс охлаждения может эффективно продолжаться достаточно продолжительное время за счет того количества охлаждающей жидкости, которое находится в ванной. Это гарантированно исключает брак изделий из-за негативного действия температурного фактора.

Известно, что температурный фактор имеет существенное значение и в случае правки абразивных кругов алмазными карандашами. Согласно ГОСТ 607-80 в этом случае рекомендуется использовать обильную подачу СОТС (не менее чем 20л/мин.). Наиболее эффективно это требование можно выполнить применительно к правке торцовых кругов на станках с вертикальным шпинделем и, особенно в случае использования способа подачи СОТС во внутреннюю полость круга по принципу сообщающихся сосудов (рис. 5). Как видно из рисунка, алмазный карандаш 8 устанавливается таким образом, чтобы его рабочая поверхность находилась в сплошном слое СОТС. Уровень СОТС в ванне должен быть выше уровня РПК. Установлено, что если в карандашах использовать CVD-алмазы, которые имеют высокие значения микротвердости (до 9000 НВ) и теплопроводности (до 2200 Вт/(м·К)) по сравнению с синтетическими поликристаллическими алмазами, полученными по другим технологиям, то уровень их удельной производительности приближается к уровню карандашей из естественных алмазов. В целом использование предложенного способа правки позволяет повысить общий срок службы алмазных карандашей на 15-20%.

Лабораторные исследования и промышленные испытания показали, что рассмотренные выше способы подачи СОТС могут с успехом применяться и в комбинированном процессе плоского торцового шлифования [7]. На рис. 6 представлена принципиальная схема способа, в котором впервые в качестве правящего устройства предложено выполнять правящий катод в виде перфорированного элемента, перфорации которого расположены над зажимными элементами для размещения в них заготовок. Другими словами автономным правящим катодом служит свободная от обрабатываемых изделий часть приспособления (в данном случае сепаратора). Перфорированная пластина (сепаратор 3) установлена на магнитной плите 2 станка и подключена к отрицательному полюсу источника постоянного тока. Алмазный круг 6 соединен при этом с положительным полюсом источника питания.

Здесь в качестве СОТС выступает электролит. Достаточно хорошо на практике зарекомендовал себя электролит следующего состава: 3%  $\text{NaNO}_3$ , 0,5%  $\text{NaNO}_2$ , остальное вода.

Как видно из рисунка, обрабатываемые заготовки 4 устанавливаются с определенным вылетом над сепаратором-катодом, который определяет величину межэлектродного зазора (МЭЗ)  $\Delta$ . Столу станка 1 сообщается движение рабочей подачи, а кругу 6 - вращательное движение.

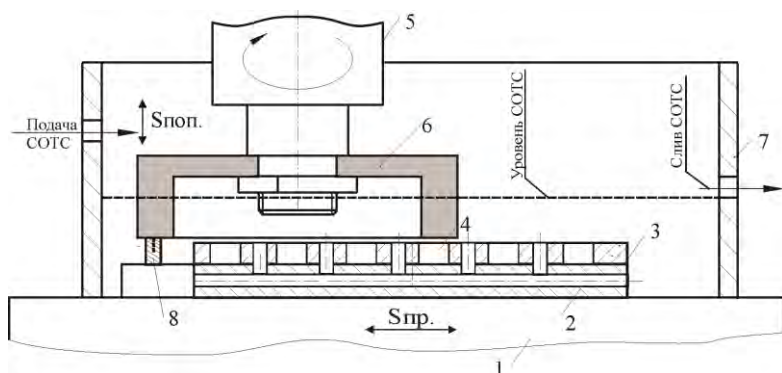


Рисунок 5 – Схема правки абразивного круга методов точения  
1-стол станка; 2-плита специальная; 3-сепаратор; 4-обрабатываемый материал; 5-шпиндель; 6-круг; 7-ванна; 8-карандаш алмазный.

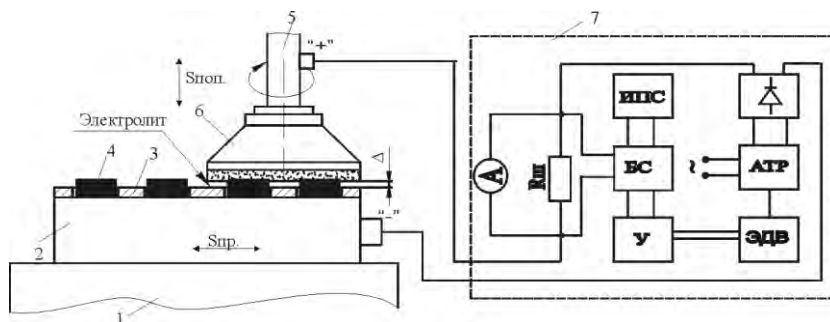


Рисунок 6 – Схема плоского торцевого шлифования с автономной электрохимической правкой РПК токопроводящих алмазных кругов  
1-стол станка; 2-специальная плита; 3-сепаратор-катод; 4-обрабатываемый материал; 5-шпиндель; 6-круг; 7-изолятор; 8-блок автоматики.

После подачи электролита в межэлектродный зазор (а, следовательно, и в зону обработки) электрическая цепь замыкается и производится управление РПК за счет дозированного электрохимического растворения металлической связи круга. С точки зрения обеспечения технологической устойчивости многоместная обработка изделий является наиболее проблемной задачей, т.к. из-за большой площади их контакта с рабочей поверхностью круга режущий рельеф последнего чрезвычайно быстро изнашивается и сглаживается, что может привести к резкому увеличению силовой и тепловой напряженности процесса шлифования. В связи с этим особое внимание следует уделить возможности поддержания в данных условиях заданной величины плотности технологического тока в цепи правки круга в автоматическом режиме т.к. от этого всецело зависит стабильность процесса шлифования. Особенно это актуально при многоместной обработке.

Как известно, автоматическая система может решать следующие задачи [16]:

1. Поддерживать выходной сигнал объекта на одном и том же постоянном уровне (стабилизирующая автоматическая система).
2. Изменять управляемый сигнал в соответствии с заранее заданной функцией времени (программная автоматическая система).
3. Изменять управляемый сигнал в зависимости от неизвестного заранее переменного задающего воздействия (следающая автоматическая система).

В нашем случае используется стабилизирующая автоматическая система. В известных способах правки с подвижным автономным катодом регулирование силы тока в цепи управления осуществляется за счет изменения величины зазора  $\Delta$  путем перемещения автономного катода по направляющим в направлении перпендикулярном рабочей поверхности круга [2]. Применительно к разработанному процессу плоского шлифования такая возможность отсутствует, поскольку величина зазора  $\Delta$  определяется вылетом заготовок над поверхностью катода-сепаратора. По мере снятия с них припуска МЭЗ  $\Delta$  уменьшается, что неизменно приводит к росту плотности технологического тока, т.е. к нарушению условий процесса управления, а, следовательно, и шлифования. Как уже отмечалось выше, использование автономного подвижного катода в данном случае нецелесообразно, поскольку он занимает определенную часть РПК, требует создания специальных приспособлений и т.д., т.е. существенно снижает технологические возможности процесса шлифования.

В данном случае наиболее удобно осуществлять изменение силы тока в цепи управления за счет регулировки величины технологического напряжения  $U$ . При этом в качестве ограничительных факторов выступают допустимая величина этого напряжения ( $U < 36$  В) и рабочая зона значений МЭЗ ( $\Delta \leq 1,0$  мм). При значениях  $\Delta$  больше рекомендуемых процесс протекает неэффективно ввиду весьма низких величин плотности технологического тока, а, следовательно, и интенсивности удаления связки круга.

В нашем случае может использоваться та же самая стабилизирующая автоматическая система, что и в случае регулирования силы тока изменением величины МЭЗ. Различие состоит лишь в том, что реверсивный электродвигатель управляет не перемещением катода (поскольку отсутствует возможность изменять силу тока в цепи управления за счет регулирования величины МЭЗ), а устройством для изменения напряжения источника питания (например, с помощью тиристорного блока или автотрансформатора).

Одна из возможных принципиальных схем блока автоматики для практической реализации стабилизирующей функции приведена на рис. 6. Согласно этой схеме текущий электрический сигнал с шунта сопротивлением  $R_{ш}$  и заданный сигнал с источника стабилизированного напряжения (ИПС) поступают в блок сравнения (БС), а результирующий сигнал усиливается электронным усилителем (У). В зависимости от полярности этого сигнала

реверсивный электродвигатель (ЭДВ) меняет направление вращения и с помощью специального механизма либо увеличивает, либо уменьшает напряжение специального источника питания (например, на базе автотрансформатора АТР), которое после выпрямления подается на электроды (круг 6 и катод-сепаратор 3).

Таким образом, отличительным признаком предложенного способа является реализация принципа совмещения функций зоны закрепления обрабатываемых пластин, шлифования и электрофизикохимического воздействия на РПК. Это существенно расширяет технологические возможности процесса обработки, т.к. отсутствует катодное устройство, занимающее определенную часть РПК. При этом зоны шлифования и управления постоянно чередуются, как бы взаимно прерывая друг друга.

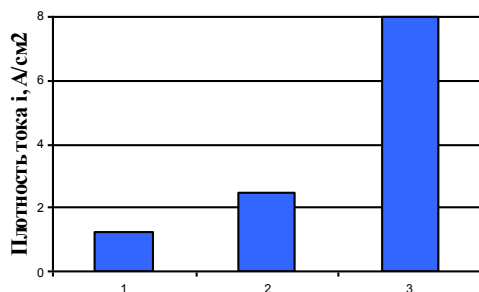
Площадь обрабатываемых изделий может оставаться на протяжении всего периода обработки либо постоянной (например, в случае шлифования торцов пластин), либо переменной, что имеет место при заточке большинства лезвийных инструментов в приспособлениях, например, кассетного типа. В последнем случае по мере снятия припуска увеличивается площадь контакта обрабатываемой заготовки с кругом, а, следовательно, и интенсивность износа последнего. Однако с другой стороны одновременно с этим уменьшается величина зазора  $\Delta$ , что приводит к увеличению интенсивности электрохимического растворения токопроводящей связки. Это является фактором, препятствующим сглаживанию режущего рельефа круга.

При выборе первоначальной величины вылета заготовок над катодом-сепаратором следует учитывать такие факторы, как физико-механические свойства обрабатываемого материала, а также возможности повышения плотности технологического тока.

Большие площади контакта торцовых кругов с обрабатываемыми изделиями, предопределяющие значительную интенсивность износа их режущего рельефа, требуют поддержания в процессе обработки высоких значений плотностей технологического тока. Это позволило бы постоянно сохранять в процессе шлифования равенство скоростей износа зерен и удаления связки круга. В связи с этим вполне естественно ожидать существенную зависимость плотности тока от интенсивности прокачки электролита через МЭЗ  $\Delta$ . Сказанное убедительно иллюстрируется данными, приведенными на рисунке 7. Здесь следует отметить, что теоретически способы 2 и 3 должны были дать одинаковые результаты, поскольку электролит в обоих случаях подается во внутреннюю полость круга. Однако технически при втором способе нельзя (в данных условиях) обеспечить подачу такое же количества электролита как в третьем.

Как и следовало ожидать, способ подачи СОТС, основанный на методе сообщающихся сосудов обеспечивает наилучшие результаты по заполнению МЭЗ электролитом. Об этом свидетельствует высокий уровень плотности технологического тока. Это благоприятно отражается и на величине удельного расхода алмазов круга (рис. 8). Интересно отметить, что при использовании третьего способа электроэрозионные пробои МЭЗ не наблюдались в ши-

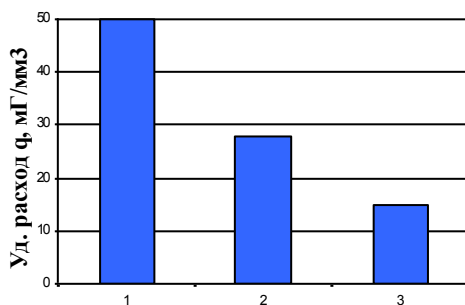
роком диапазоне напряжений (вплоть до 36 В). Что касается первых двух способов, то для них критическая величина напряжения составила ~18 В и это является еще одной причиной более низких значений плотности технологического тока (примерно в три и шесть раз соответственно) которые они обеспечивают по сравнению с третьим способом. В связи с этим комбинированный способ плоского торцового шлифования, в процессе которого электролит подается во внутреннюю полость круга по методу сообщающихся сосудов, имеет, по нашему мнению, существенные перспективы как низкотемпературный процесс обработки.



**Способ подачи СОТС**

Рисунок 7 – Зависимость плотности технологического тока от способа подачи СОТС

Условия обработки: круг (безалмазный) 12A2-45° 150x20x3x32  $\Delta=0,075\text{мм}$ .  
метод полива ( $U=18\text{ В}$ ); 2-специальный сборный круг ( $U=18\text{ В}$ ); 3-метод сообщающихся сосудов ( $U=33\text{ В}$ ).



**Способ подачи СОТС**

Рис. 8. Влияние способа подачи СОТС на величину удельного расхода алмазов круга при обработке СКМ-Р. Условия обработки: круг 12A2-45° 150x20x3x32 AC6 125/100 4 M2-01  $V=20\text{ м/с}$ ,  $S_{пр}=1\text{ м/мин}$ ,  $P_H=2\text{ МПа}$ ,  $I=50\text{ А}$ .

метод полива; 2-специальный сборный круг; 3-метод сообщающихся сосудов

**Выводы и перспективы развития.** Таким образом, доказано, что возможность обеспечения требуемой степени прокатки СОТС через зоны шлифования и правки круга является важным условием, обеспечивающим предпосылки для расширения технологических возможностей как обычного, так и комбинированного процессов плоского торцового шлифования. В дальнейшем представляет значительный интерес вопрос исследования уровня температур при плоском торцовом шлифовании в сплошном слое СОТС с точки зрения возможности обработки наноматериалов.

**Список использованных источников:** [1] Маталин А.А. Технология машиностроения / Маталин А.А. - Л.: Машиностроение, 1985. - 496 с. [2] Семко М.Ф. Алмазное шлифование синтетических сверхтвердых материалов / Семко М.Ф., Грабченко А.И., Ходоровский М.Г. - Харьков: Вища школа, 1980. - 192 с. [3] Алмазная обработка технической керамики / [Д.Б. Ваксер, В.А. Иванов, Н.В. Никитков, В.Б. Рабинович]. - Л.: Машиностроение, 1976. - 160с. [4] Иванов В.А. Управление шероховатостью поверхности керамических пластин при алмазном шлифовании / Иванов В.А., Зайцев Г.Н // Резание и инструмент. - 1988. - Вып. 39. С. 79-82. [5] Verfahrensoptimierung beim Umfangs-Planschleifen. <http://www.idr-online.com/german/pages/articles/articles.html>. [6] Зайцев Г. Н. Алмазное шлифование керамики с наложением высокочастотных колебаний на стандартные чашечные круги / Зайцев Г. Н //Алмазы и сверхтвердые материалы. - 1980. - Вып. 3. - С. 13-14. [7] Грабченко А.И. Расширение технологических возможностей плоского торцового шлифования за счет рациональной подачи электролита в зону управления и обработки / Грабченко А.И., Пыжов И.Н., Култышев С.А. // Сверхтвердые материалы.-1990.-№ 6. -С. 58-61. [8] [Электронный ресурс]. - Режим доступа: [http://www.valve-industry.ru/pdf\\_site/73/73\\_Kochanov.pdf](http://www.valve-industry.ru/pdf_site/73/73_Kochanov.pdf). [9] Вероман В.Ю. Электроалмазное шлифование. / В.Ю. Вероман // В сб. Алмазные инструменты в машиностроении. -Л.: Лениздат. -1965.-С. 216-234. [10] Иванов В.А. Управление шероховатостью поверхности керамических пластин при алмазном шлифовании / Иванов В.А., Зайцев Г.Н // Резание и инструмент. - 1988. - Вып. 39. С. 79-82. [11] Новиков Н.В. О выборе электрических и механических параметров процесса алмазно-электролитической обработки твердых сплавов поликристаллическими катодами / Новиков Н.В., Гурвич Р.А. // Современные проблемы механики и физикохимии процессов резания, абразивной обработки и поверхностного пластического деформирования: Материалы Международной научной конференции, 14-16 мая 2002г., г. Киев. - К: АТМ Украины, 2002. - С. 63-65. [12] Либов Л.Я. Исследование условий оптимального применения центрифуги ОТН-800 для очистки электролита / Либов Л.Я., Мороз И.И., Влазнев Е.И. // Электрофизические и электрохимические методы обработки. - М.: НИИМАШ, 1971. - Вып.3. - С. 3-8. [13] Размерная электрическая обработка металлов: Учебное пособие для студентов вузов / [Б.А. Артамонов, А.Л. Вишницкий, Ю.С. Волков, А.В. Глазков]. Под ред. А.В. Глазкова. - М.: Высш. школа, 1978. -336с. [14] Патент 2228832 Российская Федерация, МПК 7 В 24 D 7/10, В 24 В 55/02. Абразивный инструмент для плоского шлифования / [Свитковский Ф.Ю., Иванова Т.Н., Балакин В.В., Люпа С.И.]. - 200212597/02; заявл. 27.09.2002; опубл. 20.05.2004. Бюл. №14. [15] Худобин Л.В. Техника применения смазочно-охлаждающих средств в металлообработке / Л.В. Худобин, Е.Г. Бердичевский.-М.: Машиностроение.- 1977. -189 с. [16] Барбашин Е.А. Введение в теорию устойчивости / Барбашин Е.А. - М.: Наука, 1967. - 223 с.

*Поступила в редколлегию 15.05.2012*



В.В. Гусев, д-р техн. наук, Л.П. Калафатова, д-р.техн. наук, Донецк, Украина,  
Д.В. Поколенко, Константиновка, Украина

## **ВЛИЯНИЕ ДИНАМИЧЕСКОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ НА ФОРМИРОВАНИЕ СТРУКТУРЫ ДЕФЕКТНОГО СЛОЯ СИТАЛЛА**

*В даній статті наводяться дослідження динамічного впливу на формування структури дефектного шару ситалу.*

*В данной статье приводятся исследования влияния динамического воздействия на формирование структуры дефектного слоя ситалла.*

*Research on the influence of the dynamic and force factors stipulated by the diamond wheel misbalance and on the defective layer under the pyroceramics machining is made.*

**Введение.** В настоящее время в мире наблюдается тенденция увеличения производства изделий из хрупких неметаллических и композиционных материалов, в частности, конструкционной керамики, к которой относятся и технические ситаллы. Изделия из технических ситаллов в силу возможности этих материалов обеспечивать такие эксплуатационные свойства, как высокие прочность на сжатие, термостойкость, возможность работы в агрессивных средах, радиопрозрачность, низкие диэлектрические потери, способность противостоять аэродинамическим нагрузкам и вибрациям и др., находят широкое применение в различных отраслях народного хозяйства. Ситаллы являются одним из перспективных материалов при производстве изделий ракетно-космической и авиационной техники [1]. Специфика эксплуатации изделий предполагает повышенные требования к их прочностным характеристикам, точности и качеству изготовления, которые напрямую зависят от эффективности механической обработки, осуществляемой путем алмазного шлифования.

Наличие дефектного или трещиноватого слоя характерно для всех видов абразивной обработки хрупких материалов (шлифования свободным абразивом, абразивными и алмазными кругами, механического полирования) [2]. Глубина дефектного слоя зависит от интенсивности процессов диспергирования, уменьшаясь от черновых к чистовым операциям обработки. При этом сформированный дефектный слой кардинальным образом влияет на эксплуатационные свойства изделий из хрупких материалов и прежде всего на прочность [3]. Несовершенства технологических процессов обработки, сопровождающиеся появлением вибраций в системе резания в сочетании с повышенным динамическим силовым воздействием на обрабатываемую поверхность (особенно на операциях чернового шлифования), приводят к появлению развитого приповерхностного дефектного слоя [4]. Глубина его проникновения

может достигать более 300 мкм, что отрицательно сказывается на трудоемкости последующих доводочных операций [2], а в случае неполного удаления дефектов, может сопровождаться разрушением изделий при эксплуатации.

Для обеспечения эксплуатационных характеристик изделий необходимо иметь четкое представление о влиянии входных параметров технологического процесса обработки изделий на показатели дефектности, прежде всего на структуру и глубину нарушенного обработкой слоя. В литературе практически отсутствуют какие-либо сведения о влиянии динамического фактора на качество формируемых поверхностей при шлифовании хрупких неметаллических материалов, кардинально отличающихся в силу своих физико-механических свойств механизмами разрушения материала припуска при абразивной обработке от металлов. Нет также данных о связи уровня дефектности, возникающей в поверхностном слое детали, со степенью динамических воздействий на нее при шлифовании.

Исследование закономерностей формирования дефектного слоя в изделиях из ситаллов при наличии динамического воздействия позволит регламентировать технические требования к технологической обрабатывающей системе и выбрать рациональные условия обработки при изготовлении изделий из ситалла.

**Целью** проведенных исследований было определение степени влияния динамического воздействия на развитие дефектного слоя в ситалле при приложении к его поверхности ударной сосредоточенной нагрузки и распределенной при шлифовании.

**Основная часть.** Были проведены экспериментальные исследования, связанные с определением влияния динамического воздействия на формирование дефектного слоя в ситалле при воздействии на него шарика и при шлифовании.

В первом случае образцы из ситалла АС-418 размерами 60х60х15мм устанавливались на предметный столик приспособления, а стальной шарик Ф19 и Ф20,5 мм (массой соответственно 0,02792 и 0,03877 кг) на электромагнитную плиту, после отключения которой производился контакт шарика с поверхностью образцов с высоты 400, 800, 1200, 1600, 2000, 2400 мм. Эксперимент проводился в условиях лаборатории научно-производственного отдела Константиновского казенного научно-производственного предприятия.

Исследуемые образцы покрывались люминисцентной жидкостью, после удаления которой наблюдали полученную дефектность через люминисцентный микроскоп ЛЮАМ. По результатам наблюдений обнаружено возникновение трещиноватого слоя в зоне контакта на образцах с высотой падения шарика 2000-2400 мм. Критическая кинетическая энергия при которой происходило образование кольцевых трещин составила 0,5 Дж. При превышении энергии удара выше 1,0 Дж на границе кольцевых трещин образуются радиальные трещины, которые приводили к разрушению образца из ситалла.

Дальнейшие исследования проводились по методу послойного стравливания дефектного слоя в зоне контакта шарика с поверхностью образца до полного удаления дефектности образованной в результате удара, а также послойного наблюдения за развитием дефектности.

Исследование динамического воздействия при механической обработке на формирование дефектного слоя проводили в условиях реализации схемы плоского врезного шлифования на станке модели 3672 при вариации режимов обработки. Станок оснащен системой для измерения и регистрации составляющих силы шлифования. В состав измерительной системы входят стол динамометрический, усилитель низкой частоты модели 8УН4, самописец НЗ3С-4. В качестве режущего инструмента использовались алмазные круги IAI 250x76x20x3 AC6 125/100–4-M2-01. Для поддержания режущей способности инструмента в процессе эксперимента на одинаковом уровне осуществлялась его правка электроэрозионным способом.

Обработке подвергались образцы из комбинированно-дефектного ситалла АС-418 размером 100x50x12 мм. Явление дисбаланса обеспечивалось за счет использования груза нормированной массы, закрепленного на торцевой поверхности шлифовального круга, и смещенного относительно оси последнего. Наличие дисбаланса сопровождается появлением центробежной силы  $F_{ц}$ , величина которой регулировалась за счет изменения массы груза.

Исследование дефектности ситаллов осуществляли методом люминесцентной дефектоскопии в сочетании с послойным химическим травлением образцов. Для детального исследования дефектной поверхности использовался люминесцентный микроскоп серии «Люам», позволяющий наблюдать и фотографировать изображение объекта в свете люминесценции при максимальном увеличении в 2500 крат. Травление образцов производилось от уровня обработанной поверхности с шагом 20 мкм. Общая глубина травления определялась выполнением требования выхода на слои материала, не содержащие дефектов, обусловленных обработкой. Контроль структуры дефектности на различных глубинах осуществлялся по цифровым фотоснимкам наиболее характерных участков поверхности образцов. По микрофотографиям дефектной поверхности определялся вид дефектов, и обсчитывались параметры дефектности с использованием специально разработанной программы на ЭВМ.

Оценка структуры дефектного слоя осуществлялась по следующим показателям: глубина проникновения дефектов ( $h_d$ , мкм), определяемая выходом на уровень травления, соответствующий полному отсутствию дефектов, вызванных обработкой; относительная плотность дефектов ( $S_{om}$ , %), определяемая отношением площади, занятой дефектами, ко всей исследуемой площади образца. Последняя является интегральным показателем качества структуры дефектного слоя деталей из ситалла.

При ударе на поверхности образцов из ситалла образуется система кольцевых трещин, распространяющихся в глубь материала, также как и при статической нагрузке [4]. На поверхности образца остается остаточный отпечаток радиусом  $a$ , величина которого зависит от радиуса шарика и высоты его падения (таблица). Кольцевые трещины на поверхности образуются на расстоянии  $y/a = 1..1,6$  от центра контакта.

Таблица

| № образца | Высота падения шарика $h$ (м) | масса шарика $m$ (кг) | Радиус отпечатка $a$ (мм) | Внешний радиус круговой трещины $y_2$ (мм) | Внутренний радиус круговой трещины $y_1$ (мм) | Кинетическая энергия падения шарика $E$ (Дж) | $y/a$   |
|-----------|-------------------------------|-----------------------|---------------------------|--------------------------------------------|-----------------------------------------------|----------------------------------------------|---------|
| 1         | 2                             | 0,02792               | 0,462                     | 0,640                                      | 0,465                                         | 0,548                                        | 1-1,4   |
| 2         | 2                             | 0,03877               | 0,681                     | 1,092                                      | 0,834                                         | 0,760                                        | 1,2-1,6 |
| 3         | 2,4                           | 0,03877               | 0,737                     | 1,103                                      | 0,940                                         | 0,913                                        | 1,2-1,5 |

Поверхностные трещины сначала распространяются вертикально, а потом поворачиваются, образуя конические трещины Герца. На рисунке 1. показана дефектность образца из ситалла на различной глубине от поверхности. При ударном воздействии рост, слияние трещин и образование обломков выкрашивания, которое происходит в основном в центре контакта под отпечатком, происходят одновременно в различных точках материала [5].

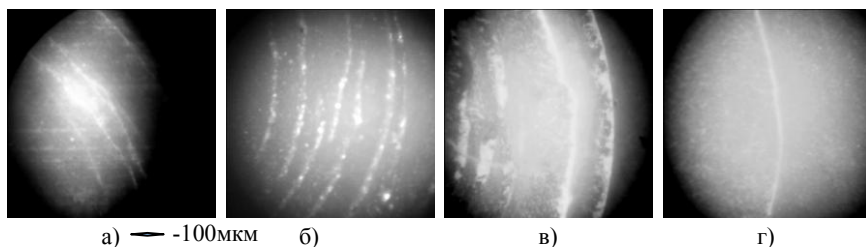


Рисунок 1 – Дефектность ситалла АС-418 при воздействии на него ударного нагружения с энергией 0,548 Дж на различной глубине от поверхности:  
а – 0 мкм, б – 30 мкм, в – 130 мкм, г – 220 мкм

Конические трещины образуются не только с поверхности, но и из зоны под пятном контакта. Это приводит к увеличению на определенной глубине 30...60 мкм числа конических трещин (см. фотографии а и б на рисунке 1). На глубине залегания порядка 60-80 мкм происходит разветвление круговых трещин на более мелкие, которые и образуют трещиноватый слой из мелких дефектов, соединяющих между собой. При ударе стальным шариком наиболее дефектный слой располагается на глубине от 30 до 160 мкм.

Дефектность ситалла марки АС-418 зависит от высоты падения шарика, его диаметра и массы, что определяет энергию, вносимую в поверхностный слой при ударе. С увеличением энергии вносимой в поверхностный слой при ударе возрастает количество круговых трещин, их диаметр, увеличивается число трещин в слое 30...160мкм. Максимальная глубина проникновения трещин также увеличивается (рисунок 2).

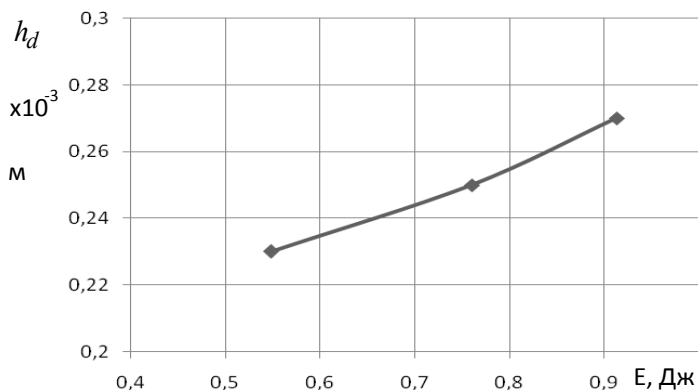


Рисунок 2 – Влияние энергии удара стального шарика по пластинке из ситалла АС-418 на максимальную глубину проникновения дефектов

Как ранее было показано в работе [3], интенсивность развития дефектного поверхностного слоя изделий при механической обработке ситаллов определяется уровнем нормальной составляющей силы резания  $P_y$ , которая, в свою очередь зависит от уровня параметров режима шлифования. Действительно, при увеличении параметров режима резания, прежде всего скорости перемещения детали  $V_d$  и глубины шлифования  $t$  и, как следствие, роста силы  $P_y$ , относительная плотность дефектов возрастает, достигая максимальных значений на глубине 150...260мкм. При этом относительная плотность дефектов, обусловленных обработкой, по глубине изменяется нелинейно. Происходит чередование участков поверхностей образца с максимальной и минимальной относительной плотностью дефектов.

Интенсификация режимов резания приводит к росту энергии, поступающей в зону контакта круга и образца. Колебание нормальной составляющей силы резания, вызывается различного рода факторами, в том числе и неуравновешенностью шлифовального круга. При увеличении центробежной силы (величины дисбаланса круга) возрастают колебания нормальной состав-

ляющей силы резания, что приводит к увеличению энергии вносимой при обработке в поверхностный слой обрабатываемой заготовки.

С увеличением динамического воздействия при неизменных режимах обработки (рисунок 3) возрастает как глубина распространения дефектного слоя, так и интенсивность дефектообразования на большой глубине (200...360 мкм). В свою очередь, увеличение глубины дефектного слоя и плотности дефектов оказывает отрицательное влияние на прочность изделий из ситаллов [2].

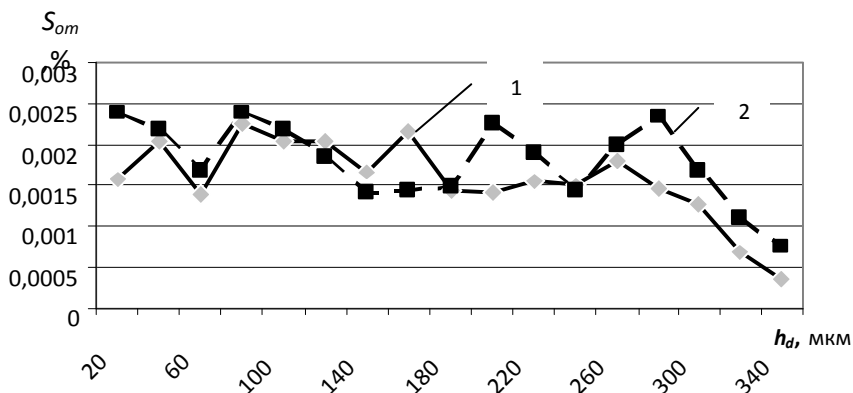


Рисунок 3 – Изменение относительной площади, занимаемой дефектами, по глубине образца при шлифовании с режимами резания ( $V=34\text{ м/с}$ ,  $V_d=1,1\text{ м/мин}$ ,  $t=0,4\text{ мм}$ ) при: 1 – отсутствии и 2 – наличии дисбаланса круга ( $F_g=50\text{ Н}$ )

Периодическое изменение плотности дефектов по глубине образца связано с ветвлением трещин (дефектов обработки), возникающих в объеме обрабатываемого образца при определенных условиях его нагружения, и последующим периодическим выходом ветвящихся трещин на уровень стравливаемой поверхности. Интенсификация режимов резания приводит к росту энергии, поступающей в зону контакта круга и образца. В результате возрастает число ответвлений от основных трещин и, как следствие, количества пиков дефектности (см. рисунок 3) на разных глубинах нарушенного при шлифовании слоя ситалла [3, 6].

**Вывод.** В представленной работе было установлено, что с увеличением энергии внесенной в поверхностный слой как при ударе металлического шарика по образцу из ситалла, так и при алмазном шлифовании происходит ухудшение структуры дефектного слоя изделий. С увеличением энер-

гии удара и при возникновении вибраций в технологической системе обработки, обусловленных величиной дисбаланса круга, происходит увеличение глубины дефектного слоя. С увеличением динамического воздействия возрастает как глубина распространения дефектного слоя, так и интенсивность дефектообразования на большой глубине, что отрицательно сказывается на прочностных свойствах изделий из ситалла.

Структура дефектного слоя после алмазного шлифования отличается от структуры и вида дефектов формирующихся при динамическом воздействии шарика на образец из ситалла. Если при ударе шариком в поверхностном слое образуются в основном трещины Герца, то при алмазном шлифовании формирование дефектного слоя ситалла определяется процессом ветвления (бифуркацией) трещин. С ростом динамического воздействия при шлифовании возрастает число ответвлений от основных трещин и, как следствие, количества пиков дефектности на разных глубинах нарушенного при шлифовании поверхностного слоя ситалла.

**Список использованных источников:** 1. Суздальцев Е.И., Халищев А.С. К вопросу устойчивости стеклокерамики литийалюмосиликатного состава к воздействию эксплуатационных факторов летательных аппаратов // Огнеупоры и техническая керамика. – 2005, №5. - С. 16-23. 2. Гусев В.В., Калафатова Л.П. Обеспечение эксплуатационных характеристик изделий из конструкционной керамики на стадии их производства // Сучасні технології у машинобудуванні: Зб. наук. статей/ За заг. ред. А.І. Грабченка. – Том 2. – Харків: НТУ «ХПІ», 2006. – С. 334-346. 3. Влияние особенностей процесса алмазного шлифования ситаллов на дефектность поверхностного слоя / Гусев В.В., Калафатова Л.П и др. // Труды Донецкого национального технического университета. Серия «Машиностроение». – Донецк: ДонНТУ. – 2004.- Вып. № 71.- С. 28-34. 4. Морозов Е.М., Зернин М.В. Контактные задачи механики разрушения. – М.: Машиностроение, 1999. – 544с. 5. Керрен Д. Механизмы и модели кратерообразования в природных средах: Механика// Д. Керрен, Д. Шоки, Л. Симен, М. Остин. – М.: Мир, 1981. Вып.26. – С.81-115. 6. Гусев В.В. Влияние динамического воздействия на формирование структуры дефектного слоя при шлифовании ситалла// В.В. Гусев, Л.П. Калафатова, Д.В. Поколенко Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ „ХПИ“, 2008. – Вип.74. – С.84-91.

*Поступила в редколлегию 15.06.2012*

Ю.Г. Гуцаленко, Харьков, Украина

## ОСНОВНЫЕ ПРЕДПОСЫЛКИ РАЗРАБОТКИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ НА БИМОДАЛЬНОЙ ВОЛЬФРАМОКАРБИДНОЙ ОСНОВЕ

*Наводиться огляд та аналіз передумов розробки інструментальних твердих сплавів на бімодальної вольфрамокарбідної основі.*

*Ключові слова: твердий сплав, карбід вольфраму, бімодальна композиція, кобальтова зв'язка, спікання.*

*Приводится обзор и анализ предпосылок разработки инструментальных твердых сплавов на бимодальной вольфрамокарбидной основе.*

*Ключевые слова: твердый сплав, карбид вольфрама, бимодальная композиция, кобальтовая связка, спекание.*

*An overview and analysis of general background to development of tool cemented carbide on bimodal tungsten carbide base are presented.*

*Keywords: cemented carbide, tungsten carbide, bimodal composition, cobalt binder, sintering.*

**Введение.** Ключевые свойства твердых сплавов определяются микроструктурой. Размер и форма карбидного зерна относятся к наиболее важным характеристикам микроструктуры, влияющим на такие свойства, как сопротивление поперечному разрыву и твердость [1]. Основным интерес, однако, представляет одновременная с уплотнением микроструктурная эволюция.

Наряду с форморазмерными изменениями, то есть наряду с усадкой и деформацией ползучести, микроструктура тоже меняется. Если бы не было микроструктурных изменений, компактирования на самом деле не было бы, так как оно реализуется через перестановку карбидных частиц и приспособляемость формы зерна происходящему уплотнению.

В предлагаемом обзоре интернационального опыта разработки и исследований технологий порошковой металлургии вольфрамокобальтовых твердых сплавов прослеживаются и анализируются предпосылки композиции и спекания новых инструментальных материалов на бимодальной вольфрамокарбидной основе.

**Обзор и анализ предпосылок.** Частички распределенной в тонкозернистых вольфрамокарбидных структурах кобальтовой связки с достижением 650 – 710 °С и последующим сначала приближением к полутемпературе плавления Со, а затем и ее превышением ведут себя как вязкая масса, растекающаяся со смачиванием окружающих карбидных поверхностей [2, 3]. Размывание граничных зон сразу же после сокращения поверхностных окислов приводит к первой стадии уплотнения [4].



Поверхностные окислы, практически всегда присутствующие в порошке, активно сокращаются в широком температурном диапазоне 650 – 850 °C с максимумом вокруг 750°C и дополнительным пиком с CO/CO<sub>2</sub> эмиссией при 950 °C для содержащих WC материалов [4]. Определенный свидетельский опыт в этом аспекте представляют также данные вакуумного термодесорбционного отжига спеченных твердых сплавов [5]. В исследовании [6] отмечается, что усадка начинает происходить с сокращением всех поверхностных окислов после образования CO и CO<sub>2</sub> из адгезивного (связывающего) кислорода и окисления углерода из WC. С растеканием кобальта свободная поверхностная энергия понижается [7], и пограничные обмены WC-газ и Co-газ для понижают для WC-Co энергию на границах приблизительно на одну пятую [2].

Интенсивность растекания связки ограничена такими факторами как характеристики поверхности, морфологии и химии карбидных частиц, а также содержанием, дисперсностью, химическими и физическими свойствами связующего. Растекание связующего связывается с действием сил Лапласа вдоль фронтальной линии смачивания между карбидом и связующим. Эти микроскопические силы перегруппировывают карбидные частицы и уменьшают среднее расстояние между соседними зернами, приводя к уплотнению [2].

Исходные насыпки (прессовки) с меньшим размером зерен имеют большую поверхность границ компактирования и более высокий потенциал энергии границ раздела. В результате спекание тонкозернистых карбидов вольфрама начинается раньше и роль твердотельной усадки увеличивается [2]. Дробление и перемешивание более тонких WC материалов приводит к большему их дефектированию, что в результате проявляется в более высоких внутренних напряжениях, сокращению расстояния между источником и приемником диффузии и, таким образом, более низкой вязкости [8]. Максимум интенсивности усадки наступает при более низкой температуре и кривая интенсивности усадки является более широкой, но более пологой [4, 6]. Поведение усадки становится также в большей степени чувствительным к шагам процессирования предшествующего спекания. Для ультратонкого карбида вольфрама твердотельное спекание может вносить порядка 90 % вклада в общее уплотнение [2]. При этом более ранняя усадка наблюдается для порошков мельничного раздробления по сравнению с овализованным измельчением [3].

На начальном этапе усадки карбиды перестраиваются из довольно однородного пространственного распределения в исходной порошковой насыпке (прессовке) в агрегатированные структуры с объяснением [9] быстрого начального уплотнения образованием плотноупакованных межкарбидных границ после проникновения кобальта на карбидные поверхности и сближением частиц в результате этого. На втором этапе уплотнения связующие мостики могут трансформировать карбидные частицы [4]. Во время интенсивной усадки в твердом состоянии группирования WC-Co, которые образуются при

растекании кобальта, ведут себя как вязкая масса и заполняют окружающую область пустот. Уменьшение размера и улучшение дисперсии частиц Co приводит к большему числу группировок WC-Co, образующихся при растекании связующего, сокращению дистанции диффузии и большей равномерности капиллярных сил. Результатом является более однородная эволюция пор, что будет проявляться на поздних стадиях уплотнения [3]. Добавка C или W к тонкозернистому WC-Co материалу понижает интенсивность усадки с более сильным эффектом W добавки [10].

Кроме тонкодисперсных материалов твердотельная усадка кинетически может быть разделена на две стадии. Первая стадия уплотнения, обычно ниже 1100 – 1200 °С, предполагает ожидание однородности распространения и пластического течения связующего, в то время как несимметричные силы на второй стадии становятся достаточно сильными, чтобы приводить к кручению, повороту и сдвигу в среде частиц, несмотря на произведенную пластическим течением связующего установку [4].

На первой стадии внутреннее напряжение связующего способствует капиллярной силе, приводящей в движение уплотнение, в то время как на втором этапе связующее является отожденным и его внутренние напряжения незначительно содействуют капиллярному. Кроме того, на первом этапе связующее находится в состоянии, близком к свободному пластическому течению, в то время как на втором этапе пластическое течение является ограниченным многочисленными взаимодействиями «карбид-связка» [2].

Уплотнение на первой стадии сильно зависит от предшествующего спеканию процессирования и лишь слабо – от размера зерна, в то время как на втором этапе наблюдается слабая зависимость от процессирования, но сильная – от размера зерна. Для ультратонкодисперсных материалов твердотельная усадка проявляется более сложно, и разделить ее только на две стадии не представляется возможным [2].

Начало перестройки в местной плотные области происходит за счет микропор из-за неоднородностей в исходной порошковой насыпке (прессовке) [2]. С потоком связующего в окружающую матрицу все больше и больше карбидных частиц скрепляются в растущем агломерате [11]. Далее уплотнение происходит путем ползучести материала WC-Co для заполнения микропор [2]. Распространение Co вдоль карбидных поверхностей и перестройка в агрегированную структуру показаны на рисунке (а), который был получен в РЭМ по методу вторичных электронов после нагрева материала WC-Co с 3 мкм WC и 10 мас. % Co до 1280° С и охлаждения.

Частицы карбида, как правило, овализованы после измельчения исходных порошков. Широкое распространение процесса растворения-переосаждения в процессе спекания подтверждено призматической формой зерна, характерной для WC-Co материалов после длительного спекания [9]. Преимущественно призматический рост связан с кристаллической структурой

WC и энергией анизотропии поверхностей раздела фаз [12, 13]. Призматические формы карбида быстрее развиваются в мелкозернистых материалах, чем в крупнозернистых [7], и форма граничных зерен WC изменяется в зависимости от содержания углерода [13-15]. Огранка карбидов очевидна из рисунка (б), который был получен в РЭМ по методу вторичных электронов после спекания того же материала, который приведен на рисунке (а), при 1430° С в течение 60 мин. Этот цикл спекания подобен используемому в промышленной практике.

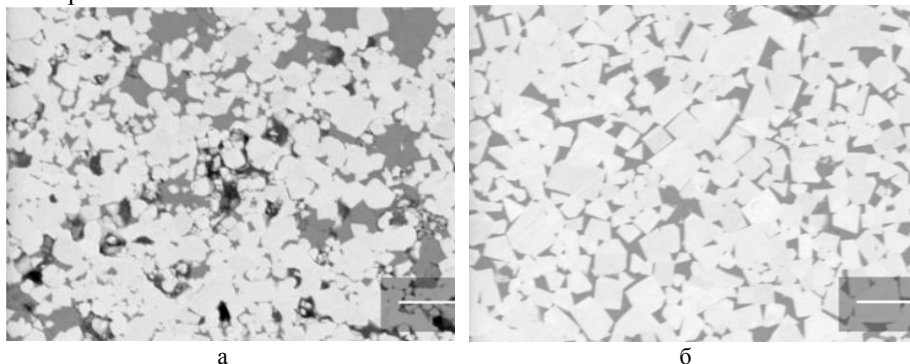


Рисунок – Электронно-микроскопические фотографии, полученные для композиции WC-Co после нагрева до 1280° С и охлаждения (а) и после спекания при 1430° С в течение 60 мин (б): WC проявляется светло-серым, Co – темно-серым, поры – черным [16].

Размер зерна спеченной структуры в основном зависит от распределения начального размера и, следовательно, условий размола [17]. В этом плане большие зерна могут выступать в качестве отправной точки для быстрого дискретного зернового развития, расширяя распределение размера зерна, в том числе с позиций бимодального подхода.

**Закключение.** Одной из ведущих тенденций в развитии большинства современных твердосплавных материалов является ориентация на карбидные зерна более мелких размеров, так как это повышает твердость и износостойкость [5]. Это естественно привело к развитию исследований, посвященных механизмам спекания в субмикронных и нанокристаллических твердосплавных материалах [2, 18-20], а также к разработкам их бимодальной концепции [5, 21, 22]. Важным фактором поддержки развития этих исследований являются современные технологические методы интенсифицированного полевым и прямым действием электрического тока воздействия механическим давлением на объект спекания [23-25].

**Список использованных источников:** 1. Exner H.E., Gurland J. A review of parameters influencing some mechanical properties of tungsten carbide-cobalt alloys, Powder Metall., 13(1970):25, pp. 13-

31. **2.** Submicron and ultrafine grained hardmetals for microdrills and metal cutting inserts / *G.Gille, B.Szesny, G.Dreyer, H. van den Berg, J.Schmidt, T.Gestrich, G.Leitner*, *Int. J. Refract. Met. Hard Mat.* 20(2002), pp. 3-22. **3.** *Schubert W.D., Bock A., Lux B.* Aspects of ultrafine hardmetal sintering, In: *Advances in Powder Metallurgy and Particulate Materials*, Vol. 3, Princeton University Press, Princeton, 1999, pp. 1023-1036. **4.** *Gille G., Szesny B., Leitner G.* A new 0.4  $\mu\text{m}$  WC powder as well as powder-related properties and sintering behaviour of 0.6 to 30  $\mu\text{m}$  WC-Co hardmetals, *J. Adv. Mater.*, 31(1999): 2, pp. 9-22. **5.** Composition and sintering of cemented carbides with nanoadditives / *E.S.Gevorkyan, Yu.G.Gutsalenko, N.M.Prokopiv, V.Yu.Kodash*, *Proceedings of the 13th International Conference on Tools ICT2012 27-28 March 2012*, pp. 215-220. **6.** Advanced and new grades of WC and binder powder – their properties and application / *G.Gille, J.Bredthauer, B.Gries, B.Mende, W.Heinrich*, *Int. J. Refract. Met. Hard Mat.* 18(2000), pp. 87-102. **7.** *Nelson R.J., Milner D.R.* Densification processes in the tungsten carbide-cobalt system, *Powder Metall.* 15(1972): 30, pp. 346-363. **8.** *Gille G., Leitner G., Roebuck B.* Sintering behaviour and properties of WC-Co hardmetals in relation to the WC powder properties, In: *Advances in Hard Materials Production, Proceedings of the 1996 European Conference on Advances in Hard Materials Production*, Stockholm, Sweden, May 27-29, 1996, EPMA, Shrewsbury, 1996, pp. 195-210. **9.** *Meredith B., Milner D.R.* Densification mechanisms in the tungsten carbide-cobalt system, *Powder Metall.* 19(1976): 1, pp. 38-45. **10.** *Freytag J., Exner H.E.* The influence of tungsten and carbon additions on the sintering and the magnetic properties of WC-12Co cemented carbides, In: *Modern Developments in Powder Metallurgy*, Vol. 10, MPIF-APMI, Princeton, 1977, pp. 511-523. **11.** *Snowball R.F., Milner D.R.* Densification processes in the tungsten carbide-cobalt system, *Powder Metall.* 11(1968): 21, pp. 23-40. **12.** *Exner H.E.* Physical and chemical nature of cemented carbides, *Inter. Mater. Rev.*, 4(1979), pp. 149-173. **13.** Microstructure evolution in the cemented carbides WC-Co. Effect of the C/W ratio on the morphology and defects of the WC grains / *Y.Wang, M.Heusch, S.Lay, C.H.Allibert*, *Phys. Status Solid*, 193(2002), pp. 271-283. **14.** Variation of WC grain shape with carbon content in the WC-Co alloys during liquid-phase sintering / *S.Kim, S.-H.Han, J.-K.Park, H.-E. Kim*, *Scripta Mater.* 48(2003), pp. 635-639. **15.** *Lay S.* Characterisation from  $\mu\text{m}$  to nm scale for interface analysis, *Materials Science Forum*, Vols. 426-432(2003), pp. 4203-4208. **16.** *Petersson A.* Cemented carbide sintering: constitutive relations and microstructural evolution, Doctoral Dissertation, Royal Institution of Technology Department of Materials Science and Engineering, Stockholm, 2004, 37 p. **17.** Auswirkung der Wolframkarbid-Ausgangspulver auf gesinter-te Wolframkarbid-Kobalt-Hartmetalle / *H.E.Exner, A.Walter, P.Walter, G.Petow*, *Metallwissenschaft und Technik* 32(1978): 5, pp. 443-448. **18.** *Berger S., Porat R., Rosen R.* Nanocrystalline materials: A study of WC-based hard metals, *Prog. Mater. Sci.* 42(1997), pp. 311-320. **19.** *Carroll D.F.* Sintering and microstructural development in WC/Co-based alloys made with superfine WC powder, *Int J. Refract. Met. Hard Mat.* 99(1999), pp. 123-132. **20.** *Геворкян Е.С.* Щільні та поруваті конструкційні матеріали з нано- та субмікронних порошків WC,  $\text{Al}_2\text{O}_3$  і SiC поліфункціонального призначення: дис. ... д-ра техн. наук: 05.17.11 Технологія тугоплавких неметалічних матеріалів. – Харків, 2008. – 289 с. **21.** *Dosta S., Miguel J.R., Guilemany J.M.* Nanostructured cermet coatings with enhanced properties produced by HVOF thermal spray, *Materials Science Forum*, Vols. 587-588(2008), pp.1024-1028. **22.** *Sun L., Xiong J., Guo Z.X.* Effects of Nano- $\text{Al}_2\text{O}_3$  Additions on microstructures and properties of WC-8Co hard metals, *Advanced Materials Research*, Vols. 97-101(2010), pp. 1649-1652. **23.** *Groza J.R.* Nanocrystalline powder consolidation methods, In: *Nanostructured Materials: Processing, Properties and Potential Applications*, N.Y., Noyes Publications, William Andrew Publishing, 2002, pp. 115-178. **24.** *Геворкян Э.С., Гуцаленко Ю.Г.* Особенности и место электроконсолидации прямым действием переменного тока в системе методов субмикро- и нанопорошкового спекания под давлением // *Вісн. НТУ «ХПІ»*. – 2010. – №49. – С. 144-161. **25.** *Гуцаленко Ю.Г.* Определение рационального давления прессования при нанопорошковой электроконсолидации // *Високі технології в машинобудуванні*. – 2011. – Вип.1 (21). – С. 50-61.

*Поступила в редколлегию 15.06.2012*

А.Г. Деревянченко, д-р техн. наук, Г.А. Оборский, д-р техн. наук,  
Г.П. Гнатюк, канд. техн. наук, С.К. Волков, Одесса, Украина

## **КОНТРОЛЬ СОСТОЯНИЙ ЭЛЕМЕНТОВ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ИНСТРУМЕНТОВ ДЛЯ ГЛУБОКОГО СВЕРЛЕНИЯ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ СИСТЕМЫ ТЕХНИЧЕСКОГО ЗРЕНИЯ**

*Одержано нові експериментальні результати контролю станів елементів ріжучої частини головок ВТА на лабораторних стендах, до складу яких входить система технічного зору. Результати у вигляді наборів цифрових зображень зношених поверхонь і ріжучих кромок, зон викрушувань і сколів головок, а також напрацювання, одержані при експлуатації стендів, можуть бути використані для створення модуля інтелектуальної системи контролю, діагностики станів і прогнозування залишкового ресурсу головок.*

*Получены новые экспериментальные результаты контроля состояний элементов режущей части головок ВТА на лабораторных стендах, в состав которых входит система технического зрения. Результаты в виде наборов цифровых изображений изношенных поверхностей и режущих кромок, зон выкрашиваний и сколов головок, а также наработки, полученные при эксплуатации стендов, могут быть использованы для создания модуля интеллектуальной системы контроля, диагностирования состояний и прогнозирования остаточного ресурса головок.*

*New experimental results of control of the cutting part elements states of the VTA heads on laboratory stands which the system of technical sight are got. Results as sets of digital representations of wearing surfaces and cutting edges, areas of fractures and heads splitting off, and also the works got during exploitation of stands can be used for creation of the module of the intellectual checking system, diagnosing of being and prognostication of remaining resource of heads.*

Станки для глубокого сверления представляют собой сложные технические системы, надежность которых в значительной степени определяется совокупностью состояний основных рабочих элементов и узлов. Значительное число отказов таких станков происходит вследствие отказов (потери работоспособности) их режущих инструментов (РИ). Поэтому тематика статьи, посвященной результатам разработки одного из модулей интеллектуальной системы контроля и диагностирования сверл для глубокого сверления (СГС), представляется авторам актуальной.

**Анализ предыдущих исследований.** Анализ литературных данных [1, 2 и др.] показал, что для оценки состояний названных типов РИ в большинстве случаев используют косвенные методы контроля. Они в процессе обработки обеспечивают укрупненное распознавание состояний СРС в пространстве двух классов состояний "СГС работоспособно" и "СГС в состоянии отказа". При этом теряется ценная диагностическая информация о состоянии каждого из режущих элементов (РЭ) режущей части (РЧ) СГС, которая может быть получена с использованием прямых методов контроля в процессе прерывания обработки (при смене заготовок).

**Целью настоящей статьи является** изложение некоторых из новых экспериментальных результатов прямого контроля состояний РЭ головок ВТА на лабораторных стендах с использованием системы технического зрения (СТЗ).

**Рассмотрим основные результаты разработок.** В ОНПУ проводятся исследования, направленные на разработку модулей интеллектуальной системы контроля, диагностирования состояний и прогнозирования (ИС КДП) остаточного ресурса РЧ СГС, в частности – головок ВТА. Одним из них является модуль для регистрации и обработки систем образов (цифровых изображений) изношенных поверхностей и режущих кромок (РК), зон выкрашивания и сколов РЧ СГС с использованием СТЗ.

Укрупненная схема фрагмента ИС КДП СГС, отображающая лишь модуль регистрации, обработки и распознавания цифровых изображений поверхностей и режущих кромок РЭ, представлена на рис. 1. Объектами контроля являются в первую очередь режущие элементы ( $РЭ_1, РЭ_2, \dots, РЭ_n (n = 1 - 5)$ ), а также ряд поверхностей направляющих элементов (НЭ) – выглаживателей СГС.

Созданию станочной системы контроля состояний инструментов обычно предшествуют длительные и кропотливые исследования на лабораторных стендах. Изучаются виды дефектов режущей части, определяются их параметры, что позволяет в дальнейшем переходить к формированию классов состояний РЭ и соответствующих пространств состояний [1, 2]. Эксперименты проводились в станочной лаборатории кафедры металлорежущих станков, метрологии и сертификации ОНПУ на станке для глубокого сверления мод. 2810 Одесского СПО. Существует множество вариантов конструкций СГС [1, 2 и др]. В данной работе объектами контроля служили головки ВТА. Контроль головок выполнялся как на станке, так и на специальных стендах (рис. 2-4).

Общий вид станка с одним из вариантов системы контроля состояний рабочих поверхностей и режущих кромок головок ВТА приведен на рис. 2.

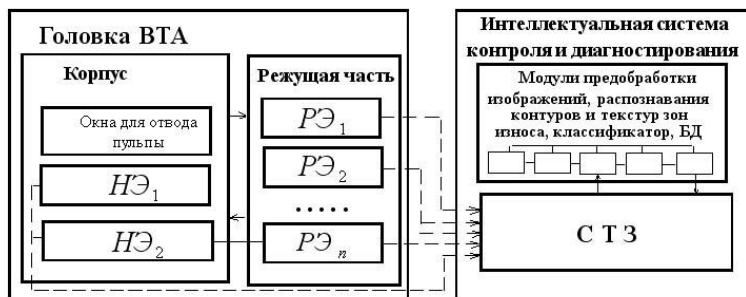


Рисунок 1 – Укрупненная схема процессов контроля состояний элементов РЧ головок ВТА с использованием СТЗ.

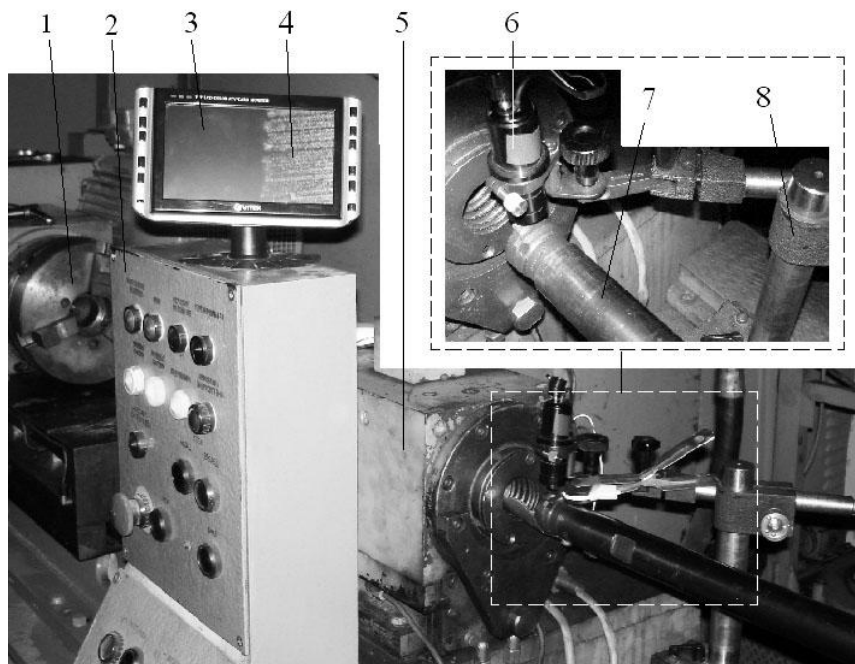


Рисунок 2 – Общий вид станка для глубокого сверления мод. 2810 с опытным вариантом системы контроля состояний СГС (1 – патрон, 2 – пульт управления, 3 – видео-контрольное устройство, 4 – изображение прикромочного участка одного из РЭ сверла, 5 – маслоприемник, 6 – WEB – камера, 7 - борштанга с контролируемой головкой ВТА, 8 – стойка, на которой крепится WEB – камера.).



Рисунок 3 – Фрагмент стенда для предварительного лабораторного анализа состояний режущей части СГС (1 – корпус, 2 – стойки крепления оптики, 3 – окуляр, 4 – головка ВТА, 5 – поворотный диск для вращения головки вокруг оси, 6 – устройство для вспомогательных поворотов головки).

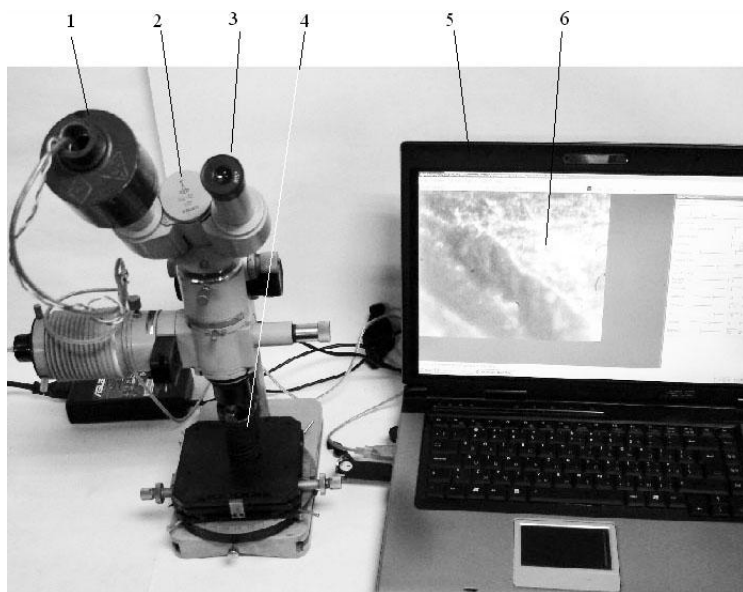


Рисунок 4 – Лабораторный вариант системы технического зрения для контроля состояний рабочих элементов головки (1 - цифровая WEB – камера, вставленная в левую регулируемую окулярную трубку микроскопа; 2 - бинокулярный микроскоп мод. ММУ-3; 3 – правая окулярная трубка для предварительного выбора зоны контроля; 4 – контролируемая головка; 5 – ПЭВМ; 6 – изображение прикромочного участка одного из РЭ головки).

Контролировались головки с изношенными рабочими элементами (РЭ) и с РЭ в состоянии отказа - после обработки отверстий в заготовках из стали 40Х при следующих режимах:  $V = 72$  м /мин;  $S = 0,3$  мм/об; расход СОТС  $Q = 135$  л/мин; давление СОТС  $P = 2, 35$  МПа. Контрольными зонами являлись прикромочные участки рабочих элементов и “уголки” головок. Некоторые из результатов регистрации образов РЭ одной из головок показаны на рис. 5, 6.



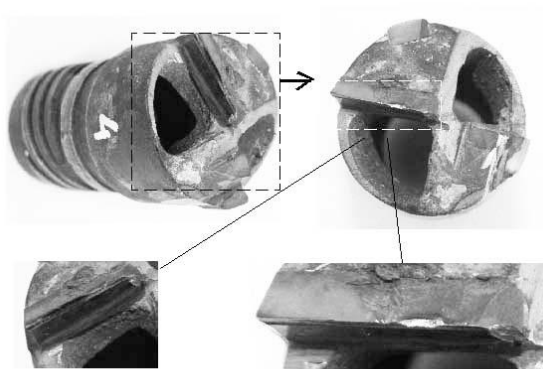


Рисунок 5 – Общие виды рабочих элементов одной из головок ВТА в состоянии отказа (со следами скола участка режущей части РЭ).

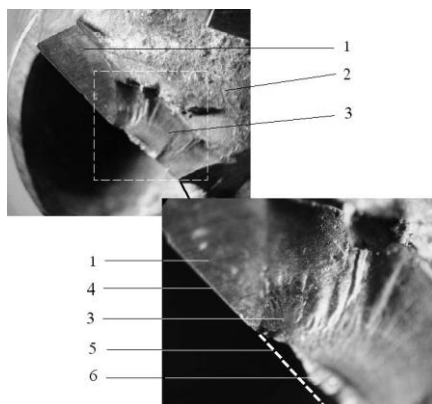


Рисунок 6 – Изображения участка скола одного из рабочих элементов головки, показанной на рис. 5 (1 – рабочий элемент; 2 – тело РЧ; 3 – зона скола; 4 – остаточный участок режущей кромки отказавшего РЭ; 5 – граничное положение участка РК до скола, 6 – граница скола со стороны задней поверхности РЭ).

Как следует из анализа рис. 5, 6, контролируемая головка находится в состоянии отказа (отчетливо прослеживается скола участка режущей части РЭ).

В процессе работы головки происходят индивидуальные формоизменения каждого из ее рабочих элементов. Это оказывает комплексное влияние на изменения составляющих силы резани, процессов стружкообразования и стружкодробления на каждом рабочем элементе.

Вызванное износом прекращение стружкодробления приводит к пакетированию стружки в головке и в борштанге, что может привести к поломке дорогостоящей головки. Поэтому очевидна экономическая целесообразность создания интеллектуальной системы контроля, диагностирования состояний и прогнозирования остаточного ресурса режущей части головок.

Изменение параметров стружкообразования при проявлении с износом РЧ эффекта «опускания РК» (вследствие соединения зон износа по передней и задним поверхностям), исследованное в работе [4], может быть обнаружено на основе обработки цифровых изображений – ортогональных проекций передней и задних поверхностей каждого из РЭ.

При контроле головок, в частности – передних поверхностей рабочих элементов, представляет интерес регистрация их цифровых ортогональных проекций (как в отраженном, так и в проходящем свете). Однако при этом иногда возникает конфликт между требуемым фокусным расстоянием и невозможностью подвести окуляр оптической системы к рабочим элементам вследствие задевания цилиндрического корпуса головки. В настоящее время отрабатывается вариант контроля с использованием системы световодов.

Головка с несколькими режущими элементами представляет собой сложнорежущий инструмент - систему элементов, надежность которой определяется состояниями не только каждого из РЭ, но и «подсостояниями» передних и задних поверхностей, РК, особенно – зон уголков. Эта система элементов может быть представлена в виде многосвязного графа.

Текущий контроль каждого из рабочих элементов головки позволит оценить ее состояние в целом:

$$C_G = C_1 \cup C_2 \dots \cup C_n.$$

Представляется перспективной оценка надежности головок ВТА и прогнозирования их отказов с использованием известных методик, основанных на применении Марковских моделей.

В данной работе исследовались головки с напайными режущими элементами. Все более широкое применение получают головки с механическим креплением сменных режущих элементов. Для таких СГС разрабатываемая система контроля обеспечит ряд новых возможностей.

Во-первых - многопараметрическая оценка состояния каждого рабочего элемента.

Во-вторых - это возможность использования набора критериев отказа каждого из элементов (с учетом его «веса», степени важности в системе РЭ)

вместо обычно рекомендуемого [2] – предельно допустимого износа задней поверхности РЭ (например -  $[h_3^{\max}] = 0,4 - 1,8 \text{ мм}$ ).

Кроме того, становится возможным прогнозирование момента прекращения эксплуатации головки с отказавшим одним (или несколькими) РЭ. Далее может быть выполнено восстановление работоспособности СГС путем замены отказавших элементов.

Требования к объему статьи не позволяют привести комплекс результатов цифровой обработки полученных образов РЭ головок – выделенных контуров зон износа и поломок, формируемых по ним признаков состояний и др. Планируется изложить их в следующих публикациях.

Прогнозирование остаточного ресурса головок планируется производиться с использованием подхода, изложенного нами в [4].

### **Выводы.**

Получены новые экспериментальные результаты контроля состояний элементов режущей части головок ВТА на лабораторных стендах, в состав которых входит система технического зрения.

Результаты в виде наборов цифровых изображений изношенных поверхностей и режущих кромок, зон выкрашиваний и сколов головок, а также наработки, полученные при эксплуатации стандов, будут использованы для создания соответствующего модуля интеллектуальной системы контроля, диагностирования состояний и прогнозирования остаточного ресурса головок и других типов СГС.

**Список использованных источников:** 1. Обработка глубоких отверстий/Н. Ф. Уткин, Ю.И. Кижняев, С. К. Плужников. — Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1988. — 269 ел ил. 2. Общемашиностроительные нормативы режимов резания, нормы износа и расхода инструментов для глубокого сверления и растачивания – ГСКТБ «Оргприминструмент», НИИмаш, 1984 – 81 с. 3. Дерев'янченко А.Г. Система интеллектуального анализа изображений зон износа режущих инструментов/А.Г. Дерев'янченко, О.Ю. Бабилунга, Д.А. Криницын // Резание и инструмент в технологических системах. — Харьков: НТУ «ХПИ». 2010. — Вып. 78. — С. 34 – 41. 4. Дерев'янченко О.Г. Діагностування станів різальних інструментів при прецизійній обробці/ О.Г. Дерев'янченко, В.Д. Павленко, А.В. Андрєєв. – Одеса: Астропрінт, 1999. – 184 с.

*Поступила в редколлегию 15.06.2012*

А.Г. Деревянченко, д-р техн. наук,  
С.К. Волков, Марченко Е.Н., Одесса, Украина

## **РАЗРАБОТКА СТЕНДОВ ДЛЯ ФОРМИРОВАНИЯ 2D – И 3D – ОБРАЗОВ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ИЗНОШЕННЫХ И ОТКАЗАВШИХ ИНСТРУМЕНТОВ**

*Приведені результати розробок нових стендів, призначених для реєстрації аналогових і цифрових зображень контактних поверхонь зношених і відмовивших різальних інструментів невеликих розмірів - різців для чистового і тонкого точіння і розточування, невеликих свердел, фрез, головок ВТА і ін. Стенди забезпечують реєстрацію наборів проекцій поверхонь і кромок ріжучої частини, строго орієнтованих між собою і щодо базових поверхонь інструменту, що забезпечує можливість побудови її 2D – і 3D – образів (моделей).*

*Приведены результаты разработок новых стендов, предназначенных для регистрации аналоговых и цифровых изображений контактных поверхностей изношенных и отказавших режущих инструментов небольших размеров - резцов для чистового и тонкого точения и растачивания, небольших сверл, фрез, головок ВТА и др. Стенды обеспечивают регистрацию наборов проекций поверхностей и кромок режущей части, строго ориентированных между собой и относительно базовых поверхностей инструмента, что обеспечивает возможность построения ее 2D – и 3D – образов (моделей).*

*The results of developments of new stands, intended for registration of analog and digital representations of contact surfaces of worn-out and failed cutting tools of small sizes - for the clean and thin sharpening and boring, small drills, milling cutters, the VTA heads, are resulted. Stands provide registration of sets of projections of surfaces and edges of cutting part, strictly oriented between itself and in relation to the base surfaces of instrument, that provides possibility of construction of her 2D – and 3D – appearances (models).*

Современные станочные комплексы автоматизированных производств оснащаются различными системами контроля состояний режущих инструментов. Среди них находят место и устройства, оснащенные системами технического зрения. Разработка подобных систем и устройств невозможна без проведения лабораторных исследований на соответствующих стендах. Поэтому тематика настоящей статьи представляется актуальной.

**Анализ предыдущих исследований.** В предыдущих исследованиях [1] при моделировании операций автоматизированного контроля, диагностирования и прогнозирования остаточного ресурса режущих инструментов (РИ) использовался стенд с системой технического зрения (СТЗ), в котором положение режущей части (РЧ) относительно оптической оси (направления проецирования) было строго фиксированным, отсутствовала возможность последовательной регистрации нескольких проекций РЧ или ее элементов. Стенд был ориентирован на контроль преимущественно РЧ резцов. Это являлось препятствием как для регистрации наборов (систем) цифровых образов РЧ, так и для контроля инструментов других типов.

**Целью настоящей статьи является** изложение результатов разработки новых стендов для формирования 2D – и 3D–образов режущей части изношенных и отказавших инструментов различного типа.

**Рассмотрим основные результаты разработок.** Разработаны стенды, предназначенные для регистрации цифровых изображений контактных поверхностей изношенных (но работоспособных) и отказавших режущих инструментов (РИ) небольших размеров (габаритные размеры не должны превышать 100 мм). Они ориентированы на контроль резцов для чистового и тонкого точения и растачивания, небольших сверл, фрез, головок ВТА и др.

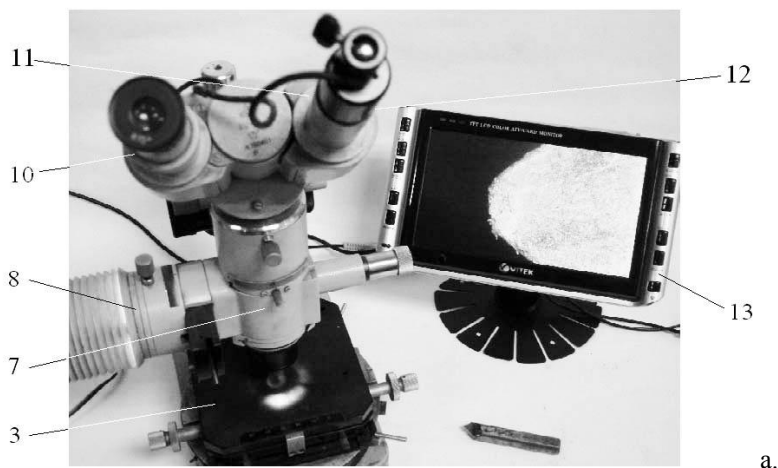
Стенды оснащены приспособлениями для вращения контролируемых РИ вокруг одной или двух осей, что обеспечивает возможность последовательно изучения режущих элементов у РИ типа фрез и др.

Стенды обеспечивают регистрацию изображений поверхностей и режущих кромок инструментов в отраженном и проходящем свете. При этом формируются так называемые «текстурные» цифровые изображения контактных поверхностей РИ или «теневые» проекции РК.

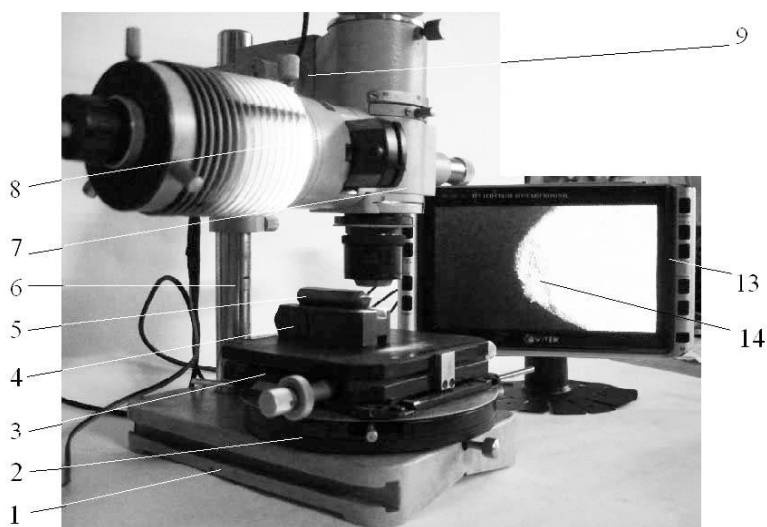
Текстурные цифровые изображения изношенных поверхностей РИ несут информацию как о форме зон износа, их ориентации и положении относительно базовых инвариантов режущей части, так и о рельефе и микрорельефе этих зон (обусловленных теми или иными механизмами изнашивания). Такие изображения в первую очередь могут быть использованы для реализации многоуровневого распознавания состояний поверхностей (т.е. оценки степени их работоспособности в структуре системы элементов режущей части). При регистрации нескольких подобных образов поверхностей РИ, строго ориентированных между собой и относительно базовых поверхностей РЧ, появляется возможность построения 3D – образов (моделей) РЧ.

На рис. 1 показаны общие виды стенда для предварительного контроля состояний рабочей части РИ (резцов). Стенд собран на базе бинокулярного микроскопа мод. ММУ-3.

На корпусе 1 крепится стойка 6 оптической системы. Контролируемый инструмент 5 (здесь – расточной резец с цилиндрической державкой, закрепленной в призме 4) расположен на рабочей плоскости крестового столика 3. Микрометрические винты обеспечивают необходимые для съемки микроперемещения РЧ РИ в поле оптической системы. Столик 3 в свою очередь располагается на поворотном столике 2. Соответствующая шкала обеспечивает точную угловую ориентацию РЧ при последовательной регистрации нескольких ее образов (или образов ее элементов). Перемещающаяся по стойке 6 traversa 9 несет на себе оптическую бинокулярную систему с набором светофильтров и подсистемой освещения 8.



а.



б.

Рисунок 1 – Виды станда для предварительного контроля состояний рабочей части  
РИ с аналоговой видеокамерой

Левый окуляр 10 и соответственный оптический тракт служат для предварительного визуального наблюдения зоны контроля. Вместо правого окуляра установлена аналоговая видеокамера 11 с переходником 12.

На видеоконтрольном устройстве 13 отображается изображение 14 контролируемого элемента РЧ (здесь – изображение передней поверхности резца в отраженном свете).

Общий вид станда для контроля состояний рабочей части РИ с использованием цифровой видеокамеры, обеспечивающей непосредственную регистрацию цифровых образов элементов РЧ и ввод их в ПЭВМ, приведен на рис. 2.

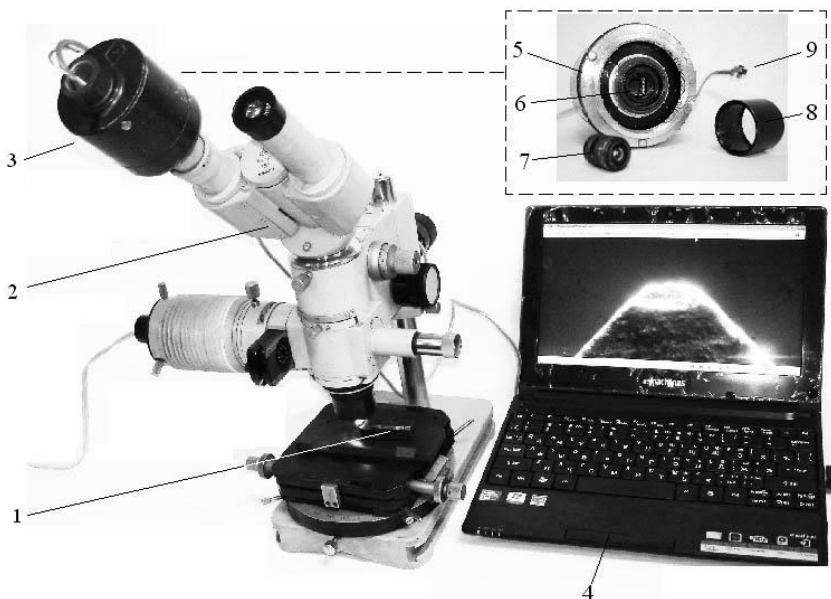


Рисунок 2 – Общий вид станда для контроля состояний рабочей части РИ с цифровой видеокамерой

Его базой также служит бинокулярный микроскоп мод. ММУ-3 (2), на столике которого размещают РИ (1) с приспособлением для ориентации. Стандартная цифровая видеокамера 3 вставлена в левую регулируемую окулярную трубку микроскопа, обеспечивающую регулировку фокусного расстояния оптической системы. В корпусе видеокамеры 5 находится матрица 6. Отдельно показаны объектив 7, переходное кольцо 8 и пусковая кнопка 9. Цифровое изображение вводится в ПЭВМ (4).

На рис. 3 показан пример формирования трех последовательных 3D-образов РЧ резца по результатам его контроля в трех состояниях. Регистриру-

емые на стенде изображения вводятся в ПЭВМ, выполняется геометрическое моделирование в пакете Autodesk Inventor.

Полученные модели могут быть использованы для оценок прочности РЧ с использованием метода конечных элементов. Обозначения на моделях соответствуют материалам работы [1].

Для выполнения оценок размеров зон износа производилась регистрация совмещенных изображения объект – микрометров и шкал микрометрических окулярных головок микроскопов (рис. 4) – последовательно для различных увеличений. Соответственно цена деления шкалы составила 0,05 мм. (рис. 4, б), 0,025 мм. (рис. 4, в), 0,012 мм. (рис. 4, г).

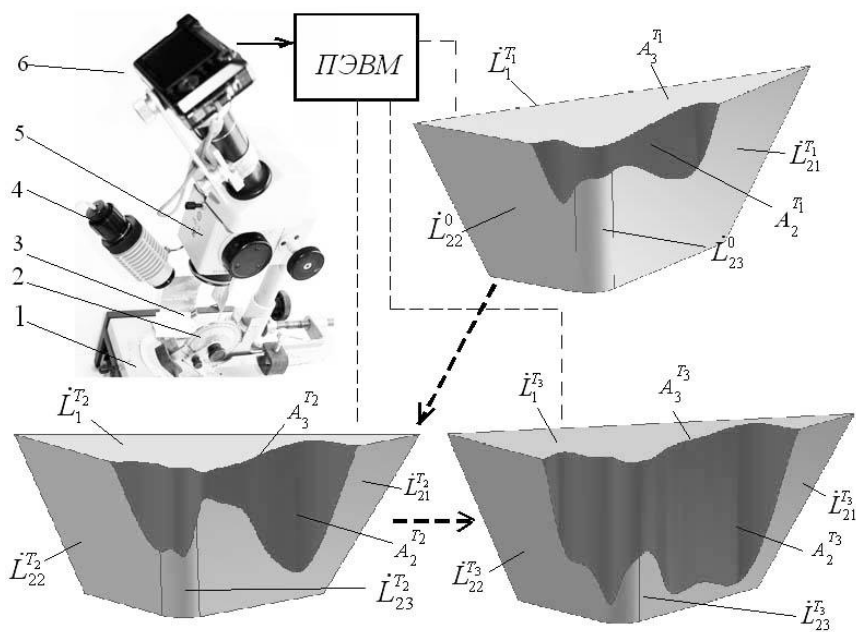


Рисунок 3 – Пример формирования трех последовательных 3D-образов РЧ резца по результатам его контроля на стенде с бинокулярным микроскопом МБС – 9 (1 - корпус микроскопа, 2 – устройство поворота резца; 3 – контролируемый резец, 4 - система освещения; 5 – фотокамера



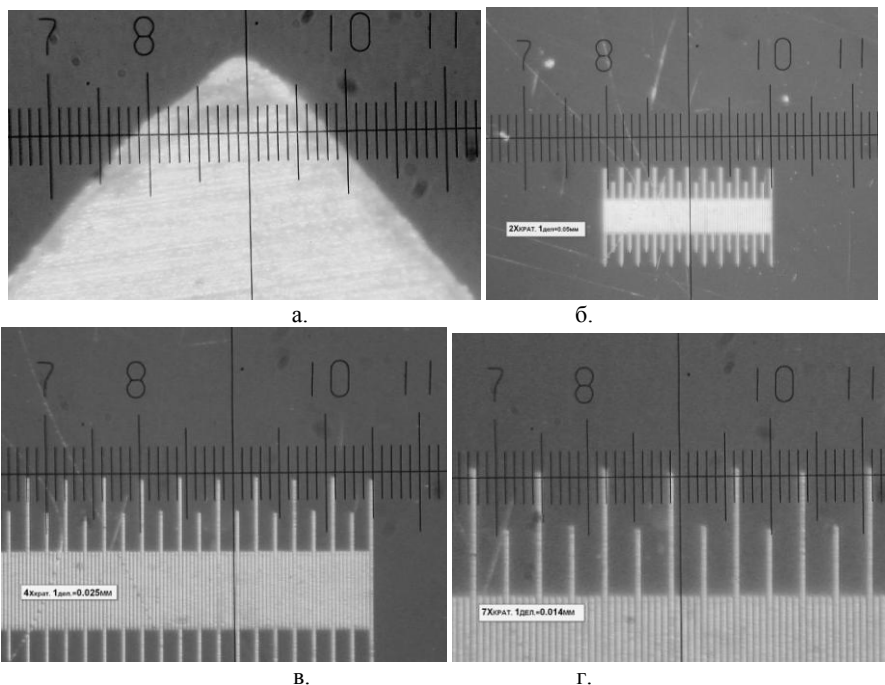


Рисунок 4 – Совмещенные изображения объект – микрометров и шкал микрометрических окулярных головок микроскопов.

**Выводы.** Разработаны новые стенды для формирования 2D – и 3D– образов режущей части инструментов. Стенды предназначены для регистрации аналоговых и цифровых изображений контактных поверхностей изношенных и отказавших РИ (резцов для чистового и тонкого точения, растачивания; небольших сверл; фрез; головок ВТА и др.) По результатам контроля формируются 2D – и 3D– модели РЧ, которые могут быть применены для периодических оценок прочности режущей части в процессе эксплуатации инструментов. Это позволит прогнозировать их остаточный ресурс и обеспечивать своевременную смену РИ.

**Список использованных источников:** 1. Дерев'янченко О.Г. Діагностування станів різальних інструментів при прецизійній обробці/ О.Г. Дерев'янченко, В.Д. Павленко, А.В. Андрєєв. – Одеса: Астропрінт, 1999. – 184 с.

*Поступила в редколлегию 15.06.2012*

Т.Г. Джугурян, д-р техн. наук, А.М. Голобородько,  
Л.М. Перпери, канд. техн. наук, Одесса, Украина

## **ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ И ГЕОМЕТРИИ АБРАЗИВНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ КОНИЧЕСКОЙ АБРАЗИВНО-ВЫГЛАЖИВАЮЩЕЙ РАЗВЕРТКИ С УЧЕТОМ ПРИПУСКА НА ОБРАБОТКУ**

*У статті розглянуті основні умови та надано рекомендації щодо вибору параметрів та геометрії абразивних елементів абразивно-выглажувальної розгортки. Проведено експериментальні дослідження з визначення умов, при яких виключаються сколи та поломки передньої частини абразивного елемента.*

*В статье рассмотрены основные условия и даны рекомендации по выбору параметров и геометрии абразивных элементов абразивно-выглаживающей развертки. Проведены экспериментальные исследования по определению условий, при которых исключаются сколы и поломки передней части абразивного элемента.*

*The article deals with the basic conditions and recommendations on the choice of parameters and geometry of the abrasive elements of abrasive screed sweep. Experimental studies to determine the conditions under which excluded chipped and broken front of the abrasive element.*

Качество поверхности является одним из наиболее важных факторов и обусловлено свойствами материалов, методом механической обработки, а также геометрическими и конструктивными параметрами рабочих элементов. Поэтому актуальной является задача, связанная с выбором их оптимальных значений для обеспечения заданных параметров качества обрабатываемого конического отверстия.

Цель работы – определение условий работы рабочих элементов абразивно-выглаживающих разверток, при которых исключаются сколы и поломки начального участка абразивного элемента.

Для поставленной цели необходимо решить следующие задачи:

- определить основные параметры абразивных элементов;
- определить геометрические характеристики абразивных элементов;
- определить влияние основных параметров абразивных элементов на точность профиля продольного сечения.

Основными параметрами абразивных элементов для конструкции инструмента предназначенного для съема припуска до 15 мкм, показанной на рисунке 1 являются его длина  $l_A$ , осевое смещение  $l_S$  переднего торца относительно вершин направляющих элементов, а также длина  $b_A$  дуги рабочей абразивной поверхности.

Геометрия абразивного элемента определяется наличием заходной фаски на его рабочей поверхности (см. рисунок 1), параметры которой определяют

ся ее длиной  $l_f$  и углом  $\theta_A$  наклона в плане. Наличие заходной фаски необходимо для предотвращения сколов и поломок переднего участка абразивного элемента в момент входа инструмента в обрабатываемое отверстие.

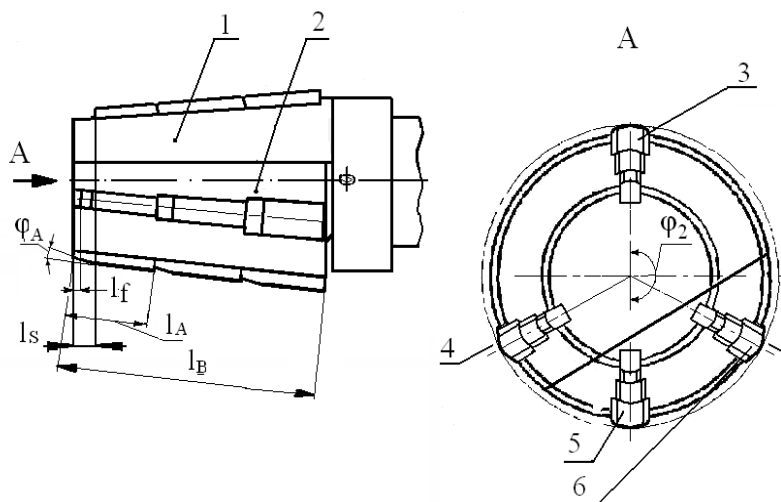


Рисунок 1 – Схема абразивно-выглаживающей развертки: 1 – корпус, 2 – плавающая пластина, 3, 4 – направляющие элементы, 5, 6 – абразивные элементы;  $l_f$  – длина заходной фаски абразивного элемента,  $\theta_A$  – угол наклона в плане заходной фаски,  $l_s$  – осевое смещение вершины абразивного элемента относительно вершины направляющего элемента,  $l_B$  – длина основной рабочей поверхности абразивных элементов, установленных в одном продольном пазу.

Значения параметров  $l_A$ ,  $b_A$  определяются размерами обрабатываемого отверстия, а также снимаемым припуском и возможностью выхода инструмента из отверстия при завершении развертывания. Необходимо учитывать, что при обработке конического отверстия для обеспечения съема припуска по периметру отверстия в продольные пазы плавающей пластины устанавливают абразивные элементы с соответствующими размерами параметров  $b_A$  и  $l_A$ . При обработке отверстий длиной 50 – 120 мм значения параметра  $l_A$  находились в диапазоне 15 – 35 мм, а параметра  $b_A$  в соответствии с рекомендуемыми значениями  $q = 0,10 - 0,20$  [1].

Значения параметра  $q$  более 0,20 обеспечить практически невозможно из-за конструктивных особенностей инструмента. Следует отметить, что большие значения параметра  $q$  из указанного диапазона принимались для предельных значений диаметра обрабатываемого отверстия и снимаемого припуска. Следует отметить, что для повышения точности обработки и более равномерного износа рабочих элементов целесообразно назначать значения параметров:  $l_A$  – равными по длине образующей конуса,  $b_A$  – с увеличением в

сторону наибольшего диаметра конического отверстия, а значения параметра  $q$  наибольшими из числа возможных значений для абразивных элементов с соответствующей величиной параметра  $b_A$ .

Определение условий, при которых исключаются сколы и поломки входного участка абразивного элемента, а также его оптимальной геометрии и параметра  $l_s$ , осуществлялось в ходе выполнения экспериментов. В результате экспериментов установлено следующее:

1. Недопустимо наличие сколов, острых кромок на рабочих поверхностях абразивных элементов, так как это приведет к появлению царапин на обрабатываемой поверхности отверстия.

2. Геометрию абразивного элемента варьировали в следующих пределах  $l_f = 1 - 2$  мм,  $\theta_A = 1^\circ - 5^\circ$ . Во всех случаях экспериментов высота заходной фаски была не менее чем на 5 мкм больше величины снимаемого припуска. Это достигается, например, при  $l_f = 1$  мм и  $\theta_A = 1,5^\circ$ . В результате анализа возможностей изготовления заходной фаски, погрешностей размерной настройки и выполненных исследований установлено, что угол наклона заходной фаски  $\theta_A$  целесообразно выполнять под углом  $\theta_A = 3^\circ$ . При этом длина заходной фаски должна находиться в пределах  $l_f = 1 - 1,2$  мм. Большие значения параметра  $l_f$  приводят к снижению стойкости инструмента, а меньшие – к повреждениям рабочей поверхности абразивного элемента. Следует отметить, что при  $l_f = 1 - 1,2$  мм,  $\theta_A = 3^\circ$  и отсутствии бракованных абразивных брусков (микротрещин, наличие острых кромок), превышений припуска на обработку (предельных значений) не наблюдались случаи сколов и выкрашиваний входного участка рабочих элементов.

3. При использовании новой, неизношенной абразивно-выглаживающей развертки возможны сколы и поломки абразивного элемента. Это возможно, если расчетное давление на участке абразивного элемента длиной  $l_s$  значительно (в 1,5 – 2 раза) меньше предельных значений 1,5 МПа [1]. Это объясняется тем, что абразивный элемент не приработан и не контактирует всей поверхностью с обрабатываемым отверстием. Уменьшение окружной скорости обработки до 50% при использовании новой, неизношенной абразивно-выглаживающей развертки позволяет облегчить приработку абразивного элемента и исключить ее поломки и сколы. После входа инструмента в обрабатываемое отверстие или после обработки нескольких заготовок окружную скорость можно увеличить до рекомендуемых значений.

4. В результате обработки стальных заготовок (стали марок 18ХН3А, 20Х с HRC 61 – 63 и HRC 55 – 58) установлено, что теоретическое давление на участок абразивного элемента длиной  $l_s$  не должно превышать 0,8 – 1,0 МПа. Превышение указанных значений приводит к повышенному износу абразивного элемента либо к его поломке. Длина  $l_s$  зависит от требований к чертежу обрабатываемой детали. Однако рациональная длина  $l_s = 6 - 8$  мм, что позволяет обеспечить допустимые давления на абразивном элементе.

5. Влияние отношения  $l_s/l_B$  на точность профиля продольного сечения с величиной  $l_s = 8$  мм, представленное на рисунке 2, определялось при следующих условиях: материал заготовки – сталь 20X, HRC 55 – 58;  $q = 0,10 - 0,2$ ; геометрические параметры заготовки –  $D = 69,85$  мм,  $d = 38$  мм,  $l = 101$  мм, ширина канавки у внутреннего торца отверстия – 10 мм; погрешность профиля продольного сечения после операции растачивания не более 3 мкм; общий припуск на обработку –  $Z \leq 15$  мкм; режимы обработки –  $V = 0,25$  м/с,  $S_p = 0,2$  мм/об; в качестве СОТС использовалась 30% водная эмульсия, шероховатость поверхности отверстий заготовок находилась в диапазоне  $Ra = 0,32 - 0,63$  мкм. По данным литературных источников рекомендуется перебег абразивного элемента на  $0,25 - 0,3$  его длины для обеспечения наиболее высокой точности обработки [1]. Как показали исследования (см. рисунок 2) параметр целесообразно назначать  $l_s/l_B = 0,2 - 0,25$ , так как при этом обеспечиваются процесс обработки и допустимые давления на абразивном элементе. Снижение параметра  $l_s/l_B$  по сравнению с рекомендуемыми значениями объясняется высокой точностью профиля продольного сечения отверстия заготовки, полученной на предыдущей операции растачивания, а также незначительным припуском на обработку. При значениях параметра  $l_s/l_B < 0,25$  процесс резания практически прекращается. При снижении параметра  $l_s/l_B$  необходимо уменьшать окружную скорость обработки.

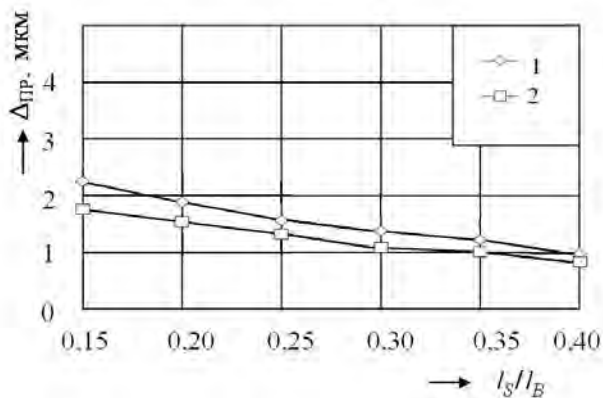


Рисунок 2 – Влияние отношения  $l_s/l_B$  на точность профиля продольного сечения  $\Delta_{пр}$  при  $l_s = 8$  мм и наличии выходной канавки возле внутреннего торца отверстия:  $\diamond$  1 – абразивные элементы – гексанит, алмазные направляющие элементы;  $\square$  2 – абразивные элементы – кубонит, алмазные направляющие элементы

6. Установлено, что для повышения точности профиля продольного сечения отверстия со стороны меньшего диаметра необходимо наличие выход-

ной канавки, ширина которой должна быть не меньше параметра  $l_s$ . Это связано с тем, что абразивный элемент на длине  $l_b$  интенсивно изнашивается вначале со стороны наименьшего диаметра и в конце со стороны наибольшего диаметра приобретая погрешность, которая переносится (копируется) на конечный участок отверстия. Наличие погрешности на длине основной рабочей поверхности абразивного элемента объясняется не только различным путем резания, но, в первую очередь, распределением давления на его поверхности, которое зависит от величины припуска на обработку [2]. С уменьшением снимаемого припуска снижается давление на абразивный элемент и, следовательно, повышается размерная стойкость абразивно-выглаживающей развертки. К снижению погрешности обработанных отверстий при переменной величине площади основной рабочей поверхности, приводит уменьшение параметра  $l_d$  при одновременном увеличении параметра  $q$  (для различных участков конического отверстия). Следует отметить, что как показали исследования размерная стойкость абразивно-выглаживающей развертки, определяемая количеством деталей, обработанных с одной размерной настройкой, выше в 2,5 - 6 раз по сравнению с размерной стойкостью расточных инструментов одностороннего резания при разности требований к точности в один квалитет. При достижении предельного износа абразивно-выглаживающей развертки, определяемого допуском на обработку, можно переоснастить инструмент рабочими элементами.

7. Повышению точности профиля продольного сечения отверстий способствует выдержка времени 3 – 5 с после прекращения рабочей подачи абразивно-выглаживающей развертки при одновременном сохранении ее вращательного движения. Это позволяет повысить точность профиля продольного сечения на 10 – 17% . Очевидно, повышение точности достигается за счет более полного съема припуска и выравнивания давления на основной рабочей поверхности абразивного элемента.

**Список использованных источников:** 1. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник / Под общ. ред. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 390 с. 2. Джугурян Т.Г. Влияние условий обработки конических отверстий на распределение нагрузки на рабочих элементах однолезвийной развертки / Джугурян Т.Г., Голобородько А.М., Перпери Л.М. // Резание та инструмент в технологических системах: НТУ «ЖПИ». – 2011. – Вып. 80. – С.80 – 83.

*Поступила в редколлегию 14.05.2012*

Н. А. Иззетов, канд. техн. наук, Симферополь, Украина

## СПОСОБ ПРИТИРАНИЯ КОНИЧЕСКИХ ГЕРМЕТИЧНО СОПРЯЖЕННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

*У статті представлений аналіз існуючих методів взаємного притирання конічних, точних, герметично сполучених поверхонь і фактори, які впливають на формування якісного сполучення та ефективності притирання.*

*Визначені основні шляхи вдосконалення процесів взаємного притирання конічних сполучених поверхонь.*

*В статье представлен анализ существующих методов взаимной притирки конических, точных, герметично сопряженных поверхностей и факторы, влияющие на формирование качественного сопряжения и эффективности притирки.*

*Определены основные пути совершенствования процессов взаимной притирки конических сопряженных поверхностей.*

*The paper presents an analysis of existing methods of mutual grinding of conical mating surfaces sealed precision and the factors influencing the formation of conjugation quality and efficiency of grinding.*

*The main ways to improve the processes of mutual grinding of conical mating surfaces.*

**Постановка проблеми.** Изготовление изделий с точными коническими сопряженными поверхностями, особенно с малыми углами конусности, связано с большими технологическими трудностями, которые существенно возрастают с повышением требований к герметичности этих сопряжений.

**Анализ литературных данных** показывает, что процесс притирания представляет собой сложный комплекс механических (выкрашивание и отрывание частиц обрабатываемого материала, образование стружки и т. д.), химических (образование окисных пленок) и физико-химических (адсорбционное понижение твердости притирающихся поверхностей) явлений [1], которые, однако, полностью не объясняют причин возникновения заедания и задиров притираемых поверхностей. Очевидно, в процессе притирки происходят также физические процессы (например, проникновение частиц одного притирающегося металла в другой), когда в действие вступают молекулярные силы. С повышением давления и температуры воздействие молекулярных сил увеличивается настолько, что некоторые из контактных точек свариваются между собой [2] (происходит схватывание трущихся поверхностей и перенос материала), т. е. начинается молекулярно-механическое изнашивание. Исключение или снижение физических явлений в процессах притирки может быть достигнуто при наличии гарантированного слоя смазки (прослойки пасты) между притирающимися поверхностями.

Следует отметить, что притирка конических поверхностей производится периодическим нагружением и, поэтому величина и закон изменения давления являются основными факторами, определяющими возникновение физических явлений.

Во всех известных станках и устройствах для притирки конических поверхностей периодический отрыв и прижим поверхностей осуществляется кулачковым механизмом, т. е. притирка производится мгновенным нагружением (периодическим соударением притираемых поверхностей с коэффициентом динамичности  $K_d \geq 2$ ). При этом возможны разрыв слоя смазки и нарушение контакта притираемых поверхностей (возникают заедания или задир).

**Цель статьи** – представить и описать метод взаимной притирки конических сопряженных поверхностей с плавным нагружением удельного давления  $p_{y0}$  на рабочие поверхности, что обеспечивает высокое качество сопряжения.

### **Изложение основного материала**

В связи с этим в Крымском инженерно-педагогическом университете разработан новый способ притирки конических поверхностей – притирка плавным нагружением удельного давления  $p_{y0}$  на поверхности. В результате того, что нагрузка на притираемой поверхности находится в квадратичной зависимости от скорости вращательного движения, а скорость в зависимости от времени изменяется по синусоидальному закону, в момент прижима притираемых поверхностей нагрузка практически равна нулю. Благодаря плавному изменению давления на притираемую поверхность, динамические нагрузки ничтожно малы и  $K_d$  можно принять равным единице.

При сравнительных испытаниях описанных методов притирки установлено, что при притирке термоулучшенных стальных деталей пробковых крапов плавным нагружением полностью исключаются заедание и задир притираемых поверхностей, в то время как при притирке с мгновенным нагружением вероятность безотказной работы составляет  $p^* \sim 0,6$ .

Для конструктивного расчета притирочных станков и технологической оснастки следует определить момент трения-притирания при выбранном условии притирки:

$$M_{m.n.} = \frac{1}{4} \cdot f_{m.n.} \cdot (D + d) \cdot \frac{P}{\sin \beta}, \quad (1)$$

где  $f_{m.n.}$  — коэффициент трения-притирания;  $D$  — наибольший диаметр сопряжения;  $d$  — наименьший диаметр сопряжения;  $\beta$  — угол наклона конуса сопряжения;  $P$  — осевое усилие.

С изменением условия притирки коэффициент трения-притирания  $f_{m.n.}$  изменяется и, следовательно, необходимо определить его значения в зависимости от основных технологических факторов. Экспериментальное исследование проводили на специальной опытной установке, которое представлено на рисунке, обеспечивающей притирку плавным нагружением. Объектом ис-



следования были стальные корпус и пробка с твердостью соответственно  $HB$  212—244 и  $HRC$  32—36. Параметры сопряжения:  $D = 60$  мм,  $d = 46$  мм,  $\beta = 4^\circ 4'$ . Притирочная паста состояла из абразивного порошка ЭБ и веретенного масла с олеиновой кислотой (в соотношении 25:1).

С целью реализации поставленных задач разработана новая прогрессивная конструкция притирочного устройства, показанная на рисунке, обеспечивающая для притирки конических поверхностей, плавный отрыв и прижим деталей.

Притирочное устройство работает следующим образом. Перед началом работы вал-шпиндель 5 одновременно с притирочной головкой поднимается вверх и притирающаяся деталь соединяется с наконечником головки, затем вал-шпиндель спускается вниз до прилегания притирающихся поверхностей с заданным удельным давлением  $P_{уд}$ , которое контролируется по шкале головки, указанной на корпусе последней, и в таком положении, с помощью втулки соединенной с верхним концом шпинделя по резьбе, фиксируется нижнее крайнее положение вал-шпинделя 5. После этого вала 1 сообщается вращательное движение.

С помощью двойного эксцентрика 2, жестко посаженного на ведущий вал 1 и взаимодействующего с верхним и нижним упорным подшипниками осуществляется последовательное включение ведомых шкивов 4 с ведущим шкивом 6 обеспечивающее возвратно-вращательное движение с опережением в одну сторону.

Момент  $M_{m.n}$  и нагрузку на притираемых поверхностях фиксировали с помощью тарированной пружины притирочной головки и по шкале нанесенной на регулировочной втулке.

Для нахождения зависимости  $f_{m.n}$  от основных технологических факторов (зернистости  $d_3$  абразивного порошка; концентрации  $K$  абразивного порошка в пасте; средней скорости  $V$  притирания; давления  $p_{y\partial}$  на притираемой поверхности) был использован план экспериментов в виде комбинационных квадратов [4]. Число вариантов каждого фактора и их конкретные значения, матрицы планирования и усредненные результаты экспериментов при различных комбинациях факторов приведены соответственно в табл. 1 и 2. Для получения надежных средних значений эксперименты при каждом факторном пространстве повторяли 5 раз.

После математической обработки этих данных по методике работы [4] получена зависимость:

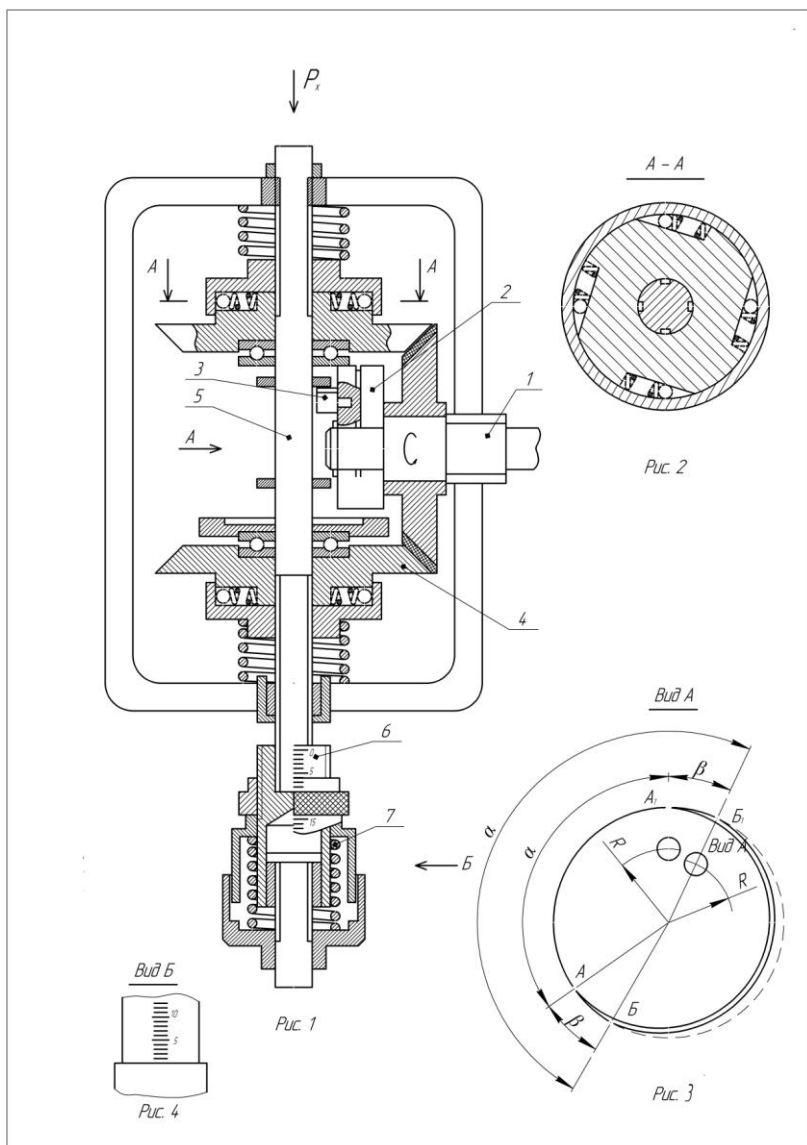
$$f_{m.n} = 0,12 \cdot \frac{p_{y\partial}^{0,2} \cdot V^{0,8} \cdot d_3^{0,45}}{k^{0,6}} \quad (1)$$

Таблица 1 – Основные технологические параметры варьируемые при различных технологических факторах

| Варианты технологических факторов | $d_3$ , мкм | $k$ , % | $V$ , м/мин | $p_{y0}$ , кгс/см <sup>2</sup> |
|-----------------------------------|-------------|---------|-------------|--------------------------------|
| 1                                 | 10 (M10)    | 40      | 5           | 0,3                            |
| 2                                 | 20 (M20)    | 50      | 10          | 0,6                            |
| 3                                 | 28 (M28)    | 60      | 15          | 0,9                            |
| 4                                 | 40 (M40)    | 70      | 20          | 1,2                            |
| 5                                 | 50 (№ 4)    | 80      | 25          | 1,5                            |

Таблица 2 – Показатели коэффициента трения – притирания  $f_{m.n.}$  зависящие от технологических факторов притирки

| $d_3$ , мкм | $k$ , % | $V$ , м/мин | $p_{y0}$ , кгс/см <sup>2</sup> | $f_{m.n.}$ | $d_3$ , мкм | $k$ , % | $V$ , м/мин | $p_{y0}$ , кгс/см <sup>2</sup> | $f_{m.n.}$ |
|-------------|---------|-------------|--------------------------------|------------|-------------|---------|-------------|--------------------------------|------------|
| 10 (M10)    | 50      | 5           | 0,3                            | 0,09       | 40 (M40)    | 40      | 5           | 0,6                            | 0,23       |
|             | 60      | 10          | 1,5                            | 0,20       |             | 80      | 10          | 0,9                            | 0,30       |
|             | 70      | 15          | 0,6                            | 0,20       |             | 50      | 15          | 1,2                            | 0,51       |
|             | 40      | 20          | 0,9                            | 0,39       |             | 60      | 20          | 0,3                            | 0,45       |
|             | 80      | 25          | 1,2                            | 0,34       |             | 70      | 25          | 1,5                            | 0,66       |
| 20 (M20)    | 60      | 5           | 1,2                            | 0,14       | 50 (M50)    | 80      | 5           | 1,5                            | 0,19       |
|             | 70      | 10          | 0,3                            | 0,17       |             | 50      | 10          | 0,6                            | 0,37       |
|             | 40      | 15          | 1,5                            | 0,45       |             | 60      | 15          | 0,9                            | 0,50       |
|             | 80      | 20          | 0,6                            | 0,36       |             | 70      | 20          | 1,2                            | 0,61       |
|             | 50      | 25          | 0,9                            | 0,56       |             | 40      | 25          | 0,3                            | 0,79       |
| 28 (M28)    | 70      | 5           | 0,9                            | 0,15       |             |         |             |                                |            |
|             | 40      | 10          | 1,2                            | 0,39       |             |         |             |                                |            |
|             | 80      | 15          | 0,3                            | 0,28       |             |         |             |                                |            |
|             | 50      | 20          | 1,5                            | 0,63       |             |         |             |                                |            |
|             | 60      | 25          | 0,6                            | 0,46       |             |         |             |                                |            |



Экспериментальная установка для притирки конических поверхностей  
 1 – приводной ведущий вал-шестерня; 2 – кулачки реверса шпинделя; 3 – кулачки  
 плавного подъема и прижима шпинделя; 4 – ведомые шкивы; 5 – шпиндель;  
 6 – притирочная головка; 7 – тарированная пружина для нагрузки на притираемых  
 поверхностях

Анализ полученного уравнения показывает, что при изменении условия притирки коэффициент трения-притирания меняется в сравнительно больших пределах. Наибольшее влияние оказывает скорость притирания, что объясняется известным положением теории резания [5]. С повышением давления на притираемых поверхностях коэффициент трения-притирания изменяется незначительно, а с повышением зернистости возрастает. Последнее объясняется тем, что увеличение величины зерен абразива приводит к увеличению нагрузки на каждое зерно, в результате чего оно глубже внедряется в обрабатываемый материал и срезает более толстую стружку.

Заметное влияние на коэффициент трения-притирания оказывает также концентрация абразива в пасте: при повышении объемного содержания абразивов в пасте коэффициент трения-притирания уменьшается.

Причина заключается в следующем: при малой концентрации абразива слой смазки разрывается и вследствие непосредственного контактирования притираемых поверхностей начинают действовать молекулярные силы (вероятность заедания притирающихся поверхностей возрастает). При увеличении концентрации абразивного порошка в пасте непосредственного контактирования притираемых поверхностей не происходит, а также ухудшаются условия контакта абразивных зерен с притирающимися поверхностями (зерна перекатываются в слое пасты).

### **Выводы.**

Представленный метод взаимной притирки конических герметично сопряженных поверхностей является новым, так как он обеспечивает принципиально иной метод нагружения удельного давления  $p_{y0}$  на рабочие поверхности, что позволяет получить высокое качество сопряжения, а также увеличить экономическую эффективность процесса притирки.

**Список использованных источников:** 1. Орлов П. Н. Алмазно-абразивная доводка деталей / Орлов П. Н. - М.: НИИмаш, 1972. – С. 200-201. 2. Крагельский И. В. Трение и износ / Крагельский И. В. – М.: Машиностроение, 1968. – С. 383 -385. 3. Протодьяконов М. М., Методика рационального планирования экспериментов / Протодьяконов М. М., Тедер Р. И. – М.: Наука, 1970. – С. 76. 4. Панкин А. В. Обработка металлов резанием / Панкин А. В. – М.: Машиностроение, 1961. – С. 520. 5. Иззетов Н.А. Пристрій для притирання деталей / Иззетов Н.А., Падерин В. Н., и др. – Декларационный патент №72848, Бюл. №4. 2005 р.

*Поступила в редколлегию 15.06.12*

L. Kalmár, Ph.D., University of Miskolc, Hungary,  
 G. Janiga, Ph.D. Dr. habil, Otto -von Guericke University of Magdeburg, Germany  
 L. Soltész, MSc, Electrolux Lehel Ltd., Small Appliance Factory, Hungary

## CHARACTERISATION OF DIFFERENT ONE-STAGE BLOWER CONFIGURATIONS USING 3D UNSTEADY NUMERICAL FLOW SIMULATIONS

*This paper deals with the CFD investigation of the flow in a one-stage radial flow blower-aggregate. The main aim of this numerical study is to compute the relevant operating characteristics of the blower-aggregate and to determine detailed information about the flow characteristics inside it. The distributions of these flow characteristics in the blower determined by the commercial code ANSYS-FLUENT [1] are available to judge whether the elements of the blower are working properly, or not. The calculated characteristics of operating parameters are compared in this paper with measured data given by experimental tests of the blower-aggregate for their validation [2]. The blower-aggregates investigated numerically are noted by  $BA_1$ ,  $BA_2$  and  $BA_3$  in this paper.*

### 1. INTRODUCTION

The investigated blower aggregate can be seen in Figure 1 and the same aggregate is shown in Figure 2 in a disassembled state to introduce the main parts of the blower. The first step of our numerical investigation was to create the complete computational domain of the blower-aggregate. It has been produced in the commercial pre-processing tool ANSYS-GAMBIT. The entire three-dimensional computational domain of the blower aggregate is illustrated in Figure 3 in two different views. By comparing the photos of the blower (see Figures 1 and 2) and the 3D drawing of the aggregate model (see Figure 3) it is easy to realise that the inlet and outlet parts of the model are slightly modified.

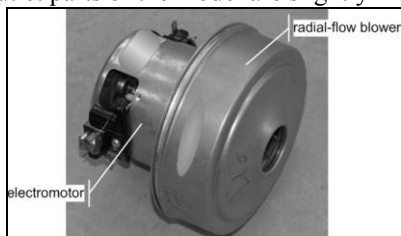


Figure 1 – Photo of the investigated blower aggregate  $BA_1$

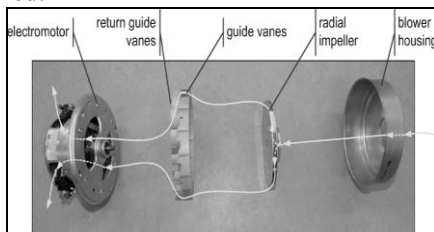


Figure 2 – Main components of the blower aggregate  $BA_1$

At the inlet cross section of the blower – to produce relatively homogenous velocity distribution along the inlet cross section during the numerical simulation – a cylindrical short pipe section with circular cross section was connected. At the outlet section of the blower two short cylindrical pipe sections were connected with the similar shape of the cross section which can be seen in the wall between the blower and electromotor (see Figure 2).

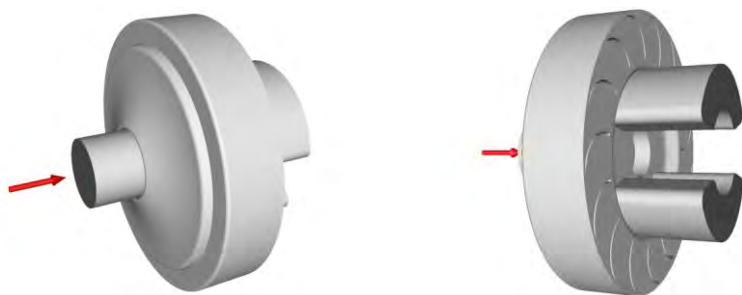


Figure 3 – The three-dimensional computational domain of the blower aggregate  $BA_1$

In Figure 3 the inlet-, outlet sections and the house of the blower can be seen. During the numerical simulation the total 3D computational domain (see Figure 3) also contains the rotating impeller (see Figure 4) and the stationary guide vanes and the stationary return guide vanes (see Figure 5) of the blower, which can be found inside the blower house.

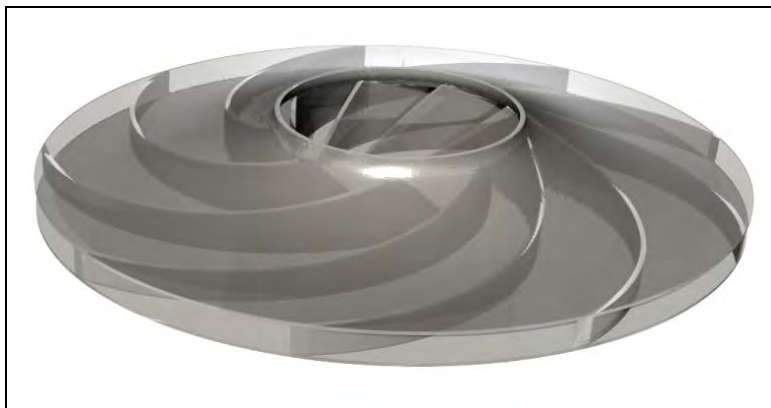


Figure 4 – The three-dimensional computational domain of the impeller of the blower aggregate  $BA_1$

The air flows into the blower throughout the inlet section and arrives to the impeller, then flows across it which increases the total energy of the air. After first the air flows in the guide vanes at impeller side then flows in the guide vanes on the back side. Finally the air flows through the pressured side of the blower and leaves the blower throughout the outlet sections. The main aim of this numerical investigation is to determine the relevant operating characteristics of the blower by CFD numerical methods.

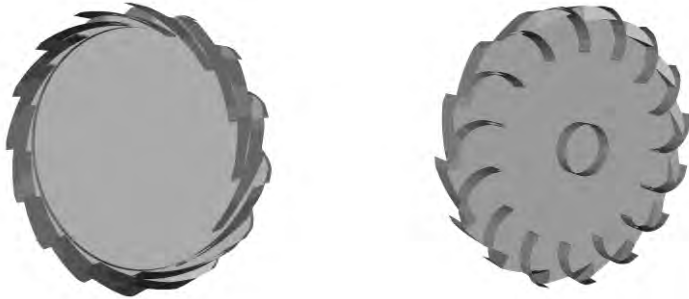


Figure 5 – The three-dimensional computational domain of the guide vanes of the blower aggregate *BAI*

## 2. COMPUTATIONAL CONFIGURATION

To carry out the numerical simulation of flow in blower, the total computational domain has to be divided into sub domains, as shown in Figure 6. Two types of important sub-domains have to be detached because of their operations: the rotational sub-domain (named **ROTOR**) is the sub-domain of the blower impeller and the stationary sub-domains (named **STATOR**) which are bounded by the walls of the blower, the guide vanes and return guide vanes.

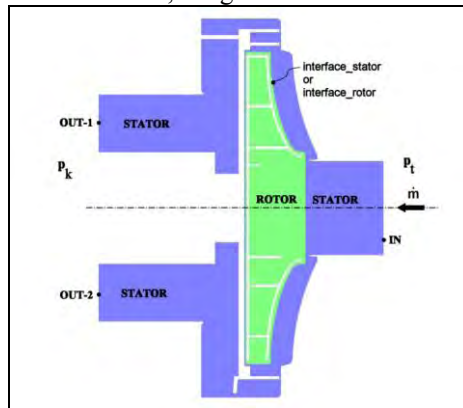


Figure 6 – Partitioning of the computational domain

## 3. COMPUTATIONAL METHODS

The finite volume method is applied to determine the solution of the flow problems by FLUENT. That is why before starting to run the code all the sub-domains have to be divided into finite volumes. In other words, we have to mesh the total computational domain. When carrying out this procedure we have to pay extra attention to the geometrical characteristics of each finite element. The mesh generation was carried out with the commercial code ANSYS-GAMBIT. To get information about the quality of mesh elements it is the most convenient way to

display the actual values of the cells skewness. In our case 5.03 million cells were developed and the measured maximum value was equal to 0.8082, which means that the quality of the meshing is acceptable to perform the CFD computation of the flow in blower aggregate **BA<sub>I</sub>**. Some details of the computational mesh of the impeller are illustrated in Figure 7.



Figure 7 – The computational mesh of the impeller surface of the blower aggregate **BA<sub>I</sub>**

#### 4. COMPUTATIONAL RESULTS

For all the cells of the total computational domain the “density based implicit Gauss-Seidel” numerical solver was used during the numerical solution process assuming unsteady flow. Because during the operations of blower relatively high velocities and pressures increase take place, it was also supposed that the fluid was compressible and viscous. In this way the standard  $k-\omega$  SST turbulent models and perfect-gas law were applied in our simulations. The computational results obtained by Fluent are illustrated next. Figures 9 and 10 show the local distributions of the velocity and absolute or dynamic pressure fields, while all the diagrams give information about the variations of average absolute or dynamic pressure, density and the mass-flow (concerning to the denoted 16 different sections of the flow in Figure 8) in direction of the main flow inside the aggregate.

Figures 9-12 give insight into the local structures of the flow using streamlines along the two planes denoted by A and B. By using our developed numerical model three different operating points of the blower aggregate **BA<sub>I</sub>** were numerically investigated by Fluent. One of the initial parameters of our calculation was the mass-flow rate at inlet, and the actual pressure difference between the outlet and inlet sections of the blower was calculated in this way. For validation of our calculation we compared the characteristics of three calculated working points determined separately by actual values of the mass flow rates  $\dot{m}_I=0.046$  kg/s,  $\dot{m}_{II}=0.033$  kg/s and  $\dot{m}_{III}=0.022$  kg/s with the measured characteristic curve of the blower aggregate **BA<sub>I</sub>** given by laboratory tests [2], which are shown in Figure 13. A very good agreement can be observed in this figure.



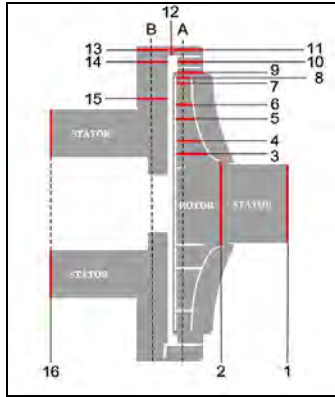


Figure 8 – Positions of sections 1-16 of the flow and two planes of **A** and **B**

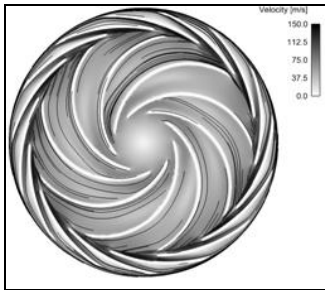


Figure 9 – Velocity field along plane **A** of the blower aggregate **BA<sub>I</sub>**

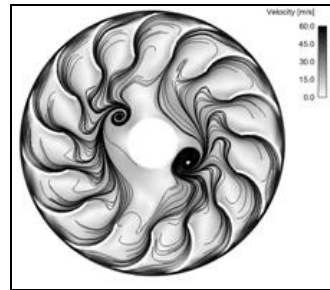


Figure 10 – Velocity field along plane **B** of the blower aggregate **BA<sub>I</sub>**

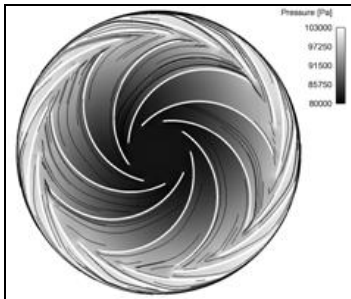


Figure 11 – Absolute pressure field along plane **A** of the blower aggregate **BA<sub>I</sub>**

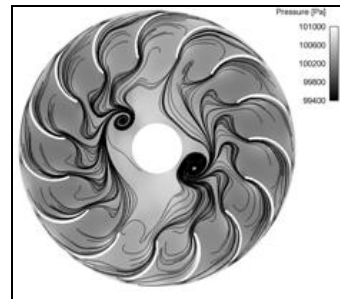


Figure 12 – Absolute pressure field along plane **B** of the blower aggregate **BA<sub>I</sub>**

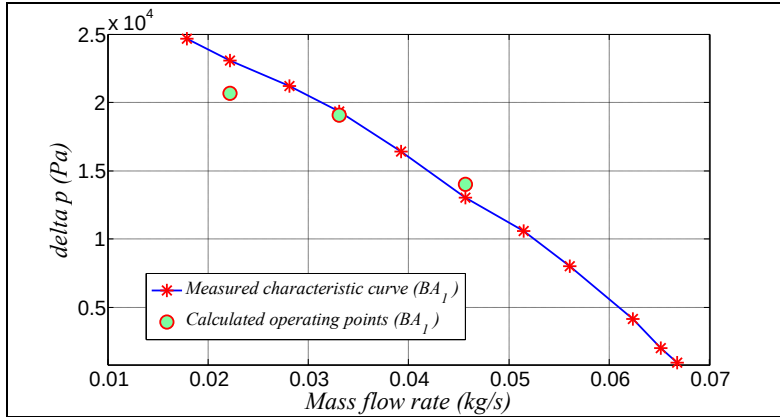


Figure 13 – Calculated working points and measured characteristic curve of the blower aggregate  $BA_1$

The CFD investigations introduced above are also carried out for additional two different blower aggregates noted by  $BA_2$  and  $BA_3$ . The blower aggregates  $BA_2$  and  $BA_3$  are very similar to blower aggregate  $BA_1$  except the following differences:

- the blower aggregate  $BA_2$  has newly designed stationary guide vanes and the stationary return guide vanes with new geometries,
- the blower aggregate  $BA_3$  has newly designed radial flow impeller, redesigned stationary guide vanes and the stationary return guide vanes with new geometries.

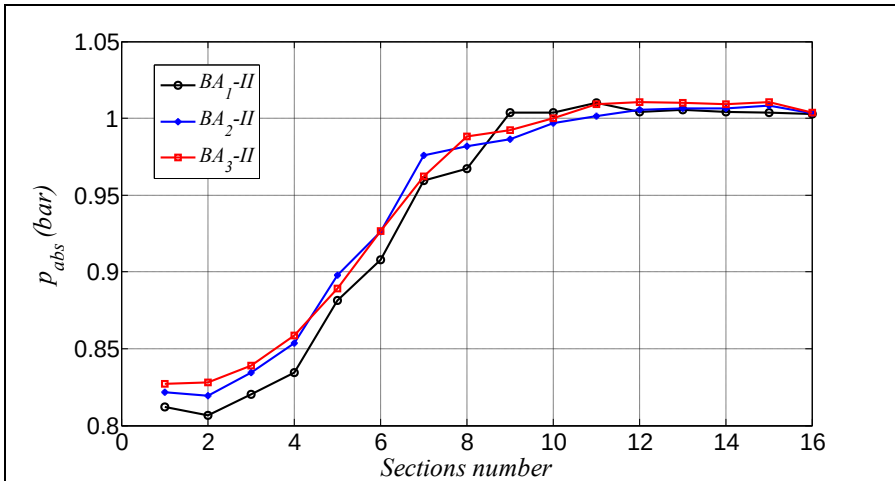


Figure 14 – Variation of absolute pressure

Figures 14-17 show the variations of averaged flow parameters which are determined by surface integration of physical fields concerning the blower aggregates  $BA_1$ ,  $BA_2$  and  $BA_3$ . All of them are determined for operation state at mass flow rate  $\dot{m}_{II}=0.033$  kg/s for all of the blower aggregates.

Knowing the variations of these averaged parameters is very important, if we want to get useful information about the operational characteristics of the blower. The sixteen different cross-sections can be seen (see Figure 8). The average values of absolute, dynamic pressures and density were determined by surface integration for the denoted 16 sections and the variations of these flow characteristics are shown in Figures 14, 15 and 16. The values of mass flow rate concerning these cross sections are also calculated and shown in Figure 17.

In this way in Figures 14 and 15 between sections 2 and 8 (inside the impeller) the variations of absolute and dynamic pressure show the energy increase through the impeller. Between sections 8 and 10 the increase in cross sectional area causes a sudden drop in the dynamic pressure and a small increase in the absolute pressure. In Figure 17 between sections 2 and 8 the relatively large increase caused by leakage.

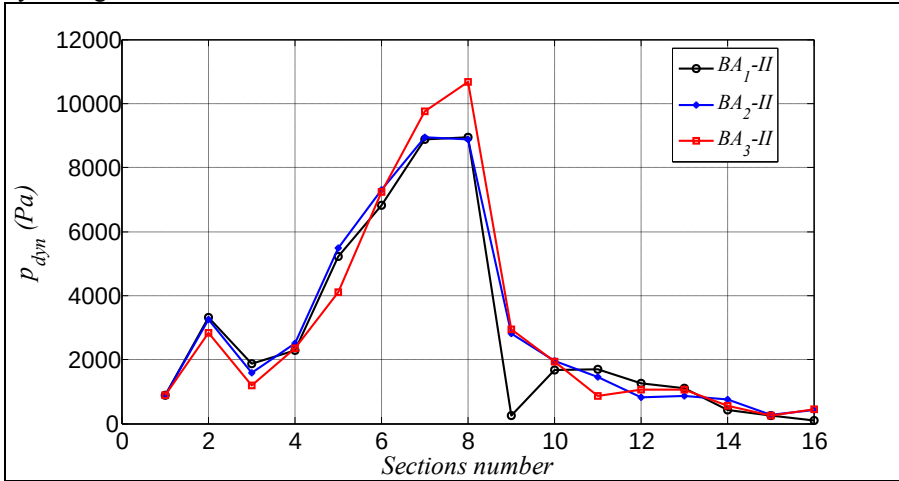


Figure 15 – Variation of dynamic pressure

## SUMMARY

This study has demonstrated that numerical flow simulations are able to provide detailed information about the local flow structures supporting the design process. These structures are introduced, e.g., in Fig. 9 illustrating the stagnation surfaces or in Fig. 12 showing the vertical structures in return guide vanes. All these effects diminish the efficiency of the machine; therefore, they should be eliminated as possible.

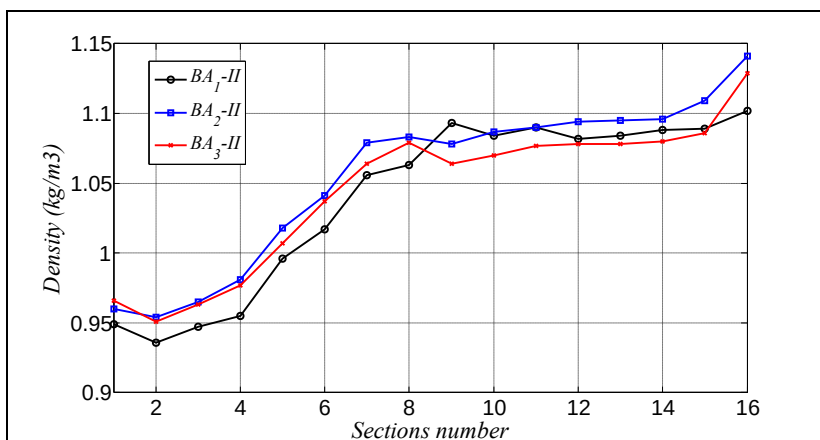


Figure 16 – Variation of air density

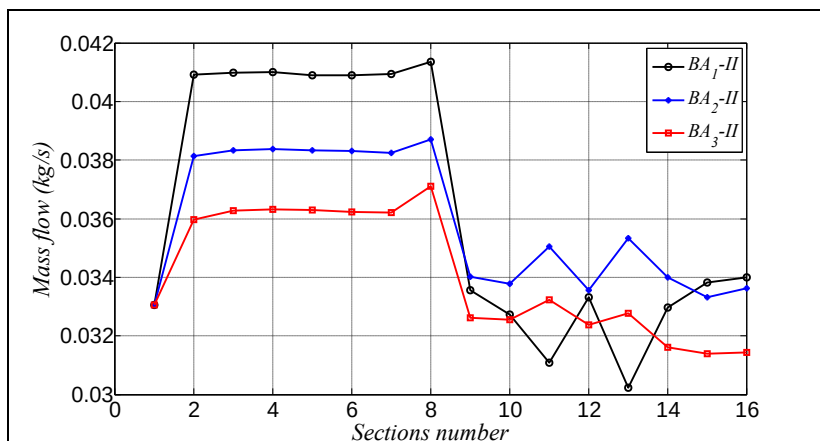


Figure 17 – Variation of mass flow rate

## ACKNOWLEDGEMENT

The work was carried out as part of the TÁMOP-4.2.1.B-10/2/KONV-2010-0001 project in the framework of the New Hungarian Development Plan. The realization of this project is supported by the European Union, co-financed by the European Social Fund.

**REFERENCES:** [1] Ansys Inc., *ANSYS FLUENT 12.0 User's Guide*, Canonsburg, PA, USA, 2009; [2] Lakatos, K., Szaszák, N., Mátrai Zs., Soltész, L., Szabó, Sz.: **Experimental Development of Guide Vanes and Return Guide Vanes of a Mini Blower**, *Proc. of MicroCAD International Computer Science Conference, Miskolc*, pp. 65-72, 2011.

Поступила в редколлегию 22.05.2012

А.К. Кириллов, канд. техн. наук, М.Н. Лазарева Москва, Россия.

## АНАЛИЗ ЭКОЛОГИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

*В роботі розглянуті екологічні аспекти застосування рідких МОТС при металообробці.*

*Ключові слова: мастильно-охолоджуючі технологічні середовища (МОТС), екологія, іонізована газова середу, ріжучий інструмент.*

*В работе рассмотрены экологические аспекты применения жидких СОТС при металлообработке.*

*Ключевые слова: смазочно-охлаждающие технологические среды (СОТС), экология, ионизированная газовая среда, режущий инструмент.*

*In this paper ecological aspects of application cutting fluid at cutting are considered*

### *1. Введение*

Важнейшей проблемой современного машиностроительного производства является создание экологически чистых технологий лезвийной обработки деталей без использования традиционных смазочно-охлаждающих технологических сред (СОТС) на масляной и водоземulsionной основах. Применение при резании конструкционных материалов жидких СОТС обусловлено их положительным влиянием на производительность обработки и качество обработанного поверхностного слоя детали. Однако их применение приводит к негативным экологическим последствиям для человека и окружающей природы. Для утилизации СОТС необходимо использовать специальные очистные сооружения, что приводит к увеличению накладных расходов на процесс изготовления детали. В работе произведена оценка экологического загрязнения зоны обработки на токарном станке и предлагается использовать взамен традиционных жидких СОТС, на масляной и водоземulsionной основах, экологически чистую технологию лезвийной обработки с применением ионизированной газовой СОТС.

### *2. Методика проведения исследований*

Проведены исследования, по изучению состояния газовой атмосферы в зоне резания с применением СОТС, с применением газоанализатора 3.02 П-Р. Прибор предназначен для измерения массовых концентраций озона в воздушной атмосфере рабочей зоны обработки детали. Используемый газоанализатор представляет газовый компаратор, обеспечивающий высокую линей-

ность функции преобразования сигнала. В основу работы анализатора положен эффект гетерогенной хемилюминесценции, возникающей в результате экзотермической реакции озона с окисляемыми химическими веществами композиции. Интенсивность свечения композиции, пропорциональной концентрации озона в газовой смеси, измеряется и преобразуется в цифровой сигнал, отражаемый на мониторе анализатора. Поступление анализируемой пробы газа в хемилюминесцентный реактор обеспечивается встроенным микронасосом. Основные технические данные газоанализатора представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Основные технические характеристики газоанализатора 3.02П-Р

|                                                                                                                    |                     |
|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|---------------------|
| Диапазон измеряемых концентраций Оз, мкг/м <sup>3</sup>                                                            | 0 - 500             |
| Предел допускаемых значений основной приведенной погрешности ( $\gamma$ ) для диапазона 0 - 100 мкг/м <sup>3</sup> | не более $\pm 20\%$ |
| относительной погрешности ( $\delta$ ) для диапазона 100 - 500 мкг/м <sup>3</sup>                                  | не более $\pm 20\%$ |
| Расход газа, потребляемого на анализ, л/мин                                                                        | 1,8 $\pm$ 0,2       |

Для оценки состояния газовой атмосферы использовался стенд, представленный на рисунке на котором проводили измерения предельно допустимых концентраций (ПДК) озона в воздушной атмосфере рабочей зоны обработки детали.

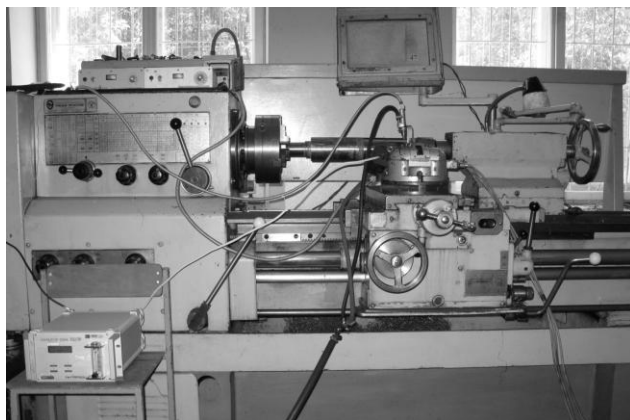


Рисунок – Экспериментальный стенд, проведения измерения озона в воздухе:

1. Газоанализатор озона мод 3.02 ПР;
2. Трубка, через которую всасывается воздух для определения озона в атмосфере;
3. Станок 16К20.

Исследования по анализу воздушного пространства в зоне обработки детали на выявление предельных углеводородов производили с помощью специального устройства ПУ-4Э. Забор воздуха осуществлялся с помощью специального устройства входящего в состав ПУ-4Э. Анализ проб осуществлялся на хроматографе модели 370 через внешний поглотитель с последующим выводом результатов на компьютер. Анализ проводился только на определенные вещества, а именно на выявление углеводородов, в частности, гексана. Устройство применяется для отбора проб при контроле атмосферного воздуха, воздуха рабочей зоны на станке и выбросов в атмосферу.

Эксперименты проводились при оптимальных условиях чистовой обработки стали 45 твердосплавным инструментом Т15К6 с использованием в зоне резания жидкую СОТС ОСМ-4 и газовую СОТС – ИГС. Результаты экспериментов, проведенные на  $V = 130 \dots 200$  м/мин.,  $S = 0,15$  мм,  $t = 1$  мм.

### *3. Результаты исследований экологических аспектов использования жидких СОТС при резании*

В настоящее время в мировой практике расходуется довольно большое количество различных типов СОТС. Достаточно указать, что в таких странах как США, СССР, Германия, Франция их расход составляет соответственно 220,209,110 и 80 мил. л/год. При этом следует указать на одно из важных обстоятельств, применения СОТС, особенно на масляной основе, чрезвычайно вредно для здоровья человека [1,2]. В результате попадания СОТС в зону резания воздушная среда, окружающая ее, загрязняется химическими веществами типа масляных аэрозолей, что негативно влияет на здоровье человека, вызывая различные заболевания (таблица 2)

Таблица 2 – Влияние компонентов СОТС на здоровье персонала

| Компоненты СОТС                                      | Типы эффектов                                                                                           |
|------------------------------------------------------|---------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| $CCl_2 - CH, Cl, MePo_4$<br>(хлориды, фосфаты и др.) | Наркотические эффекты, депрессия нервной системы, раздражение глаз и частичная или полная потеря зрения |
| $MeNO_2$ в комбинации с<br>$NH(CH_2CH_2OH)_2$        | Различные кожные заболевания типа дерматитов, масляные угри, аллергия                                   |
| $C_2H_3Cl_3 - CCl_3 - CH_3$                          | Канцерогенные эффекты, рак легких, язва желудка                                                         |
| Аэрозоли гидрокарбонатов масел                       | Липоидная пневмония, астма                                                                              |

С целью установления влияния СОТС на окружающее воздушное пространство в зоне работы станка, которое непосредственно влияет на здоровье человека работающего на станке, проведены исследования, по изучению состояния газовой атмосферы в зоне резания с применением СОТС, с использованием газоанализатора 3.02 П-Р и специального устройства ПУ-4Э.

Результаты лабораторных измерений озона газоанализатором в рабочем пространстве токарно-винторезного станка 16К20 при точении стали 45 представлены в таблице 3.

На основании полученных результатов, по содержанию озона в рабочей зоне станка, можно констатировать, что применение ионизированной газовой среды при сухом резании конструкционного материала не приводит к негативным последствиям для жизнедеятельности рабочего персонала. Результаты укладываются в предельную допустимую концентрацию ПДК озона в воздухе рабочей зоны по Гигиеническим нормативам ГН 22.51313-03 от 27 апреля 2003.

Таблица 3 – Результаты измерений газоанализатором озона в рабочей зоне станка.

| № п/п | Вид обработки                        | Средние показания газоанализатора озона, мг/м <sup>3</sup> |                        |
|-------|--------------------------------------|------------------------------------------------------------|------------------------|
|       |                                      | Зона режущего инструмента                                  | Рабочая зона персонала |
| 1.    | Фоновая (Без обработки и ИГС)        | 0,002                                                      | 0,00225                |
| 2.    | Обработка резанием с подачей воздуха | 0,00525                                                    | 0,000875               |
| 3.    | Подача ИГС без резания               | 0,2094                                                     | 0,018                  |
| 4.    | Обработка резанием с подачей ИГС     | 0,1126                                                     | 0,03263                |

Известно, что в зоне резания имеет место обильное тепловыделение приводящее к испарению продуктов окружающей среды, при ее разложении в воздушное пространство рабочей зоны выделяются летучие органические соединения. Персонал, работающий на станках с применением СОТС, подвергается воздействию паров и продуктов термодеструкции через органы дыхания и через кожу, так как эти пары находятся в воздухе рабочей зоны.

При использовании эмульсионной жидкой СОТС в воздухе рабочей зоны зафиксированы пары Н-парафины, олефины, изопарафины, ароматические



углеводороды, альдегиды, спирты. Проведен анализ вероятности выделения предельных углеводородов, в частности, гексана (С<sub>6</sub>H<sub>14</sub>). Забор воздуха осуществлялся с помощью специального устройства ПУ-4Э для отбора проб при контроле атмосферного воздуха, воздуха рабочей зоны на станке и выбросов в атмосферу. Результаты исследований представлены в таблице 3.

Таблица 3 – Зависимость интенсивности выделения гексана от времени после окончания процесса резания.

| №  | Время, η,<br>мин | Концентрация максимальная, условн. ед. | Средняя концентрация, условн. ед. | Средняя концентрация, в % |
|----|------------------|----------------------------------------|-----------------------------------|---------------------------|
| 1. | 0                | 267,221,210,177,196                    | 214                               | 100                       |
| 2. | 2                | 120,105,161,143,117                    | 129                               | 61                        |
| 3. | 4                | 107,137,116,96,102                     | 112                               | 52                        |
| 4. | 10               | 26,23,47,58,14                         | 34                                | 16                        |

Результаты исследований показали, что при воздействии на зону резания жидкой СОТС имеет место большая концентрация гексагена во время взаимодействия жидкой СОТС с раскаленными поверхностями зоны резания и режущей частью инструмента, где имеет место температура порядка 500...800оС. При прекращении подачи жидкой СОТС в зону резания концентрация гексана значительно падает с последующим уменьшением в течении времени до минимальных значений. При сухой обработке и с применением газовой СОТС – ИГС не выявлено наличие гексана, что показывает более экологически чистое состояние в зоне резания по сравнению с применением жидкой СОТС.

Зависимость концентрации гексана от удаленности от зоны резания с применением жидкой СОТС при токарной обработке представлены в таблице 4.

Таблица 4 – Зависимость концентрации гексана от удаленности от зоны резания при точении стали 45 твердосплавным инструментами Т15К6

| № опыта | Расстояние от зоны резания, м. | Концентрация максимальная, условн. ед. | Средняя концентрация, условн. ед. | Средняя концентрация, в % |
|---------|--------------------------------|----------------------------------------|-----------------------------------|---------------------------|
| 1.      | 0,1                            | 170,140,156,147,135                    | 149,6                             | 100                       |
| 2.      | 0,3                            | 75,35,40,70,53                         | 54,6                              | 36                        |
| 3.      | 0,5                            | 30,26,18,21                            | 19                                | 13                        |

Проведены исследования влияния скорости резания на концентрацию гексана в зоне резания (таблица 5). Известно, что с увеличением скорости резания растет температура в зоне резания, а следовательно и газообразование в зоне резания при применении СОТС. Однако установлено, что с повышением скорости резания концентрация гексана уменьшается. Это объясняется тем, что при увеличении скорости резания количество жидкой СОТС подаваемой в зону резания уменьшается, т.к. СОТС разбрызгивается вокруг зоны резания и только часть ее непосредственно попадает в зону резания.

Таблица 5 – Исследования влияния скорости резания на концентрацию гексана в зоне резания

| №  | Концентрация, условн. ед.      |                               |
|----|--------------------------------|-------------------------------|
|    | $V_1=130\text{м/мин}$          | $V_2=170\text{м/мин}$         |
| 1. | 72,152,149,120                 | 102,78,98,108                 |
| 2. | 192,46,50,108                  |                               |
|    | $C_{\text{ср}}=105$ условн.ед. | $C_{\text{ср}}=95$ условн.ед. |

#### *Заключение*

Применение жидкой СОТС в процессе резания способствует загрязнению состояния газовой атмосферы в зоне резания. Увеличивается концентрация газовыделения, при попадании жидкой СОТС поверхность зоны резания, растет концентрация гексана в зоне обработки, что ухудшает экологию вокруг рабочего пространства станка, превышая предельную допустимую концентрацию гексана в воздухе, что подтверждается полученными данными.

Результаты исследования, по содержанию озона в рабочей зоне станка, показали, что применение ионизированной газовой среды, в качестве СОТС, при сухом резании конструкционного материала не приводит к негативным последствиям для жизнедеятельности рабочего персонала. Полученные результаты укладываются в предельную допустимую концентрацию озона в воздухе рабочей зоны по Гигиеническим нормативам ГН 22.51313-03 .

**Список использованных источников:** 1.Кириллов А.К. Система экологически безопасного сухого резания при металлообработке./Технология машиностроения. 2012, № 3 – С 50 – 53. 2.Кириллов А.К., Верещака А.С., Дюбнер Л.Г. Разработка системы экологически безопасной формообразующей обработки резанием. – Межд. Науч-техн Сборник «Резание, инструмент в технологических системах». Харьков ХГТУ, Вып. 60, 2001. – С. 96 – 102.

*Поступила в редколлегию 14.06.2012*

М.Э. Колесник, Харьков, Украина

## **МОДЕЛЬ И ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА ОПТИМИЗАЦИИ СОДЕРЖАНИЯ ПРОЕКТА ПО КРИТЕРИЮ СТОИМОСТЬ**

*У статті розглядається модель однокритеріальної задачі оптимізації змісту проекту за критерієм вартість виконання проекту в рамках виконання завдання оптимізації змісту проекту за критеріями прибуток, строки, вартість, якість і ризики проекту за допомогою методу, заснованого на застосуванні узагальненого критерію і неявного перебору. Запропоновано застосування методу розв'язання даної задачі.*

*В статье рассматривается модель однокритериальной задачи оптимизации содержания проекта по критерию стоимость выполнения проекта в рамках решения задачи оптимизации содержания проекта по критериям прибыль, сроки, стоимость, качество и риски проекта с помощью метода, основанного на применении обобщенного критерия и неявного перебора. Предложено применение метода решения данной задачи.*

*In this paper, a model of one-criterion scope project optimization by the cost of the project in addressing the problem of optimizing the content of the draft criteria for income, time, cost, quality and project risks using a method based on the use of a generalized criterion and implicit enumeration. Proposed use of the method of solving this problem.*

**Актуальность.** Существует необходимость иметь решение однокритериальных задач для решения задачи оптимизации содержания проекта по критериям прибыль, сроки, стоимость, качество и риски проекта с помощью метода, основанного на применении обобщенного критерия и неявного перебора. В том числе задачи оптимизации содержания проекта по критерию стоимость осуществления проекта. Решение данной задачи во многих случаях может иметь и самостоятельное значение.

Следовательно, возникает актуальная задача создания модели и метода оптимизации содержания проекта по критерию стоимость.

### **Качественная постановка задачи**

Достаточно часто работы или комплексы работ в состав проекта включаются без достаточного анализа их влияния на другие работы. Количество рассматриваемых альтернатив при этом обычно невелико. Данная ситуация объясняется большой трудоемкостью анализа альтернативных вариантов работ или их комплексов в многоэтапных проектах. Модель и метод оптимизации содержания проекта с точки зрения времени его выполнения предложены

в работе [1]. В работе [2] рассматриваются модель и метод оптимизации содержания проекта по критерию затраты на его осуществление при наличии ограничений на сроки. Впервые предложена многокритериальная модель задачи оптимизации содержания проекта по критериям время и стоимость при наличии альтернативных вариантов выполнения работ или их комплексов, заданных в виде сетевых моделей в работе [3]. В работе [4] предложены модель и метод оптимизации содержания проекта по срокам и стоимости его выполнения при наличии ограничений на качество продукта после выполнения определенных этапов проекта. Математическая модель динамической задачи многокритериальной оптимизации содержания проекта при наличии ограничений и заданных альтернативных вариантах выполнения работ, представленных в виде сетевых моделей предложена работе [5]. Впервые в качестве критериев рассмотрены прибыль в результате выполнения проекта, качество продукта проекта, время выполнения проекта, его стоимость и связанные с ним риски. Предложен метод решения данной задачи. Для его осуществления необходимо иметь результаты однокритериальной оптимизации содержания проекта по критериям прибыль, качество, время, стоимость и риски.

**Целью работы** является создание модели и метода оптимизации содержания проекта по критерию стоимость осуществления проекта.

Целевая функция модели должна отражать единовременные затраты на осуществление проекта.

В модели предполагается, что после завершения отдельных этапов выполнения проекта не должно быть финансовых задолженностей.

Модель задачи оптимизации содержания проекта по критерию стоимость, это модель вида:

$$\sum_{h=1}^H \sum_{j=1}^{M_h} w_{hj} x_{hj} = F \rightarrow \min_{x_{hj}}, \quad (1)$$

$$w_{hj} = \sum_{i=1}^{n_j} w_{hi} j', \quad j = \overline{1, M_h}, \quad h = \overline{1, H}; \quad (2)$$

$$T_{pr} \leq T^{def}, T_{pr} = \varphi_t(G, x_{hj}); \quad (3)$$

$$S_h = S_{h-1} + K_h - \sum_{j=1}^{M_h} w_{hj} x_{hj};$$

$$S_h \geq 0, \quad h = \overline{1, H}; \quad (4)$$

$$\sum_{j=1}^{M_h} x_{hj} = 1, \quad h = \overline{1, H}; \quad (5)$$

$$x_{hj} \in \{0, 1\}, \quad j = \overline{1, M_h}, \quad h = \overline{1, H}; \quad (6)$$

где  $T_{pr}$  – время выполнения всех операций проекта на инвестиционной фазе;

$M_h$  – количество вариантов выполнения операций на этапе  $h$ ,  $h = \overline{1, H}$ ;

$h$  – номер этапа выполнения операций;

$H$  – количество этапов в проекте;

$W_{hj}$  – стоимость выполнения операций  $j$ -го варианта сетевой модели на  $h$ -м этапе (может складываться из стоимостей нескольких операций);

$x_{hj}$  – булева переменная, равная единице, если осуществляется  $j$ -й вариант выполнения операций на  $h$ -м этапе, и равная нулю в противном случае;

$G$  – сетевая модель операций проекта, включающая альтернативные варианты их выполнения,  $G = \{A, Z, \tau, W\}$ ;

$A$  – множество узлов сети,

$$A = \{a_{hij}\}, \quad i = \overline{1, n_j}, \quad h = \overline{1, H}, \quad j = \overline{1, M_h},$$

где  $a_{hij}$  –  $i$ -я операция, осуществляемая на  $h$ -м этапе в  $j$ -м варианте (альтернативе) сетевой модели;

$n_j$  – количество операций в  $j$ -м варианте сетевой модели;

$Z$  – множество направленных дуг,

$$Z = \{z_{hij, pmf}\}, \quad i = \overline{1, n_j}, \quad m = \overline{1, n_f}, \quad h, p = \overline{1, H}, \quad j = \overline{1, M_h}, \quad f = \overline{1, M_p},$$

где  $z_{hij, pmf}$  – дуга, которая выходит из узла  $i$  на этапе  $h$  альтернативного варианта  $j$  и входит в узел  $m$  на этапе  $p$  альтернативного варианта  $f$ ;  $i \neq m$  при  $p = h$ ;  $p \geq h$ ;

$\tau$  – множество сроков выполнения операций в узлах,

$$\tau = \{\tau_{hij}\}, \quad i = \overline{1, n_j}, \quad h = \overline{1, H}, \quad j = \overline{1, M_h},$$

где  $\tau_{hij}$  – срок выполнения  $i$ -й операции на  $h$ -м этапе для  $j$ -го варианта выполнения операций;

$W$  – множество стоимостей выполнения операций сети,

$$W = \left\{ w_{hij} \right\}, \quad i = \overline{1, n_j}, \quad h = \overline{1, H}, \quad j = \overline{1, M_h},$$

где  $w_{hij}$  – стоимость выполнения  $i$ -й операции на  $h$ -м этапе для  $j$ -го варианта выполнения операций;

$S_h$  – остаток денежных средств после выполнения работ на  $h$ -м этапе;

$K_h$  – объем денежных средств, выделяемых на  $h$ -м этапе.

Для решения данной задачи воспользуемся методом, предложенным в работе [2]. Опишем в виде последовательных стадий подготовку информации для данного метода.

1. Описать в виде сетевых моделей совокупность работ по проекту, в том числе, известные альтернативные варианты выполнения работ, установить взаимосвязи между работами. Определить время и стоимость выполнения всех работ.

2. Провести анализ с целью выявления альтернатив, которые охватывают несколько этапов. Если некоторая альтернатива должна осуществляться более чем на одном этапе, то эти этапы необходимо объединить в один. В результате общее количество этапов в проекте будет равно  $N$ .

3. Оценить нижние границы для стоимости выполнения операций на каждом  $h$ -м этапе,  $h = \overline{1, H}$ .

Оценивание значений нижней границы выполнить следующим образом:

3.1 Рассчитать стоимости выполнения всех операций для каждой из альтернатив  $w_{hj}$  для каждого из этапов  $h = \overline{1, H}$ .

3.2 Рассмотреть стоимости выполнения операций каждой из альтернатив и выбрать среди них минимальную  $w_{\min_h}$  для каждого из этапов  $h = \overline{1, H}$ .

Множество выбранных минимальных стоимостей будет равно:

$$W_{\min} = \left\{ w_{\min_h} \right\}_{h=1}^H.$$

4. Вычислить оптимальное значение стоимости выполнения операций  $F_3$  на  $N$  этапах с помощью метода оптимизации стоимости проекта, предложенного в работе [2].

**Результаты.** В результате проведенной работы были предложены математическая модель и применение метод оптимизации содержания проекта по критерию стоимость. Разработанные модель и метод необходимы для решения более масштабной задачи оптимизации содержания проекта по критериям прибыль, сроки, стоимость, качество и риски проекта с помощью метода, основанного на применении обобщенного критерия и неявного перебора.

Модель в сочетании с разработанным методом предназначена для решения задач оптимизации содержания проекта для условий, когда любая работа последующего этапа в проекте не может быть начата до завершения работ предыдущего этапа. При этом альтернативные варианты выполнения работ могут относиться как к одному этапу их выполнения, так и к нескольким этапам.

Предложенная математическая модель и метод оптимизации на следующих этапах работы будет применена для оптимизации проекта развития инструментального производства ГП ХМЗ «ФЭД».

**Список использованных источников:** 1. Кононенко И.В. Математическая модель и метод минимизации сроков выполнения работ по проекту / И.В. Кононенко, Е.В. Емельянова, А.И. Грицай // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2007. – №2/6 (26). – С. 35–40. 2. Кононенко И.В. Математическая модель и метод минимизации затрат по проекту при ограничениях на сроки выполнения работ / И.В. Кононенко, Е.В. Емельянова // Вестник Национального технического университета «Харьковский политехнический институт»: сб. науч. тр. Темат. вып. : Системный анализ, управление и информационные технологии. – № 4. – Х., 2009. – С. 46–53. 3. Кононенко И.В., Мироненко В.А. Математическая модель и метод оптимизации содержания проекта с точки зрения времени и стоимости его выполнения. Восточно-Европейский журнал передовых технологий. 1 / 2 (43) 2010 С. 12–17. 4. Кононенко И. В. Двухкритериальная оптимизация содержания проекта при ограничениях на качество продукта / И. В. Кононенко, И. В. Протасов // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2010. – №5/4 (47). – С. 57–60. 5. Кононенко И. В. Оптимизация содержания проекта по критериям прибыль, время, стоимость, качество, риски / И. В. Кононенко, М. Э. Колесник // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2012. – №1/10 (55). – С. 13–15.

*Поступила в редколлегию 11.05.2012*

Ю.Г. Кравченко, канд. техн. наук, Дніпропетровськ, Україна

## ТЕМПЕРАТУРНЕ ПОЛЕ ЗАГОТОВКИ ВІД ШРД ТЕПЛОТИ ДЕФОРМАЦІЇ В ПЛОЩИНІ ЗСУВУ

*Отримані формули температури в площині зсуву та на поверхні різання заготовки на основі інтегрування виразу температурного поля похилого смугового швидко рухомого джерела (ШРД) теплоти деформації з відбитими джерелами.*

*Получены формулы температуры в плоскости сдвига и на поверхности резания заготовки на основе интегрирования выражения температурного поля пологого полосового быстро движущегося источника (ШРД) теплоты деформации с отраженными источниками.*

*The formulas of temperature in the plane of displacement and on the cutting surface of the blank were received on the basis of integrating equation the temperature area of the inclined band quick – motive source (QMS) of heat deformation with reflected sources.*

### Вступ

Алгоритм розрахунку температури різання включає попереднє визначення густини теплових перетоків через передню  $A_\gamma$  та задню  $A_\alpha$  поверхні леза. Температура на  $A_\alpha$  пов'язана з залишковою температурою на поверхні різання  $R$  заготовки, яка залежить від температури в площині різання  $P_n$  і відповідно від первинної температури в площині зсуву  $P_\phi$ .

Вагомими по цій проблемі слід зазначити роботи А. Н. Резнікова /1, 2/ та С. С. Сіліна /3, 4/. Перший отримав рівномірний розподіл температури в  $P_\phi$  (по товщині стержня – стружки з похилим ШРД) /1/, а температура на  $R$  проти площадки зносу по  $A_\alpha$  приймалася за значення температури деформації в тій же  $P_\phi$  /2/. Другий отримав рішення температурного поля в площині  $P_\phi$  та на поверхні  $R$  від похилого смугового (ПС) ШРД теплоти деформації. При цьому по формулі (без виводу) /3/ виходить, що температура деформації має максимум на початку  $P_\phi$  біля різальної кромки. Обидва напрямки містять часткові відступлення від реальних фізичних моделей і побудовані на початкових /1, 3/ складних і громіздких рішеннях.

Мета роботи полягає в подальшому уточненні і спрощенні розрахунків температури в площині зсуву та на поверхні різання заготовки на математично-строгій теплофізичній основі.

### Постановка задачі

Задача зводиться до визначення температурного поля в потоці металу  $C_\gamma$ , що зрізується, і на поверхні  $R$  заготовки від проходження по площині  $P_n$  ПС ШРД теплоти деформації згідно схеми на рис. 1.



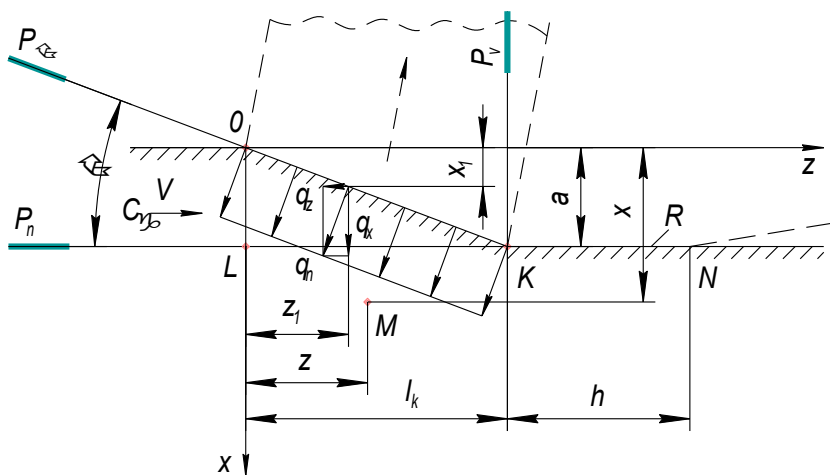


Рисунок 1 – Схема розташування ШРД теплоти густиною в площині зсуву на площадці ОК (К – головна різальна кромка леза,  $a$  – товщина зрізу,  $\gamma$  – кут зсуву,  $P_n$  – основна площина,  $P_\phi$  – площина різання,  $h$  – ділянка контакту поверхні різання з площадкою зносу задньої поверхні леза).

Для підвищення точності розрахунку через неоднакове теплопоглинання прилеглих до ПС миттєвого джерела областей (переважно в напрямку більшої маси зі зниженням температури) додатково введені неповні відбиті (фіктивні) джерело  $\Delta Q_d$  добавленням перерізу  $O'OL'$  і стік  $\Delta Q_c$  відніманням перерізу  $KNK'$  (рис. 2)

Наявність адіабатичної поверхні  $L'O$  спричиняє деяке підвищення температури на довжині  $O'K$ , а додатковий переріз  $KNK'$  – зниження температури на довжині  $OK'$ . Функціонально це може бути описано залежністю

$$\theta_{\text{псм}} = \theta_{\text{см}} + K_\phi (\theta_d - \theta_c) \quad (2)$$

з коефіцієнтом  $K_\phi = \phi/90^\circ$  урахування впливу площі клиновидного перерізу тіла під відбитим джерелом або над відбитим стіком.

Лит Масса Масштаб



$$\int_0^x e^{-u^2} du = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \operatorname{erf}(x) \text{ або з } \operatorname{erf}(x) = \Phi(x \cdot \sqrt{2}) \quad /7, \text{ с. 81/}$$

і вводом безрозмірного параметра  $\psi = m/l$  та критерію Фур'є  $F_0 = \omega\tau/l^2$ . По причині приведення подальших розрахунків до базової довжини  $LK = l_K = a/tg\phi$  (проекції  $l$  на вектор швидкості різання  $V$  рис. 1) прийнято  $\psi = z/l_K$ , а за значення  $\tau$  з відповідним  $F_0$  – час проходження  $l_K$  через різальну кромку

$$\tau = \frac{a}{V \cdot tg\phi}, \quad F_0 = \frac{\omega \cdot tg\phi}{a \cdot V}. \quad (3)$$

В результаті маємо:

$$\left. \begin{aligned} \theta_{\text{сн}} &= \frac{Q_{\text{сн}} \sqrt{\omega}}{\lambda \sqrt{\pi \tau}} \cdot \exp \left[ -\frac{(n - n_1)^2}{4\omega\tau} \right] \cdot B, \\ B &= \frac{1}{2} \left[ \left( \operatorname{erf} \frac{\psi + 1}{2\sqrt{F_0}} - \operatorname{erf} \frac{\psi - 2}{2\sqrt{F_0}} \right) + \right. \\ &\quad \left. + K_\phi \left( \left( \operatorname{erf} \frac{\psi + 1}{2\sqrt{F_0}} - \operatorname{erf} \frac{\psi - 1}{2\sqrt{F_0}} \right) - \left( \operatorname{erf} \frac{\psi}{2\sqrt{F_0}} - \operatorname{erf} \frac{\psi - 2}{2\sqrt{F_0}} \right) \right) \right] \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

## 2. Перехід до лінійного (Л) ШРД.

Із рівняння балансу теплоти при проходженні Л ШРД потужністю  $q_{\text{лш}}$  (Вт/м) через елементарну смужку  $dz$  на площині уз напівобмеженого тіла (або швидкорухомої смужки через лінійне безперервне джерело) за час  $d\tau$  виходить, що  $Q_{\text{сн}} = q_{\text{лш}} \cdot d\tau/dz$ . Тоді при швидкості  $V = dz/d\tau$ ,  $Q_{\text{сн}} = q_{\text{лш}}/V$  і  $\tau = (z - z_1)/V$  отримуємо температурне поле від Л ШРД (напрямки  $z$  і  $V$  збігаються) /2, 8/

$$\theta_{\text{лш}}(z) = \frac{q_{\text{лш}} \sqrt{\omega}}{\lambda \sqrt{\pi \cdot V(z - z_1)}}$$

або на похилій площині з подвійними координатами  $x_1$  і  $z_1$

$$\theta_{\text{лш}}(x, z) = \theta_{\text{лш}}(z) \cdot \exp \left[ -\frac{V(x - x_1)^2}{4\omega(z - z_1)} \right]. \quad (5)$$

## 3. Перехід до ПС ШРД.

Процес розповсюдження теплоти в заготовці від ПС ШРД моделюється накладанням тепловиділення безлічі Л ШРД на безмежно малій ширині  $dl$  площадки ОК. При дії джерела густиною  $q_n = b^* \cdot q_s$  ( $q_s$ , Вт/м<sup>2</sup> – густина тепловиділення в площині  $P_\phi$ ,  $b^*$  – коефіцієнт розподілу теплоти деформації між стружкою і заготовкою) на довжині  $l$  інтегрування (5) з функцією  $B$  (4) пристосовно до схеми рис. 1 в напрямку абсциси  $x$  по змінній  $x_1$  з  $dl = dx_1 / \sin \phi$  призводить до температурного поля ПС ШРД

$$\theta_{\text{псш}} = \int_l \theta_{\text{пш}} \cdot dl = \frac{q_n \cdot \sqrt{\omega} \cdot B}{\lambda \sqrt{\pi V} \cdot \sin \phi} \int_0^x \exp \left[ -\frac{V(x-x_1)^2}{4\omega(z-z_1)} \right] \frac{dx_1}{\sqrt{z-z_1}}. \quad (6)$$

Вбачаємо, що тут функція  $B$  адекватно умовам (4) урахує розподіл теплових потоків від рівномірного безперервного джерела теплоти деформації.

На підставі зв'язку між змінними  $x_1 = z_1 \cdot \text{tg} \phi$  інтеграл (6) виразимо через одну змінну  $z_1$  з заміною  $z - z_1 = p$  ( $dz_1 = -dp$ , в межах  $0 < z < l_K$  ділянки  $LK$   $p_1 = z$  і  $p_2 = 0$ ) і після перетворення отримуємо

$$\theta_{\text{псш}} = \frac{q_n \cdot \sqrt{\omega} \cdot B}{\lambda \sqrt{\pi V} \cdot \cos \phi} \cdot \int_{p_2}^{p_1} \exp \left[ -\frac{V \cdot \text{tg}^2 \phi}{4\omega} \left( \frac{(x - z \text{tg} \phi)^2}{\text{tg}^2 \phi \cdot p} + \frac{2(x - z \cdot \text{tg} \phi)}{\text{tg} \phi} + p \right) \right] \cdot \frac{dp}{\sqrt{p}} \quad (7)$$

Позначив  $\frac{V \cdot \text{tg}^2 \phi}{4\omega} = f$  і  $\frac{x - z \cdot \text{tg} \phi}{\text{tg} \phi} = g$ , вираз (7) запишемо в скороченому виді

$$\theta_{\text{псш}} = \frac{q_n \cdot \sqrt{\omega} \cdot B}{\lambda \sqrt{\pi V} \cdot \cos \phi} \cdot \exp(-2fg) \int_0^{p_1} \exp \left[ -f \left( \frac{g^2}{p} + p \right) \right] \frac{dp}{\sqrt{p}}. \quad (8)$$

Значення  $dp/\sqrt{p}$  визначаємо способом зміни структури показника степені підінтегральної функції (8) на рівнозначну

$$0,5 \exp \left[ 2fg - \left( \frac{\sqrt{f} \cdot g}{\sqrt{p}} + \sqrt{fp} \right)^2 \right] + 0,5 \exp \left[ -2fg - \left( \frac{\sqrt{f} \cdot g}{\sqrt{p}} - \sqrt{fp} \right)^2 \right],$$

застосування підстановок  $\frac{\sqrt{f} \cdot g}{\sqrt{p}} + \sqrt{fp} = s_1$  і  $\frac{\sqrt{f} \cdot g}{\sqrt{p}} - \sqrt{fp} = s_2$ ,

вирахування коренів із квадратних рівнянь підстановок

$$\sqrt{p_1} = \frac{1}{2\sqrt{f}} \left( s_1 \pm \sqrt{s_1^2 - 4fg} \right), \quad \sqrt{p_2} = \frac{1}{2\sqrt{f}} \left( -s_2 \pm \sqrt{2 + 4fg} \right)$$

і знаходження їх диференціалів

$$\frac{dp_1}{\sqrt{p_1}} = \frac{1}{\sqrt{f}} \left( 1 \pm \frac{s_1}{\sqrt{s_1^2 - 4fg}} \right) ds_1 \text{ та } \frac{dp_2}{\sqrt{p_2}} = \frac{1}{\sqrt{f}} \left( -1 \pm \frac{s_2}{\sqrt{s_2^2 + 4fg}} \right) ds_2. \quad (9)$$

Тоді при (9) замість інтеграла (8) маємо суму чотирьох інтегралів

$$I = \frac{1}{2\sqrt{f}} [\exp(2fg)(I_{11} \pm I_{12}) + \exp(-2fg)(-I_{21} \pm I_{22})] \quad \text{з}$$

$$I_{11} = \int_{s_{12}}^{\infty} \exp(-s_1^2) ds_1, \quad I'_{12} = \int_{s_{22}}^{s_{12}} \exp(-s_1^2) \cdot \frac{s_1 \cdot ds_1}{\sqrt{s_1^2 - 4fg}},$$

$$I_{21} = \int_{\infty}^{s_{22}} \exp(-s_2^2) ds_2, \quad I'_{22} = \int_{\infty}^{s_{22}} \exp(-s_2^2) \cdot \frac{s_2 \cdot ds_2}{\sqrt{s_2^2 + 4fg}},$$

$$\text{і новими межами } s_{12} = \sqrt{\frac{f}{g}}(g+z) \text{ та } s_{22} = \sqrt{\frac{f}{g}}(g-z).$$

Чергова заміна  $s_1^2 - 4fg = t_1^2$  і  $s_2^2 + 4fg = t_2^2$  ( $s \cdot ds = t \cdot dt$ ,  $t_{12} = \sqrt{s_{12}^2 - 4fg}$  і  $t_{22} = \sqrt{s_{22}^2 + 4fg}$ ) дає рішення

$$I_{12} = \int_{t_{22}}^{t_{12}} \exp[-(t_1^2 + 4fg)] dt_1 = \exp(-4fg) \int_{\infty}^{t_{12}} \exp(-t_1^2) dt_1,$$

$$I_{22} = \int_{\infty}^{t_{22}} \exp[-(t_2^2 - 4fg)] dt_2 = \exp(4fg) \int_{\infty}^{t_{22}} \exp(-t_2^2) dt_2.$$

У підсумку з  $I_{11}$ ,  $I_{12}$ , і  $I_{21}$ ,  $I_{22}$  в (8) (множники  $\exp(-kfg) \cdot \exp(kfg)$  вилучаються) знаходимо

$$\theta_{\text{псш}} = \frac{q_n \cdot \sqrt{\omega} \cdot B}{\lambda \sqrt{\pi} \cdot V \cdot \cos \phi \cdot 2\sqrt{f}} \cdot \exp(-2fg) \cdot$$

$$\cdot \left[ \exp(2fg) \left( \int_{\infty}^{s_{12}} \exp(-s_1^2) ds_1 \pm \exp(-4fg) \cdot \int_{\infty}^{t_{12}} \exp(-t_1^2) dt_1 \right) + \right.$$

$$\left. \exp(-2fg) \left( - \int_{\infty}^{s_{22}} \exp(-s_2^2) ds_2 \pm \exp(4fg) \int_{\infty}^{t_{22}} \exp(-t_2^2) dt_2 \right) \right] =$$

$$\begin{aligned}
&= \frac{q_n \cdot \omega \cdot B}{\lambda \sqrt{\pi} \cdot V \cdot \sin \phi} \cdot \left[ e^{-4fg} \left( - \int_{-\infty}^{s_{22}} e^{-s_2^2} ds_2 \pm \int_{-\infty}^{t_{12}} e^{-t_1^2} dt_1 \right) + \int_{-\infty}^{s_{12}} e^{-s_1^2} ds_1 \pm \int_{-\infty}^{t_{22}} e^{-t_2^2} dt_2 \right]. \\
&\text{Після заміни } \int_x^\infty e^{-u^2} du = \frac{\sqrt{\pi}}{2} (1 - \operatorname{erf}(x)) \text{ отримуємо} \\
\theta_{\text{псш}} &= \frac{q_n \cdot \omega \cdot B}{2\lambda \cdot V \cdot \sin \phi} \cdot [e^{-4fg} ((1 - \operatorname{erf} S_{22}) \mp (1 - \operatorname{erf} t_{12})) - (1 - \operatorname{erf} S_{12}) \mp (1 - \operatorname{erf} t_{22})]. \quad (10)
\end{aligned}$$

Вираз (10) містить знак  $\pm$ . Розрахунки показали, що позитивне значення температур виконується лише зі знаком плюс.

Характерно, що середня температура деформації в площині зсуву (стружки від деформації)  $\theta_s$  /9/ є основою (10)

$$\theta_s = b^* \cdot q_s \cdot \omega / \lambda \cdot V \cdot \sin \phi. \quad (11)$$

Остаточно маємо формулу в розрахунковому виді

$$\begin{aligned}
&\theta_{\text{псш}} = \theta_s \cdot B \cdot D, \\
D &= \frac{1}{2} \left[ e^{-4fg} \left( \left( 1 - \operatorname{erf} \sqrt{\frac{f}{g}} (g - z) \right) + \left( 1 - \operatorname{erf} \sqrt{\frac{f}{g}} (g + z)^2 - 4fg \right) \right) - \right. \\
&\quad \left. - \left( 1 - \operatorname{erf} \sqrt{\frac{f}{g}} (g + z) \right) + \left( 1 - \operatorname{erf} \sqrt{\frac{f}{g}} (g - z)^2 + 4fg \right) \right] \quad (12)
\end{aligned}$$

*Визначення температури на поверхні різання  $R$  заготовки*

В рухомій системі потоки ПС ШРД теплоти деформації в напрямку вісі  $x$  перетинають площину  $P_n$  лише правіше т.  $L$  (рис. 1), що призводить до деякого «насищення» теплоото ділянку  $LK$  поступовим зростанням температури від нуля до найбільшої  $\theta_K$ .

В т.  $K$  для існуючих звичайних умов різання (наприклад /2/,  $\alpha = 0.31 \cdot 10^{-3}$  м,  $V = 1$  м/с,  $\phi = 32^\circ$ ,  $\omega = 5 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с,  $F_0 \approx 0.01$ ) при

$$B = 1 - 0,5K_{\phi} \left( \psi = 1, \quad \operatorname{erf} \frac{1}{2\sqrt{B_0}} \rightarrow 1 \right) \quad (4) \quad \text{і} \quad D = 1 \quad (x = a, \quad z = l_K, \\ g = 0, \quad \operatorname{erf} \infty = 1) \quad (12) \text{ маємо}$$

$$\theta_K = \theta_s (1 - 0,5K_{\phi}). \quad (13)$$

Решта теплоти від роботи деформації, яка поглинається шаром  $C_Y$ , розходується на «самопідігрів» зони деформації і повертається в стружку.

За межею дії ШРД по методикі М. М. Рикаліна /5/ для періоду вирівнювання температури за рахунок теплопровідності матеріалу заготовки температурне поле визначається різницею температур позитивного і негативного відбитих джерел по рис. 3

$$\theta_{\psi} = \theta'_{0\psi} - \theta'_{1\psi}. \quad (14)$$

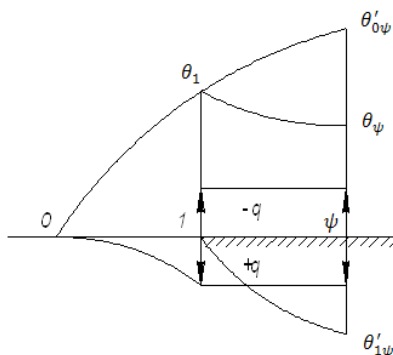


Рисунок 3 – Схема до розрахунку температури ШРД теплоти на ділянці з відбитими джерелами  $q$

Через неправомочність застосування функції  $D$  (12) на ділянці  $KN$  (при  $g < 0$  різке зростання  $\exp(-4fg)$  до  $\infty$ ) після дослідження придатних функцій (лінійної,  $\exp(1 - \psi)$  та ін.) в якості функції розподілу температури  $\theta'_{0\psi}$  була прийнята параболічна залежність  $f = \psi^2$ . При цій умові по формулі /2, 8/ обчислювалось по аналогії з (14) значення функції температурного поля  $KN$

$$F_h = \int_0^{\psi} \frac{\psi_1^2}{\sqrt{\psi - \psi_1}} d\psi_1 - \int_1^{\psi} \frac{\psi_1^2}{\sqrt{\psi - \psi_1}} d\psi_1 = \\ = \frac{16}{15} \left[ \psi^{2.5} - \sqrt{\psi - 1} \left( \frac{3}{8} + \frac{1}{2}\psi + \psi^2 \right) \right] \quad (15)$$

з параметром  $\psi = 1 + h/l_K$  ( $h$  – величина зносу леза по  $A_\alpha$ ,  $l_K = a/\operatorname{tg} \phi$  – довжина проекції площини  $P_\phi$  на площину  $P_n$ ).

Середнє значення функції в квадратних дужках (15) вираховується

по формулі  $F_{hm} = \frac{1}{\psi - 1} \int_1^\psi F_h \cdot d\psi$  і дорівнює

$$F_{hm} = \frac{2}{7} \left[ \frac{\psi^{3.5} - 1}{\psi - 1} - \sqrt{\psi - 1} (1.875 + 1.5\psi + \psi^2) \right], \quad \psi > 1. \quad (16)$$

Після підстановки  $F_{hm}$  (16) в  $\theta_K$  (13) отримуємо середнє значення залишкової температури на поверхні різання

$$\theta_{hm} = \theta_s (1 - 0.5K_\phi) \cdot F_{hm}. \quad (17)$$

Таким чином була вирішена задача розрахунку температури на площині зсуву і поверхні різання на основі теплофізичної моделі похилого смугового швидкорухомого джерела теплоти.

#### Висновок

1. Отримано вихідний вираз температурного поля смугового миттєвого імпульсу теплоти на похилій площині зсуву з застосуванням позитивного і негативного відбитих джерел.

2. Знайдено рішення інтегрального переходу від лінійного швидкорухомого джерела до похилого смугового в двовірних координатах з виходом на функцію інтеграла імовірності.

3. Виведені формули розподілу температури на довжині площини зсуву (незначне зменшення в напрямку різальної кромки) і температурного поля заготовки перед площиною зсуву.

4. Визначена функція розподілу та її середньоінтегральне значення температури на поверхні різання заготовки за межами дії рухомого джерела теплоти відносно температури деформації на початку площини зсуву біля різальної кромки леза.

**Список використаних джерел:** 1. Резников А.Н. Теплообмен при резании и охлаждение инструментов. – М.: Машгиз, 1963. – 200с. 2. Резников А.Н. Теплофизика резания. – М.: Машиностроение, 1969. – 288с. 3. Силин С.С. Исследование процессов резания методами теории подобия. – Труды Рыбинского вечерн. технол. ин-та, №1. – Ярославль: изд. Верхняя Волга, 1966. – С.5-54. 4. Силин С.С. Методы подобия при резании металлов. – М.: Машиностроение, 1979. – 152с. 5. Рыкалин Н.Н. Расчеты тепловых процессов при сварке. – М.: Машгиз, 1951. – 296с. 6. Карслоу Г.С., Егер Д.К. Теплопроводность твердых тел. – М.: Наука, 1964. – 487с. 7. Справочник по математике для инженеров и учащихся втузов /И.Н. Бронштейн и К.А. Семендяев – М.: госизд. физ.-мат. литер., 1962. – 608с. 8. Кравченко Ю.Г., Савченко Ю.В. Визначення коефіцієнтів форми швидкорухомих джерел теплоти при різанні. – Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – Краматорськ: ДДМА, вип. 26, 2010. – С.409 – 417. 9. Кравченко Ю.Г. Распределение теплоты деформации в плоскости сдвига. – Теплофизические и технологические аспекты повышения эффективности машиностроительного производства: Труды III междунар. науч.-техн. конф. (Резниковские чтения). – Тольятти: ТГУ, 2011. – С.53-56.

Поступила до редколегії 15.05.2012



J. Kundrák, Prof Dr. Habil., K. Gyáni, Dr. univ.,  
I. Deszpoth, Dr. techn., Miskolc, Hungary

## THE EFFICIENCY OF COMBINED MACHININGS

*This paper analyses the efficiency of the finish process applied in machining of hard surfaces, completed by grinding, hard turning and also by the combination of these two procedures, on the basis of time consumption.*

### 1. INTRODUCTION

In production engineering the complexity of components show an increasing tendency accompanied by higher quality requirements. Components with ever smaller roughness and ever more accurate geometrical formation are needed. Today's advanced production engineering can meet this double requirement by ready-machining of the components possibly on one machine-tool with one clamping only. According to this machine-tool industry provides a wide range of machine-tools capable to reach the goal. The ready-machining fulfilled with one clamping by several procedures is called combined machining. The necessary combined machine-tools are suitable to complete any series of procedures either in chuck-work or shaft-like parts. External and internal turning, grinding, boring, milling or even spark-cutting can be done on these machines. They are highly accurate and automated. A warrant for that is that the firms today producing combined machines one and all produced grinding machines before (Studer, Schaudt, Walter, Blohm, Körber, Emag, etc.). The biggest advantage of the combined machining is that the lead-time of parts dramatically reduces, and the production-chain is dramatically shorter. The transportation and storage times between the procedures completely cease, and also the size of side times significantly reduces. The productivity increases, the quality of the workpieces is better besides high flexibility.

### 2. THE OVERVIEW OF THE COMBINED PROCEDURES

The idea of combined machining comes from the integration of hard turning and grinding. Hard turning – with its characteristic speediness and flexibility – although accompanied by the accuracy characteristic of grinding, was not able to compete with grinding from the point of view of process safety and surface quality. Starting from this point emerged the concept of taking use of the high internal removal power and the flexibility of hard turning together with the reliability and high quality assurance of grinding. All this is to be done by one machine with one clamping. This philosophy of machining widened further and not only grinding and hard turning integrated on one machine but any other machining procedure, too, (e.g.: boring, milling, thread cutting, surface grinding, from grinding, etc.) even spark cutting [1].

The significant development of the pre-fabrication technologies also substituted to the fast spread of the combined proceedings. The pre-fabricated parts are made by the so called —*car-net-shape*” pre-fabrication procedures with minimal allowance for finishing, thus making the roughing procedures that leave a huge amount of chips unnecessary. As an example, in Figure 1 the working area of a high capacity combined machine-tool can be seen which is to fulfill chuck work. Naturally, there are also machines of horizontal arrangement with internal grinding spindles located on the turret.

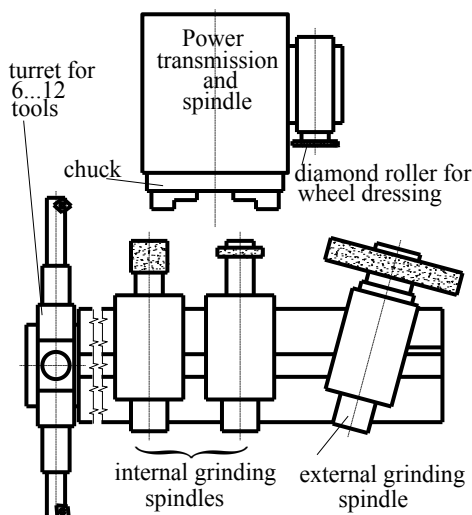


Figure 1 – Scheme of the working area of a combined machine-tool for machining disc-type components (Schaudt "Kombi Grind" [1])

The highest gain of changing from manufacturing on individual machines to combined machining is undoubtedly the drastic reduction of the lead-time and the remarkable shortening of the production-chain. Beyond those further benefits appear which can be listed in the following three groups:

- cease of errors from clamping (defining position),
- reduction of process allowance to its minimum,
- reduction of side-times and standard allowance.

As for the clamping errors, in bodies of revolution the errors from the repeated centralization are ceased, thus the cylindrical and conical surfaces having one shaft are made without any impact. But also cease the errors from the repeated setting on the support and the errors from positioning the distance measuring systems after each clamping.

The process allowance reduces mainly in bodies of revolution, because the errors from the repeated centralization are not to be compensated by allowance to

avoid stains on the workpiece. For grinding, for example, allowance of range in micrometers is enough. In side-times, the times, to check the correctness of the repeated clamping, adjustment and measurement are ceased or significantly reduced [2].

### 3. APPLICATION OF COMBINED PROCEDURE IN FINISH MACHINING OF GEAR-WHEEL BODIES

Gear-wheels with bore-holes are made in big piece-number. From the point of view of technology they belong to the group of disc-type components. They are installed in gear-boxes, power-transmission boxes. Although their basic form is theoretically the same, minor differences occur by necessity, however, they do not affect the principle of their machining. Four typical examples of the examined components can be seen in Figure 2.

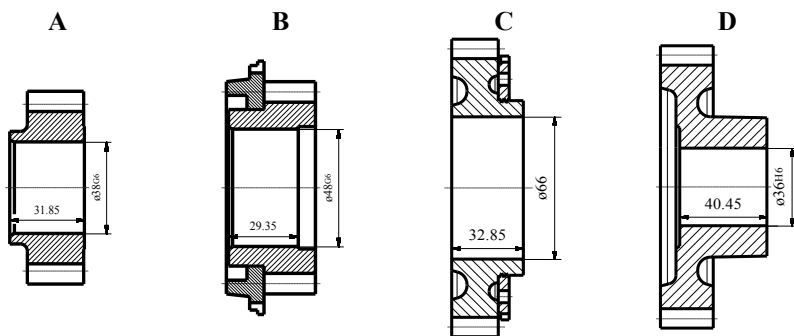


Figure 2 – Gear-wheels machined by combined procedure

The combined procedure is already the third version of the finish machining of gear-wheels with bore-holes. Grinding applied for a long time can be considered as the first version. Forasmuch through a remarkable stage of technological development there was no other possibility. The finish machining of hardened materials could only be grinding because there was not any other cutting tool suitable for hardened surfaces. Grinding in holes was a very slow process because the allowance of the range of tenth mm-s was to be removed by manufacturing passes of the range of micrometers. On the applied classic boring machines the speed of wheel is not higher than 25...29 m/s, the method is longitudinal feed, the control is by hand, which significantly increase the side-times.

The second version is hard turning. There were two conditions for the industrial application of hard turning: one was the tool material, the other one was the machine-tool that meets the emerging special requirements. Among the new advanced tool materials the cubic boron nitride (CBN) reached the phase of industrial application at the end of the 20<sup>th</sup> century. The structural configuration according to ISO, with the small-sized CBN insert positioned on the peak made its application

profitable. Almost in line with the development of inserts the machine-tools suitable for hard turning appeared in the market too. Their characteristic feature is the higher rigidity, high thermal stability, CNC control and advanced, quick workpiece clamping. Hard turning – because with one roughing and one smoothing clamp it finishes the workpieces – became the alternative process of grinding. Productivity dramatically multiplied by 4 to 5 having the same accuracy and roughness parameters as grinding.

However, as the experience increased, problems appeared in the field of hard turning with CBN. They fall in two categories: process safety and surface quality (topography). As regards to the process safety, the wear of CBN inserts – and through that their tool life – is difficult to be handled, the dispersion of the tool life of inserts is high. There are inserts whose tool life goes ruin sooner than given in the catalogue, others later, and there is also the danger of getting chipped. This phenomenon disturbs the safety of the manufacturing process. Because such a problem does not exist in grinding, it can be stated that the process safety of hard turning is worse than that of grinding. The surface quality (topography) problems occurs because hard turning makes a so called periodical surface, that is the surface consists of regularly repeating formation (thread-like). This although invisible to the naked eye, of microscope scale, but is disadvantageous in sealing surfaces, connecting surfaces and fixed junctions. In grinding, however, random topography is created, which is more beneficial in the above mentioned, critical cases. On this basis one can say that grinding is more beneficial, than hard turning from the point of view of surface quality.

Joining the two procedures, the third version of the finish machining of gear-wheels, the combined procedure comes into existence. The point of the combined machining is to maximally exploit the benefits of both procedures but not to allow their shortcomings to predominate. The flexibility and high material removal rate of hard turning are taken advantage of, and so are the process safety and the reliable quality assurance of grinding.

#### **4. COMPARISON OF THE COMBINED PROCEDURE WITH THE FORMER VERSION**

In gear-wheel bodies the surface of bore-holes and synchronizing cones are critical, not so much are the face surfaces. That is why only the machining of bore-holes (on each piece) and the connecting cones (on fewer pieces) is done by combined procedure. The three versions of machining concerning the bore-holes are shown in Figure 3.

Comparing the procedures, significant differences can be seen in three fields: the allowance, the feed and the grinding process. In the third version the allowance of hard turning reduced significantly: from 0.25 mm-s to 0.1 mm, however, that of grinding was minimal, not more than 0.05 mm-s. At the sometime the values of feed in hard turning increased significantly: the roughing feed increased from 0.15

mm/wp.rev to 0.24 mm/wp.rev. Thus the main machining time reduced 60 %. Bid feed, keeping the roughness unchanged, can be done only by Wiper-insert. The reduction of the main machining time by Wiper-insert and big feed compensates the longer machining time of smooth boring as opposed to smooth turning. That explains why the machining time of the combined procedure does not increase or just to a small degree. There is significant difference between the grinding procedures. Instead of the traditional longitudinal feed procedure (1<sup>st</sup> version), in the third version a high speed infeed procedure is applied. The material removal rate of this is higher than that of the first procedure, but it requires a for more rigid machine and a for more rigid grinding spindle. These requirements of higher rigidity are met by the turning-grinding machines of advanced structure. Beyond that, the grinding procedure replacing the smooth turning is automated including wheel-dressing too. The processes of the combined procedure are indicated in Figure 4.

| 1 <sup>st</sup> process            | 2 <sup>nd</sup> process                                 | 3 <sup>rd</sup> process                                     |
|------------------------------------|---------------------------------------------------------|-------------------------------------------------------------|
| GRINDING                           | HARD TURNING                                            | COMBINED PROCEDURES                                         |
| 1. Roughing<br>Allowance: 0.25 mm  | 1. Roughing<br>Allowance: 0.25 mm<br>Feed: 0.15 mm/rev  | 1. Rough turning<br>Allowance: 0.27 mm<br>Feed: 0.24 mm/rev |
| 2. Smoothing<br>Allowance: 0.05 mm | 2. Smoothing<br>Allowance: 0.05 mm<br>Feed: 0.08 mm/rev | 2. Smooth grinding<br>Allowance: 0.05 mm                    |
| 3. Sparking out                    | 3. —                                                    | 3. Sparking out                                             |

Figure 3 – Three versions of finish precision machining of bores in hardened gear-wheels

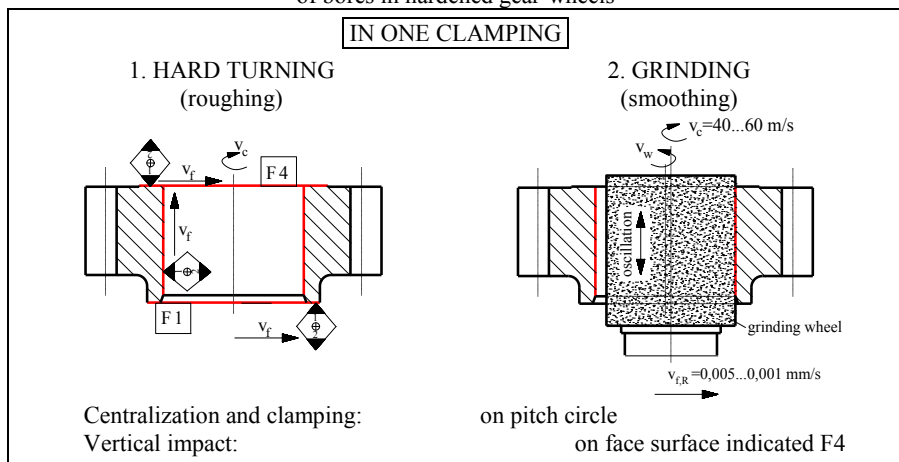


Figure4 – The practical completion of the combined machining

It is eye-catching that beside the vertical construction the positioning of the workpieces goes with a converse support system: they impact in the direction of the

shaft under the influence of not the gravitational force but the clamping force of the loading device. Thus the positioning elements of the clamping device remain clean because the chips fall of them.

## 5. THE TECHNOLOGICAL PARAMETERS AND TIME CONSUMPTION OF PROCEDURE VARIATIONS

Table 1 summarizes the technological and wheel data of the oldest version – grinding – concerning the four gear-wheels shown in Figure 2. At the bottom of the table calculated time data appear: namely the machine time, the basic time and the piece time. The piece time was defined by the method used at the plant.

Parameters and time consumption (1<sup>st</sup> version)

Table 1

| Symbols                     |           |         | A              | B              | C              | D               | Material: 16MnCr5<br>61...63 HRC                                                                                                                                                                                                                                         |
|-----------------------------|-----------|---------|----------------|----------------|----------------|-----------------|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| Right face<br>(RF)          | $a_e$     | mm      | 0.03<br>0.01   | 0.03<br>0.01   | 0.03<br>0.01   | 0.03<br>0.01    | Wheel:<br>Ø50x40x13/25x20-9A80-K7V22                                                                                                                                                                                                                                     |
|                             | $v_w$     | m/min   | 15             | 15             | 15             | 15              |                                                                                                                                                                                                                                                                          |
|                             | $v_c$     | m/s     | 30             | 30             | 30             | 30              |                                                                                                                                                                                                                                                                          |
| Left face<br>(LF)           | $a_e$     | mm      | 0.03<br>0.01   | 0.03<br>0.01   | 0.03<br>0.01   | —               | Wheel:<br>Ø103/94x38x180 FORM1458                                                                                                                                                                                                                                        |
|                             | $v_w$     | m/min   | 15             | 15             | 15             | —               |                                                                                                                                                                                                                                                                          |
|                             | $v_c$     | m/s     | 30             | 30             | 30             | —               |                                                                                                                                                                                                                                                                          |
| Bore roughing and smoothing | $n_k$     | 2st/min | 36<br>33       | 40<br>36       | 38<br>35       | 28<br>26        | Wheels:<br>Ø30x40x16-9A80-K7V22<br>Ø40x40x16-9A80-K7V22<br>Ø50x40x16-9A80-K7V22<br>side feed boring                                                                                                                                                                      |
|                             |           |         | 13.75<br>12.50 | 24.44<br>22.22 | 24.44<br>22.22 | 13.75<br>12.50  |                                                                                                                                                                                                                                                                          |
|                             | $a_e$     | mm/2st  | 0.020<br>0.001 | 0.010<br>0.001 | 0.010<br>0.001 | 0.030<br>0.0015 |                                                                                                                                                                                                                                                                          |
|                             |           |         | 2200<br>2000   | 2200<br>2000   | 2200<br>2000   | 2200<br>2000    |                                                                                                                                                                                                                                                                          |
|                             | $v_{f,L}$ | mm/min  | 2200<br>2000   | 2200<br>2000   | 2200<br>2000   | 2200<br>2000    |                                                                                                                                                                                                                                                                          |
|                             | $v_w$     | m/min   | 19.1           | 13.6           | 18.7           | 18.1            |                                                                                                                                                                                                                                                                          |
|                             | $v_c$     | m/s     | 25             | 29             | 29             | 25              |                                                                                                                                                                                                                                                                          |
|                             | $i_k$     | —       | 8              | 16             | 16             | 16              |                                                                                                                                                                                                                                                                          |
| Cone                        | $a_n$     | mm      | —              | 8.65           | —              | —               | Wheel:<br>Ø600x25x30469A80-J8V<br>infeed external cylindrical grinding                                                                                                                                                                                                   |
|                             | $v_{f,R}$ | mm/s    | —              | 0.009<br>0.003 | —              | —               |                                                                                                                                                                                                                                                                          |
|                             | $v_c$     | m/s     | —              | 32             | —              | —               |                                                                                                                                                                                                                                                                          |
| Machine time [min]          |           |         | 2.55           | 4.33           | 3.30           | 2.47            | $T_{\text{machine}} = T_{\text{main machine}} + T_{\text{side machine}}$<br>$T_{\text{basic}} = T_{\text{machine}} + T_{\text{change}} + T_{\text{else}}$<br>$T_{\text{change}} = T_{\text{else}} = 0.2 \text{ min}$<br>$T_{\text{piece}} = 1.15 \cdot T_{\text{basic}}$ |
| Basic time [min]            |           |         | 3.35           | 5.53           | 4.10           | 2.87            |                                                                                                                                                                                                                                                                          |
| Piece time [min]            |           |         | 3.81           | 6.36           | 4.72           | 3.31            |                                                                                                                                                                                                                                                                          |

**Note:** in the case of two values, the upper one is for roughing, the bottom one is smoothing.

Interpretation of the symbols applied in Table 1:

$a_e$  – depth of cut: mm       $f$  – feed: mm/wp.rev.

$v_w$  – workpiece rate: m/min     $v_{f,L}$  – feed rate (longitudinal): mm/min  
 $v_c$  – wheel rate: m/s     $v_{f,R}$  – feed rate (radial): mm/s  
 $n_k$  – number of double stroke: 2st/min     $i_k$  – number of sparking out stroke: —  
 $a_p$  – grinding width (in cones): mm

In the procedure the time appropriation is the biggest. Serving the small powered boring machines takes a lot of side time. A significant part of that is the side time for dressing which has to be done very often, sometimes after each workpieces.

Compared the 1<sup>st</sup> version, the introduction of hard turning was a great leap forward. Table 2 contains its cutting data, the specifications of the tools as well as the data of time appropriation.

The parameters and time consumption of hard turning (2<sup>nd</sup> version) Table 2

| Symbols            |                    |            | A    | B                | C    | D                                                                                              | Material: 16MnCr5<br>61...63 HRC                                                 |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
|--------------------|--------------------|------------|------|------------------|------|------------------------------------------------------------------------------------------------|----------------------------------------------------------------------------------|--------------------------------------|----------------------------------|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|---|---|---|------------------|---|----------------|----|------|--|--|----|-----|
| Right face<br>(RF) | a <sub>p</sub>     | mm         | 0.3  | 0.3              | 0.3  | 0.3                                                                                            | Insert for roughing:<br>CNMA 120408                                              | Insert for smoothing:<br>CNGA 120408 | Coating: TiN<br>Facet: 0.2x -20° | <table><tr><td>α</td><td>γ</td><td>ε</td><td>κ<sub>eff</sub></td><td>λ</td><td>r<sub>ε</sub></td></tr><tr><td>6°</td><td>-26°</td><td></td><td></td><td>6°</td><td>0.8</td></tr></table> | α | γ | ε | κ <sub>eff</sub> | λ | r <sub>ε</sub> | 6° | -26° |  |  | 6° | 0.8 |
|                    | α                  | γ          | ε    | κ <sub>eff</sub> | λ    | r <sub>ε</sub>                                                                                 |                                                                                  |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
|                    | 6°                 | -26°       |      |                  | 6°   | 0.8                                                                                            |                                                                                  |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
| f                  | mm/wp.rev.         | 0.08       | 0.08 | 0.08             | 0.08 |                                                                                                |                                                                                  |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
| Left face<br>(LF)  | v <sub>c</sub>     | m/min      | 194  | 204              | 180  | 242                                                                                            |                                                                                  |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
|                    | a <sub>p</sub>     | mm         | 0.3  | 0.3              | 0.3  | —                                                                                              |                                                                                  |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
|                    | f                  | mm/wp.rev. | 0.08 | 0.08             | 0.08 | —                                                                                              |                                                                                  |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
| Cone               | v <sub>c</sub>     | m/min      | 204  | 228              | 185  | —                                                                                              |                                                                                  |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
|                    | a <sub>p</sub>     | mm         | —    | 0.3              | —    | —                                                                                              |                                                                                  |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
|                    | f                  | mm/wp.rev. | —    | 0.12             | —    | —                                                                                              |                                                                                  |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
| Bore roughing      | v <sub>c</sub>     | m/min      | —    | 224              | —    | —                                                                                              |                                                                                  |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
|                    | a <sub>p</sub>     | mm         | 0.25 | 0.25             | 0.25 | 0.25                                                                                           |                                                                                  |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
|                    | f                  | mm/wp.rev. | 0.15 | 0.15             | 0.15 | 0.15                                                                                           |                                                                                  |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
| Bore smoothing     | n <sub>w</sub>     | 1/min      | 1508 | 1195             | 869  | 1597                                                                                           |                                                                                  |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
|                    | a <sub>p</sub>     | mm         | 0.05 | 0.05             | 0.05 | 0.05                                                                                           |                                                                                  |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
|                    | f                  | mm/wp.rev. | 0.08 | 0.08             | 0.08 | 0.08                                                                                           |                                                                                  |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
|                    | n <sub>w</sub>     | 1/min      | 1508 | 1195             | 869  | 1597                                                                                           |                                                                                  |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
|                    | Machine time [min] |            | 0.57 | 0.85             | 0.97 | 0.61                                                                                           | T <sub>machine</sub> =T <sub>main machine</sub> +T <sub>side machine</sub>       |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
|                    | Basic time [min]   |            | 0.77 | 1.05             | 1.17 | 0.81                                                                                           | T <sub>basic</sub> =T <sub>machine</sub> +T <sub>change</sub> +T <sub>else</sub> |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |
| Piece time [min]   |                    | 0.92       | 1.26 | 1.41             | 0.97 | T <sub>change</sub> =T <sub>else</sub> =0.2 min<br>T <sub>piece</sub> =1.15·T <sub>basic</sub> |                                                                                  |                                      |                                  |                                                                                                                                                                                          |   |   |   |                  |   |                |    |      |  |  |    |     |

Interpretation of the symbols applied in Table 2:

$a_p$  – depth of cut: mm     $v_c$  – cutting speed: m/min  
 $f$  – feed: mm/wp.rev.     $n_w$  – wp. revolution: 1/min

The time appropriation reduces 1/4...1/5 of grinding. Besides, while grinding needs 2 to 3 machines, hard turning require only one. The cutting data of the com-

combined procedure, the specification of the tools and the time appropriation are seen in Table 3.

The parameters and time consumption of the combine procedure (3<sup>rd</sup> version) Table 3

| Symbols                   |                      |            | A                                     | B                                     | C     | D     | Material: 16MnCr5<br>61...63 HRC                                                             |
|---------------------------|----------------------|------------|---------------------------------------|---------------------------------------|-------|-------|----------------------------------------------------------------------------------------------|
| Right face<br>(RF)        | <b>a<sub>p</sub></b> | mm         | 0.1                                   | 0.1                                   | 0.1   | 0.12  |                                                                                              |
|                           | <b>f</b>             | mm/wp.rev. | 0.1                                   | 0.1                                   | 0.1   | 0.1   |                                                                                              |
|                           | <b>v<sub>c</sub></b> | m/min      | 180                                   | 140                                   | 180   | 200   |                                                                                              |
| Left face (LF)            | <b>a<sub>p</sub></b> | mm         | 0.1                                   | 0.1                                   | 0.1   | —     | Insert: CCGW 09T308 NC2<br>(SUMITOMO)<br>Insert clamping:<br>C5-SCLCR 11070-09<br>(SUMITOMO) |
|                           | <b>f</b>             | mm/wp.rev. | 0.1                                   | 0.1                                   | 0.08  | —     |                                                                                              |
|                           | <b>v<sub>c</sub></b> | m/min      | 140                                   | 140                                   | 180   | —     |                                                                                              |
| Cone                      | <b>a<sub>p</sub></b> | mm         | —                                     | 0.12                                  | —     | —     |                                                                                              |
|                           | <b>f</b>             | mm/wp.rev. | —                                     | 0.1                                   | —     | —     |                                                                                              |
|                           | <b>v<sub>c</sub></b> | m/min      | —                                     | 140                                   | —     | —     |                                                                                              |
| Bore roughing<br>(BR)     | <b>a<sub>p</sub></b> | mm         | 0.1                                   | 0.1                                   | 0.1   | 0.1   | f=0.12 is for a short bore                                                                   |
|                           | <b>f</b>             | mm/wp.rev. | 0.24                                  | 0.24                                  | 0.24  | 0.24  |                                                                                              |
|                           | <b>v<sub>c</sub></b> | m/min      | 180                                   | 180                                   | 180   | 180   |                                                                                              |
| Internal grinding         |                      |            | Parameters of grinding are in Table 4 |                                       |       |       |                                                                                              |
| Cone grinding             |                      |            | —                                     | Parameters of grinding are in Table 4 | —     | —     |                                                                                              |
|                           |                      |            | —                                     |                                       | —     | —     |                                                                                              |
|                           |                      |            | —                                     |                                       | —     | —     |                                                                                              |
| Machine time [min]        |                      |            | —                                     | —                                     | —     | —     |                                                                                              |
| Floor-to-floor time [min] |                      |            | 1.230                                 | 1.420                                 | 1.430 | 1.056 |                                                                                              |
| Norm time [min]           |                      |            | 1.279                                 | 1.477                                 | 1.487 | 1.098 |                                                                                              |

As for the time appropriation, its reduction is very small, there are cases, where the floor-to-floor time is even more than in hard turning (2nd version). The norm time, however, is smaller with all the four wheel than in hard turning. The reason for that is that the method of norm time calculation has changed too. The point of the change is that in combined procedure the sum of allowances to be added to the



floor-to-floor time is not more than 1/5 of the calculated allowances in hard turning.

That way the increasing floor-to-floor times in the combined procedure do not mean norm time increase at the same time. Because the parameters of the grinding process within the combined procedure are lengthy, they are summarized in a separate table and there is given the interpretation of symbols too (Table 4).

Grinding parameters in combined procedure

Table 4

| Symbols           |            |        | A                    | B                              | C                    | D                              | Material: 16MnCr5<br>61...63 HRC |                                                                                                                  |
|-------------------|------------|--------|----------------------|--------------------------------|----------------------|--------------------------------|----------------------------------|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| Internal grinding | $v_c$      | m/s    | 40                   | 40                             | 40                   | 40                             | wheel circumferential velocity   | <b>Process:</b> infeed internal grinding with oscillation<br><b>Dressing:</b> after each third wp. automatically |
|                   | $v_w$      | m/min  | 45                   | 86                             | 119                  | 65                             | wp. circumferential velocity     |                                                                                                                  |
|                   | $v_{f,R}$  | mm/s   | N:0.0050<br>S:0.0036 | N:0.0050<br>S:0.0033<br>0.0016 | N:0.0033<br>S:0.0016 | N:0.0050<br>S:0.0016<br>0.0010 | infeed velocity                  |                                                                                                                  |
|                   | $q$        | —      | 53                   | 27                             | 20                   | 37                             | velocity quotient                |                                                                                                                  |
|                   | $t_{so}$   | s      | 6                    | 5                              | 8                    | 5                              | sparking out-time                |                                                                                                                  |
|                   | $L_o$      | mm     | 3.0                  | 2.5                            | 2.0                  | 2.5                            | oscillation stroke length        |                                                                                                                  |
|                   | $v_o$      | mm/min | 600                  | 600                            | 600                  | 600                            | oscillation velocity             |                                                                                                                  |
|                   | $n_k$      | 1/min  | 100                  | 120                            | 150                  | 120                            | number of double strokes         |                                                                                                                  |
|                   | $Z$        | mm     | 0.040                | 0.045                          | 0.050                | 0.050                          | grinding allowance,              | <b>Process:</b> infeed external cylindrical grinding<br><b>Dressing:</b> after each wp.                          |
|                   | $Z_N$      | mm     | 0.030                | 0.030                          | 0.040                | 0.035                          | roughing allowance,              |                                                                                                                  |
|                   | $Z_s$      | mm     | 0.010                | 0.010<br>0.005                 | 0.010                | 0.010<br>0.005                 | smoothing allowance in diameter  |                                                                                                                  |
| Cone grinding     | $v_c$      | m/s    | —                    | 45                             | —                    | —                              | wheel circumferential velocity   | <b>Process:</b> infeed external cylindrical grinding<br><b>Dressing:</b> after each wp.                          |
|                   | $v_w$      | m/min  | —                    | 98                             | —                    | —                              | wp. circumferential velocity     |                                                                                                                  |
|                   | $v_{f,R}$  | mm/s   | —                    | N:0.0080<br>S:0.0016<br>0.0013 | —                    | —                              | infeed velocity                  |                                                                                                                  |
|                   | $q$        | —      | —                    | 28                             | —                    | —                              | velocity quotient                |                                                                                                                  |
|                   | $t_{kisz}$ | s      | —                    | 6                              | —                    | —                              | sparking out-time                | <b>Process:</b> infeed external cylindrical grinding<br><b>Dressing:</b> after each wp.                          |
|                   | $Z$        | mm     | —                    | 0.050                          | —                    | —                              | grinding allowance,              |                                                                                                                  |
|                   | $Z_N$      | mm     | —                    | 0.035                          | —                    | —                              | roughing allowance,              |                                                                                                                  |
|                   | $Z_s$      | mm     | —                    | 0.010<br>0.005                 | —                    | —                              | smoothing allowance in diameter  |                                                                                                                  |

It is also worth highlighting that instead of the machine time, the floor-to-floor time gives the basis of all time related calculations. The machine time does not even appear in the technological documentations, thus it could not get into Table 3 either. Namely the machine time consists of two parts: main machine time and

side machine time. The former can exactly be calculated, but the second part cannot, which may lead to disagreement. However, the floor-to-floor time can be measured precisely, therefore it is exact and beyond controversy.

Finally, the time data of the three examined procedures that can be compared are outlined as time appropriations in bar graphs. In Figure 5 a case can be seen when the floor-to-floor time reduces and the norm time significantly reduces. Similar is the case of the gear wheel in Figure 6. Figure 7 shows a case when the floor-to-floor time increases in the combined procedure, the norm time, however, slightly reduces compared to hard turning. In the case of Figure 8 (gear wheel number 044) the floor-to-floor time is practically the same, the norm time, however, slightly reduces.

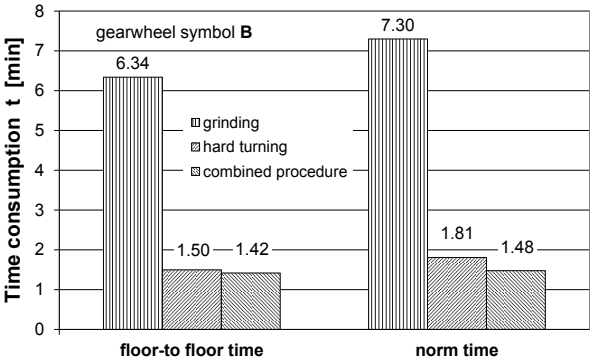


Figure 5  
Reducing floor-to-floor time, more reducing norm time

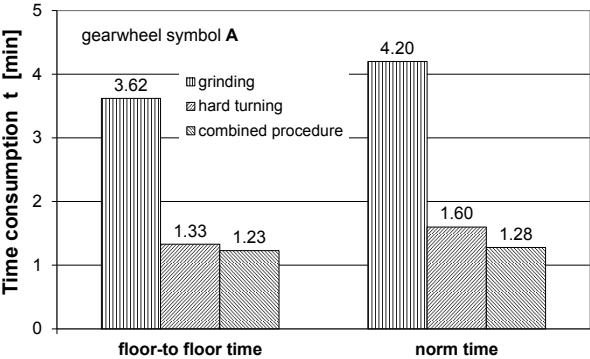


Figure 6 – Smaller floor-to-floor time, smaller norm time

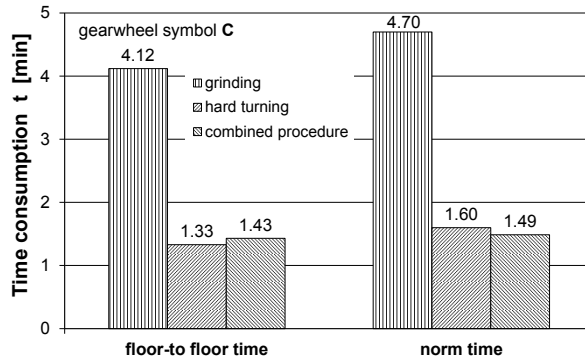


Figure 7 – Smaller norm time even when higher floor-to-floor time

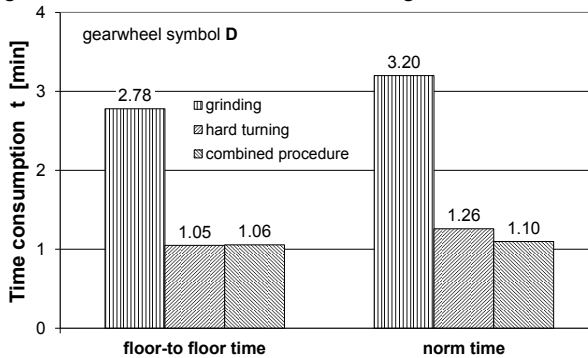


Figure 8 – Norm time is smaller in combined procedure in the case of almost equal floor-to-floor time

The average floor-to-floor time of the four examined wheels is 1.415 min in hard turning, 1.410 min in the combined procedure, they are practically equal. However, the average norm time is 1.57 min in hard turning, 1.33 min in the combined procedure that is smaller by 0.24 min, which means a 15 % reduction.

## 6. DISCUSSION

The combined machining of workpieces on one machine-tool, applying different procedures increases the quality of workpieces and reduces the side times. That is why this technology has become outstandingly interesting for engineering. In finishing of hardened workpieces, too, it can be applied successfully instead of hard turning. But because internal grinding replacing smooth turning takes longer time, if the rough turning is kept unchanged the time consumption (floor-to-floor time) would increase. To avoid that the time for hard turning is to be reduced which, keeping the roughness unchanged, can be reached by increased feed, with Wiper-inserts. In the four examined wheels the feed had to be increased by 60 % so that not increase the floor-to-floor time. The tool expenditure was slightly higher,

because Wiper-insert is somewhat more expensive than the usual ISO insert. In the field of wage costs the situation norm time allowances, the wage costs of the combined procedure reduced in each case. The explanation for that is that the complete machining done on highly automated machines with one clamping requires much less side time. In the examined cases the norm-time-constituting allowances added to the floor-to-floor time reduced to its 1/5 compared to hard turning.

It also must be noted that because of the grinding process application of coolants and lubricants came back to the system. It means higher expenditure compared to the dry hard turning. Paying attention to the trends, however, it is not inconceivable that as the grinding technique develops, it will be possible to work with minimal lubrication or even dry grinding.

## 7. SUMMARY

Applying the combined machining the workpiece quality improves, the side times reduce. Besides, the process safety is appropriate, too, because the uncertainties in connection with the wear of CBN inserts are not to be counted on. The combined machining has got several beneficial features, among the time appropriations were examined. It was stated that among the three procedure versions the oldest one – grinding – requires the longest time. The next version – hard turning – means dramatic time reduction, while the third version compared to the second one means only minor reduction of time appropriation. And that appears mainly in norm time. Besides, the quality of work and the safety of the manufacturing process improves significantly.

## ACKNOWLEDGEMENT

The research work has been realised as part of project TÁMOP-4.2.1.B-10/2/KONV-2010-0001 – in the frame of New Hungary Development Plan –, by the support of European Union, with the co-finance of European Social Found.

This paper was prepared by the support of the Hungarian Scientific Research Found, which the authors highly appreciate. The number of assignment is: OTKA K-78482

**REFERENCES:** [1] Peter Lütjens: Große Vorteile durch Kombinationsbearbeitung, Werkstatt und Betrieb 9/2008 pp.114-120.; [2] Karpuschewski – Wehmeier - Inasaki: Grinding Monitoring System Based on Power and Acoustic Emission Sensors, Annals of the CIRP 49/1//2000 pp.235-240.; [3] Denkena – Hahnmann – Mayer: Wie die Zukunft bei Schleif-, und Hartdrehenprozess aussieht, Werkstatt und Betrieb, 1-2/2009 pp.46-50.; [4] Löhmann, B. – Eisel, R.: Gelungene Vereinigung, Kombination Hartdrehen und Schleifen, Werkstatt und Betrieb, 1-2/2009 pp.64-65.

*Поступила в редколлегию 15.06.2012*

J. Kundrák, K. Gyáni, G. Szabó,  
University of Miskolc, Hungary

## RESEARCH ON COHERENCES BETWEEN THE RESIDUAL STRESSES AND TOOL RAKE ANGLE BY HARD TURNING

*A broad base of researchers are concerned in studying chip removal by hard turning. The reason for that is the most of the accurate selection of the cutting conditions to be able to exploit the advantages of hard turning. Among the parameters influencing the material removal, the geometry and edge formation of the cutting tool play a decisive role too. The efficient chip removal from hardened surfaces of about 60 HRC hardness can be ensured by edge formation that can be called special. In this paper the effect of the tool rake angle on the chip removal process is investigated, within this more detailed is the effect on the residual stress formation. The main method of the investigation is the FEM simulation, with which investigations were done in a wide interval of rake angle values.*

### 1. INTRODUCTION

PCBN tools needed for hard turning are used in three standard versions from the point of view of edge formation, such as

- sharp
- honed and
- chamfered

edged tools. From the point of view of edge geometry, generally the negative rake angle is preferred, often fit up with facets. The size of the facet is mostly  $0.1 \times 20^\circ$  and if  $\gamma = -6^\circ$  coming from the formation of the tool holder is taken into account, a  $\gamma = -26^\circ$  one facet tool comes into being which is most frequently applied. The proper smoothness of the cutting edge is gained by abrasive precision machining after grinding, however, its cutting characteristics are improved by coating (TiN, TiAl, etc.) The geometry and preparation of the cutting edge may have a significant effect on the physical and mechanical characteristics of the workpiece, on the extent of tool wear, the residual stress state forming in the surface layer of the workpiece and several other characteristics. Because the surface layer quality of the machined components has become an important factor in the recent decades, its examination is crucial when qualifying the workpiece. It is so especially in case of procedures that consume high specific energy and besides the cutting force the temperature of the chip root also plays a role. The changes on the surface is called surface integrity in short, and its importance is characterized by the creation of a separate engineering sector for its operation, the so called Surface Engineering. Not only professional articles do appear in this field but also books covering its all aspects in details. Such is the book by Davim [1] for example which displays the four segments –stated by him- of Surface Engineering in Figure 1. One of them is the segment of residual stresses.

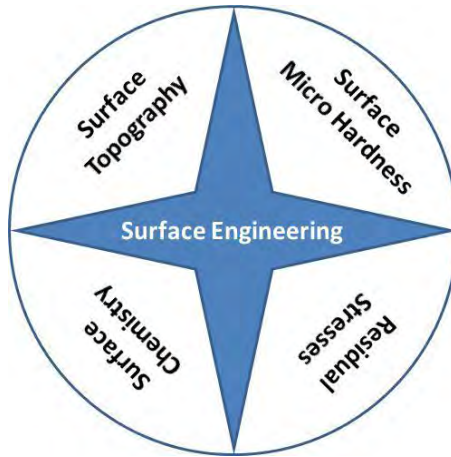


Figure 1 – The most important areas of surface engineering [1]

Residual stresses emerge during some machining process or after heat treatment because due to their effect the surface layer or the inner force system of the whole cross section is disrupted. The investigation of that for different machining types was done by Kloos and Kaiser [2], they also analysed the residual stresses. They stated that residual stresses are static stresses with three centerlines that emerge under the influence of external mechanical load and/or heat, for example cutting force components and torques. They occur in the cross-sectional plane of a multi-layered surface formed by external and inner forces plastically and flexibly in microscopic scale [2]. From the point of view of the workpiece wear resistance the compressive residual stresses have got a decisive role, because they influence the fatigue limit of the components favourably [1, 13]. According to the experience published in technical literature the change of the tool rake angle has got the greatest influence on the change of the compressive residual stresses in the surface layer of the workpiece [1, 5]. In technical literature several research results are published [1, 2, 3, 12, 13] concerning how the change of the rake angle influences the stress state concretely and that it does not necessarily show linearity with the change of the rake angle. Some researchers proved that certain decrease of the rake angle value increases the compressive residual stresses, but further decrease leads to smaller compressive stress [1, 3]. It also must be noted that residual stresses is not the only parameter that significantly influences the choice of the rake angle size. The strength conditions of the cutting edge prevail over that, because it is crucially important that the cutting insert must be able to take over the shear and bending load coming from the cutting force. In the negative range of the rake angle it is easier to solve than in the positive one.

## 2. THE MODELLING OF RESIDUAL STRESSES WITH FEM SIMULATION

The numerical examination of the influence of the tool rake angle change on the tangential stresses was completed by means of the 2D version of Third Wave AdvantEdge™ 5.5 which had been optimized for the modelling of cutting processes [21]. For the material quality 16MnCr5 (AISI 5115) used by us, we have to find the proper “deformation-stress” model which has to meet two important requirements: high accuracy and relative mathematical simplicity because of the high counting speed. To describe the behaviour of the workpiece material that we use the Johnson-Cook equation was applied. This is a viscoplastic material model depending on deformation and temperature that is suitable for the task, where the speed-range of deformation is  $10^2$ - $10^6$  [s<sup>-1</sup>]. The change of temperature, however, occurs because of the plastic deformation due to the heat sensitivity [8, 13, 16]. The form of the equation by Johnson-Cook recommended by the technical literature, too, is used:

$$\sigma_{eq} = \left( A + B \bar{\varepsilon}^n \right) \cdot \left( 1 + C \cdot \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \cdot \left( 1 - \left( \frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right)^m \right)$$

Where  $\sigma_{eq}$  - is the equivalent stress,  $\bar{\varepsilon}$  - is the plastic strain,  $\dot{\varepsilon}$  - is the plastic strain rate,  $\dot{\varepsilon}_0$  - is the reference plastic strain rate, T- is the temperature of the workpiece,  $T_{melt}$  - is the melting temperature of the workpiece material,  $T_{room}$  - is the temperature of the machining environment, A- is the yield limit, B- is the tensile strength, C- is the sensitivity coefficient of plastic strain, n- is the hardening up factor, m- ,however, is the softening coefficient. The constant of the Johnson-Cook equation for the steel 100Cr6 to be examined are as follows: A= 588 MPa, B= 680 MPa, C= 0.057, m= 0.7, n=0.4. The definition and detailed interpretation of the above marks is not possible here because of the lack of space, but they can be found in the quoted technical literature [1, 2, 3, 4, 6, 8]. The material equation by Johnson and Cook is a three-variable function with which, on the basis of the three variables, the flow stress can be calculated that is characteristic of the formation process in the given moment. (The flow stress is often called equivalent stress in the technical literature). The three variables are: plastic strain ( $\bar{\varepsilon}$ ), the plastic strain rate ( $\dot{\varepsilon}$ ), and the temperature (T). The specificity of the relationship is that it is also valid for the very high plastic strain ( $\bar{\varepsilon}=2...7$ ) occurring in cutting, for the very high speed of plastic deformation ( $\dot{\varepsilon}=10^5...10^6$  s<sup>-1</sup>), and for the very high temperatures too (T~1000°C).

## 3. PRELIMINARY EXPERIENCE OF THE APPLICABILITY OF FEM SIMULATION

Through our examinations we made certain of the reliability of the results from FEM simulation. That is why measurement results coming from earlier expe-

periments [23] were compared to the values of numerical simulation. Through this we can be convinced that the values of residual stresses created by further simulations approach the measured values with proper accuracy. Earlier when the measurement of residual stresses were done by removing material layers, several examinations were done to learn about the residual stresses following different procedures, including hard turned specimens. The removal of material layers was done by acid etching while a 0.001 mm meter registered the deformation of the prismatic specimen. The calculation of residual stresses was completed from the deformation by means of strength relationships. When FEM methods became widespread in the numerical examination of technical problems, first of all we were curious about how the measured results related to FEM simulation results. The experimental conditions were as follows:

|                     |                             |
|---------------------|-----------------------------|
| Workpiece material: | 100Cr6 (63 HRC)             |
| Tool material:      | PCBN (40...60% CBN)         |
| Tool rake angle:    | $\gamma = -6^\circ$         |
| Tool relief angle:  | $\alpha = 15^\circ$         |
| Cutting speed:      | $v_c = 160$ m/min, 81 m/min |
| Feed:               | $f = 0.1$ mm/rev            |
| Depth of cut:       | $a_p = 0.2$ mm              |
| Workpiece geometry: | 200x20x3mm, R100mm          |

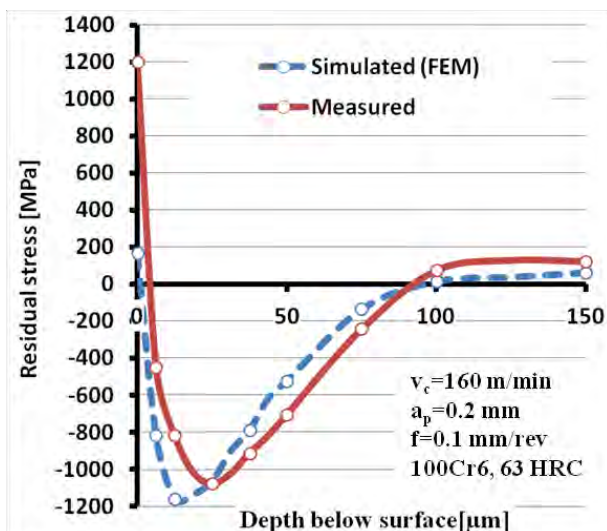


Figure 2 – The profile and extent of residual stresses at cutting speed  $v_c = 160$  m/min

In Figures 2 and 3 one can see the concrete comparison of the measured and the numerically simulated values. The simulated and the measured residual stresses



surprisingly well correspond with each other, despite the several years' time between the simulation and the measurement. The same examinations were also done with a lower cutting speed  $v_c=81$  m/min and a higher one, too,  $v_c=160$  m/min. the profiles agree well in this case, too, the maximum compressive stresses, however, well approach each other numerically, too, the difference is in their depth distribution. The simulated maximum lies about  $25\text{ }\mu\text{m}$  deep, while the measured maximum  $50\text{ }\mu\text{m}$  deep. The preliminary examinations proved that FEM is suitable to simulate residual stresses. The differences can be traced back to the uncertainties of the measuring method which were not possible to eliminate. Such is the continuous decrease of acid concentration, the continuous increase of the acid temperature, the inhomogeneity errors inside the specimens, etc. All these uncertainties are screened out by the x-ray diffraction method used today which, however, does not measure macro- but micro stress. Micro stresses emerge in crystallites since their position under the influence of the atom planes' stresses, differs from the regular one.

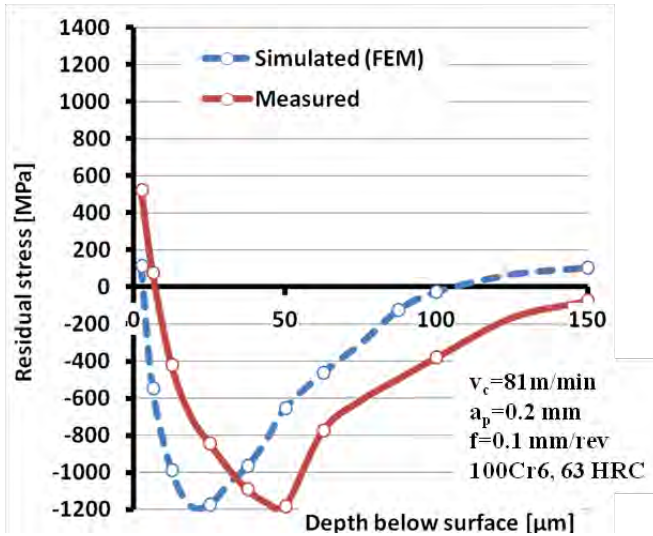


Figure 3 – The profile and extent of residual stresses at cutting speed  $v_c=81$  m/min

#### 4. FEM EXPERIMENTS UPON THE RAKE ANGLE INFLUENCE ON RESIDUAL STRESSES

In the previous chapter it was stated that the results of the FEM simulation we used approach the measured values with proper accuracy. Therefore the examination of the influence of the rake angle change on the values of surface compressive residual stress can be done relatively accurately. In accordance with the requirements of AdvantEdge<sup>TM</sup> software the input parameters of FEM simulation can be found in Table 2. In our examinations the influence of rake angle was analysed

between  $0^\circ \dots 25^\circ$  at  $5^\circ$ -by-step. Already at  $\gamma=0^\circ$  compressive residual stress emerges in the surface layer. It is characteristic that on the surface, starting from low tensile stress, at small depth there are high compressive residual stresses in the surface layer. Decreasing the rake angle, the maximum value of compressive stress increases. Reaching the  $\gamma=25^\circ$  rake angle, the value of compressive stress increases from 800 MPa to 1200 MPa, that is to its one and a half fold in the examined depth of layer. The emerge of compressive residual stresses, if not in all cases but most cases is beneficial. Through experiments we proved that they increase the fatigue limit [22] and also beneficially influence the life of the ball tracks of roller bearings.

**Table 2** **FEM-software input parameters**

| <i>Workpiece</i>            |                          | <i>Process</i>            |            |
|-----------------------------|--------------------------|---------------------------|------------|
| Workpiece length            | 5 mm                     | Depth of cut ( $a_p$ )    | 0.2 mm     |
| Workpiece height            | 3 mm                     | Length of cut             | 3 mm       |
| Workpiece material          | 16MnCr5 (63HRC)          | Feed (f)                  | 0.2 mm/rev |
| <i>Tool</i>                 |                          | Cutting speed ( $v_c$ )   | 180 m/min  |
| Rake angle ( $\gamma_o$ )   | $0^\circ \dots 25^\circ$ | Friction coeff. ( $\mu$ ) | 0.35       |
| Rake face length            | 1.2 mm                   | Coolant                   | Not used   |
| Relief angle ( $\alpha_o$ ) | $6^\circ$                | <i>Simulation</i>         |            |
| Relief face length          | 2 mm                     | Max. nodes                | 24000      |
| Cut. edge radius            | 0.01 mm                  | Max. element size         | 0.1 mm     |
| Material                    | PCBN                     | Min. element size         | 0.01 mm    |

## 5. DISCUSSION

Our simulation examination unambiguously proved that significant compressive residual stresses emerge in hard turning. The maximum of compressive residual stresses increases by the decrease of  $\gamma$  rake angle [23] in the angle range examined by us. The reason for that is the increasing plastic deformation ( $\bar{\epsilon}$ ) caused by the decrease of angle  $\gamma$ . For its calculation several formulas are known, the newest is the formula by Guo and Dornfeld [15]:

$$\bar{\epsilon} = \frac{2 \cdot \cos \gamma}{\sqrt{3} \cdot (1 - \sin \gamma)} \cdot$$

Our investigations confirm the results of research teams working on this theme: Byrne et al. [1, 4] did experiments to examine the characteristics of residual stresses in case of finish precision machining of hard materials by tools with definite edges. According to their experience the values of residual stresses are in relationship with the value of friction coefficient between the workpiece and tool, besides the geometrical characteristic [4]. Dahlman et al. [5], who examined the effect of the rake angle and the cutting parameters on the residual stresses emerging in the

surface layer of the workpiece in hard turning came to results similar to the phenomenon experienced by us. The examined material quality was hardened steel (100Cr6) with hardness 62 HRC. The effect of the rake angles between  $-6^\circ$ ... $-61^\circ$  on the residual stresses was examined. In case of  $-61^\circ$  rake angle the highest value of residual stress was about six fold of the value measured in case of  $-6^\circ$  [1, 4]. Rech and Moisan [6] examined the residual stresses in case of hardened steel (27MnCr5), 850 HV (65.7 HRC). Their investigations were done on external conic surfaces of gear wheels within the frame of mass production. On the basis of their investigations residual stresses are influenced by the tool material, the tool coating, the edge geometry and also the different cutting parameters [1, 6, 18, 20]. The physical change of the surface layer, however, is caused by the cutting temperature [1, 6]. Figure 4 shows an example for the characteristic shape of residual stress emerging in hard turning ( $v_c=110$  m/min,  $a_p=0.1$  mm,  $f=0.1$  mm/rev). Figure 4 is taken from the article by Dahlman [5] and it depicts the residual stress in both directions emerging at  $\gamma=-21^\circ$ . Stress  $v_c$  means stresses with tangential direction ( $\sigma_{\parallel}$ ), however, stress  $f$  with axial direction ( $\sigma_{\perp}$ ). Having done our numerical experiments we experienced similar stress changes and stress characteristics.

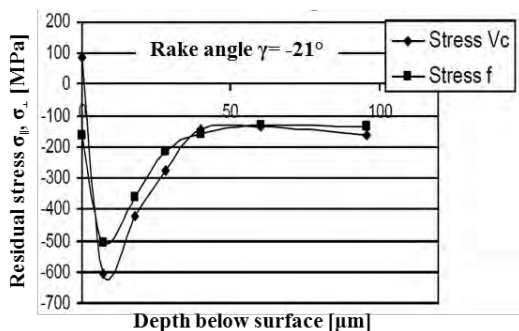


Figure 4 – Residual stresses at rake angle of  $-21^\circ$  [5]

The creation of residual stresses, as it is expressed by the Johnson-Cook equation, too, can be explained by two effects: mechanical and thermal. They cannot be separated, they emerge together and effect each other. In case of mechanical effect two layers must be taken into account: the external one that plastically deforms and the one below that deforms only flexibly. The elements (that is the crystallites) of the flexibly deformed layer want to gain back their original sizes after the tool passed by, and because they are in material (atomic) relationship with the external layer, they constrict that, thus compressive stresses emerge. In technical literature

Gunnberg et al. [9, 13] also confirm that basically residual stresses emerge due to two mechanisms the theory of which can be seen in Figure 5. Figure 5/a represents the creation of residual stress in mechanical way. In this case the residual stress develops during the chip removal, due to the plastic deformation (A) in the surface layer, and the flexible deformation below the surface layer. To maintain the balance of the inner force system, compressive residual stress develops (B). In figure 5/b the thermal mechanism of the formation of compressive residual stress is represented. This phenomenon is caused by the spread of the large amount of machining heat in the surface layer (C). If the workpiece were cooled during machining, it would give advantage to the creation of constricting stresses (D) [9, 15].

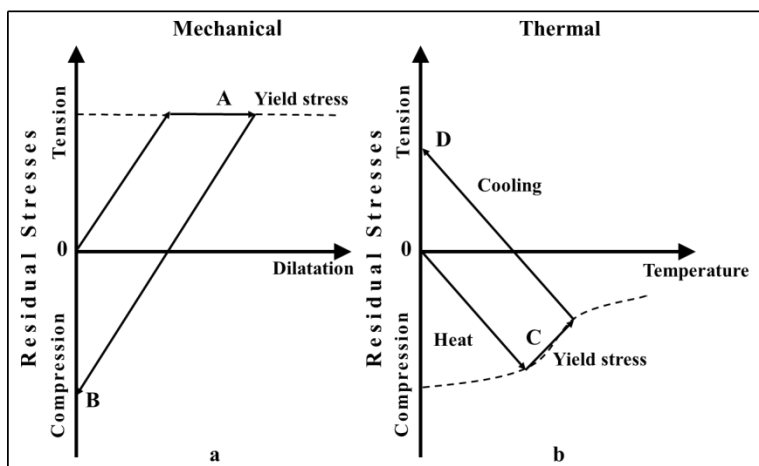


Figure 5 – Mechanism of residual stress development [12, 13]

In case of thermal effect only one layer, the external must be taken into account. Due to the high temperature it expands, plastically deforms and after the tool passes, it cools down and contracts: constriction stresses emerge in it. The influencing factor that we call time factor also should be considered with the simulation results. The problem is that all the simulation results are gained when there is the load from the cutting force and the cutting temperature on the workpiece. It is supposed that the residual stresses stated at that moment change when the specimen cools back to room temperature. The two stress profiles in Figure 6 allow concluding that this supposition is right. At further distance from the tool tip the simulation value is higher by 300 MPa, because the temperature is somewhat lower than at the

tool tip. Right next to the tool tip the values are 900-1100 °C, while at further points the values are between 369-452°C according to numerical calculation. And this confirms the theory of the creation mechanism of stress published in technical literature [12, 13].

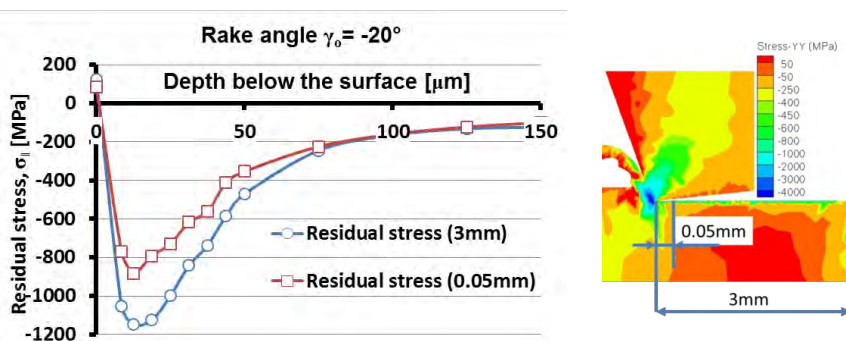


Figure 6 – The change depending on the depth of the surface layer ( $\gamma_0 = -20^\circ$ )

## 6. SUMMARY

According to the examinations by simulation it is certain that the rake angle of the tool significantly influences the extent of residual stresses. The concept is verified, that instead of expensive and lengthy examinations in laboratories, FEM simulation can be applied effectively to define residual stresses. Thus, during the technological planning it can be foreseen how big residual stress can be expected in a given case and how it can be regulated and influenced by the purposeful choice of the rake angle of the tool. In the examined material the large negative rake angle ( $-26^\circ$ ) always induces compressive residual stresses because of the dominance of the mechanical effect. The high compressive residual stress is beneficial in many cases from the point of view of the life of the components.

## ACKNOWLEDGEMENT

The research work has been realised as part of project TÁMOP-4.2.1.B-10/2/KONV-2010-0001 – in the frame of New Hungary Development Plan –, by the support of European Union, with the co-finance of European Social Fund. The work was presented by the support of the Hungarian Scientific Research Fund (Number of Agreement: **OTKA K 78482**), which the authors greatly appreciate.

References: 1 Davim J. P. et al: Surface Integrity in Machining. Springer Verl., London, 2010. ISBN: 978-1-84882-873-2. 2 Kloos K.H., Kiser B.: Residual stresses induced by manufacturing, residual

stresses measurement, calculation, evaluation. Deutsche Gesellschaft für Wärmebehandlung und Werkstofftechnik. Deutsche Gesellschaft für Metallkunde, 1991, pp. 191-226. 3 Shaw M. C.: Metal Cutting Principles. Oxford University Press, New York, 2005. 4 Byrne G., Dornfeld D., Denkena B.: Advancing cutting technology, CIRP Annals, 2003, Manufacturing Technology, vol. 52/2, pp. 483-507. [5] Dahlmann P., Gunnberg F., Jacobson M.: The influence of rake angle, cutting feed and cutting depth on residual stresses in hard turning. Journal of Materials Processing Technology 147, 2004, pp. 181-184. 6 Rech J., Moisan A.: Surface integrity in finish hard turning of case-hardened steels. International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 43, 2003, 543-550. 7 Pauksch E., Holsten S., Linß M., Tikal F.: Zerspantechnik. Verlag Vieweg+Teubner, Wiesbaden, 2008, ISBN 978-3-8348-0279-8. 8 Davim J. P., Maramhao C.: A Study of Plastic Strain and Plastic Strain Rate in Machining of Steel AISI 1045 Using FEM Analysis. Materials and Design, Vol. 30, 2009, pp. 160-165. 9 Umbrello D., Rizzuti S., Outeiro J. C., Shivpuri R., M'Saoubi R.: Hardness-based flow stress for numerical simulation of hard machining AISI H13 tool steel. Journal of Materials Processing Technology Vol. 199, 2008, pp. 64-73. 10 Zębala W.: Simulation of Cutting with the Defined Tool Geometry. Journal of Machine Engineering, Vol.5, Nr 3-4, 2005, pp.109-119, ISSN 1642-6568. 11 ČSN 41 4220/ISO 683/11-70. 12 Gunnberg F., Escursell M., Jacobson M.: The Influence of cutting parameters on residual stresses and surface topography during hard turning of 18MnCr5 case carburised Steel. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 174, 2006, pp. 82-90. 13 Stephenson D. A., Agapiou J. S.: Metal cutting theory and practice. CRC Press, New York, 2005. ISBN: 978-0-8247-5888-2. 14 Denkena B., Tönshoff H. K.: Spanen. Springer Verlag, Heidelberg, 2011. ISBN: 978-3-642-19771-0. 15 Guo V. B., Dornfeld D. A.: Finite element modeling of burr formation process in drilling 304 stainless steel. Journal of Man. Science and Eng. 122 (2000), pp. 612-619. 16 Davim J. P. et al.: Machining. Springer Verl., London, 2008. ISBN: 978-1-84800-212-5. 17 Komócsin M.: Gépipari anyagismeret. COKOM Mérnökiroda Kft., Miskolc, 2005. 18 Szabo G., Kundrak J.: Investigation on coherences between residual stresses and tool geometry by hard turning. Hungarian Journal of Industrial Chemistry. Vol. 39/2, 2011, pp. 289-294. 19 Brinksmeier E., Cammett J. T., König W., Leskovic P., Peters J., Tönshoff H. K.: Residual Stresses- Measurement and Causes in Machining Processes. Annals of the CIRP Vol. 31/2, 1982, pp. 491-510. 20 Matsumoto Y., Hashimoto F., Lahoti G.: Surface Integrity by Precision Hard Turning. Annals of the CIRP Vol. 48/1, 1999, pp. 59-62. 21 Third Wave AdvantEdge™ User's Manual, Version 5.5. 22 Kundrak J.: Edzett acélok forgácsolása egyéltű, szabályos élgeometriájú szuperkemény szerszámokkal. Egyetemi doktori értekezés, Nehézipari Műszaki Egyetem, Miskolc, 1979. p.120. 23 Kundrak J.: The Scientific Principles of Increasing the Effectiveness of Inner Surfaces' Cutting with CBN Tools, Academic Doctoral Dissertation. Kharkov, 1996 p.368 (In Russian).

*Поступила в редколлегию 15.06.2012*

В.И. Лавриненко, д-р тех. наук, Г.А. Петасюк, канд. техн. наук,  
Д.В. Сухарев, Киев, Украина

## **МОРФОМЕТРИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ МОНОКРИСТАЛЛОВ СИНТЕТИЧЕСКОГО АЛМАЗА КАК КРИТЕРИЙ РАВНОМЕРНОСТИ ИЗНОСА ПРЕЦИЗИОННЫХ АЛМАЗНЫХ ПРАВЯЩИХ РОЛИКОВ**

*У статті розглянута можливість використання морфометричних параметрів монокристалу алмазу як критеріїв, за якими можливо прогнозувати рівномірність розмірного зносу прецизійних правлячих роликів, отриманих методами гальванопластики, в процесі експлуатації. І як наслідок підвищити ефективність використання алмазів підвищеної міцності в даному інструменті.*

*В статье рассмотрена возможность использования морфометрических параметров монокристалла алмаза как критериев, по которым возможно прогнозировать равномерность размерного износа прецизионных правящих роликов, полученных методами гальванопластики, в процессе эксплуатации. И как следствие повысить эффективность использования алмазов повышенной прочности в данном инструменте.*

*The article considers the possibility of using morphometric parameters of diamond monocrystal as the criteria by which it is possible to predict uniformity of the dimensional wear of precision dressing tools obtained by methods of electroforming, during the operation. And as a consequence of more efficient use higher strength diamonds in this tool.*

В распространенных процессах малоотходной технологии изготовления деталей машин, операции врезного шлифования являются преобладающими. При этом возрастает роль алмазных правящих роликов (рис. 1), которые с минимальными затратами времени формируют прецизионный профиль шлифовального круга, одновременно обеспечивая высокие режущие свойства его рабочей поверхности.

Поскольку прецизионный правящий инструмент довольно дорогостоящий и наукоемкий, то важно обеспечить его износостойкость, в том числе размерную, в процессе правки. Последнее время в технологии синтеза алмазов появились возможности получения алмазов повышенной прочности марок АС160-400, которые позволяют в правящем инструменте сделать определенные шаги в достижении дальнейших возможностей повышения износостойкости такого дорогостоящего алмазного инструмента.

По внешней форме или облику (габитусу) кристаллы алмаза разнообразны. Наиболее распространенными формами кристаллов алмаза являются: октаэдр (восьмигранник с гранями в виде правильных треугольников); ромбо-додекаэдр (двенадцатигранник с гранями ромбической



Рисунок 1 – Алмазные прецизионные правящие ролики

формы); реже – куб; комбинированные формы – плоскогранно-кривогранные и кривогранные кристаллы (октаэдронд, ромбододекаэдронд: гексаэдронд или их комбинация). Синтетические алмазы не образуют такого многообразия форм, как природные алмазы, они кристаллизуются в виде трех основных форм: октаэдра, куба и их комбинации – кубооктаэдра, а также содержат зерна неправильной формы не более 25% [1]. При использовании в качестве растворителя углерода сплава никеля и марганца (давление постоянное) и изменении температур синтеза алмазы приобретают все переходные формы геометрически непрерывного ряда от куба до октаэдра (рис. 2). Минимальные температуры соответствуют образованию кубов, максимальные – октаэдров [2].

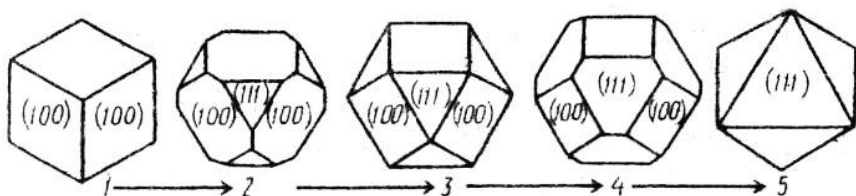


Рисунок 2 – Основные кристаллографические типы синтетических алмазов:  
1 – куб; 2, 3, 4 – кубооктаэдры; 5 – октаэдр.

Алмазы повышенной прочности марок AC100 – AC400, имеют габитус кубооктаэдров, с разной степенью развитости плоскостей (100) и (111). Для



наглядного примера ниже на рис. 3 и рис. 4 приведены фотографии синтетических алмазов марок AC100 и AC300 соответственно.

На рис. 3 и 4 отчетливо видно разность в развитости поверхности синтетических алмазов. В связи с чем было принято решение провести исследование морфометрических характеристик синтетических монокристаллов алмаза марок AC100, AC200, AC300 и AC400 зернистости 500/400 и их влияние на износостойкость прецизионных алмазных роликов полученных методом гальванопластики.

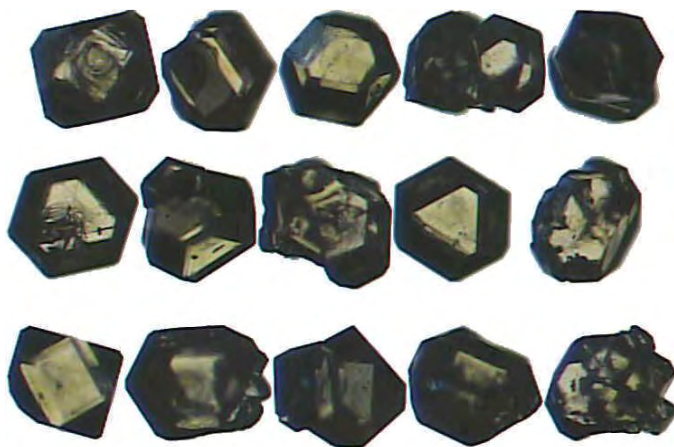


Рисунок 3 – Алмазы марки AC100 500/400

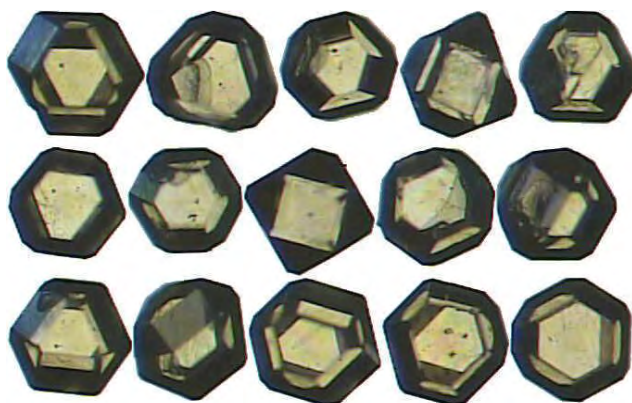


Рисунок 4 – Алмазы марки AC300 500/400

Прочность шлифпорошков алмаза (Р, Н) по разрушающей нагрузке при статическом сжатии зерен определяли по методике ДСТУ 3292-95 и ТУ У 28,5-05417377-072-2003.

Автоматизированную диагностику морфометрических характеристик порошков алмаза выполняли на приборе DialInspect.OSM. Методом автономной математической обработки полученного в результате DialInspect.OSM – диагностики xls-файла определяли средние значения полученных данных и оценивали их адекватность по индексу стабильности [3].

Прибор DialInspect.OSM анализирует зерна кристаллов алмаза по их проекциям, что наглядно отображено на рис. 5, преобразовывая проекцию в контур и определяя все прямолинейные участки, выступы, впадины как глобальные, так и локальные.

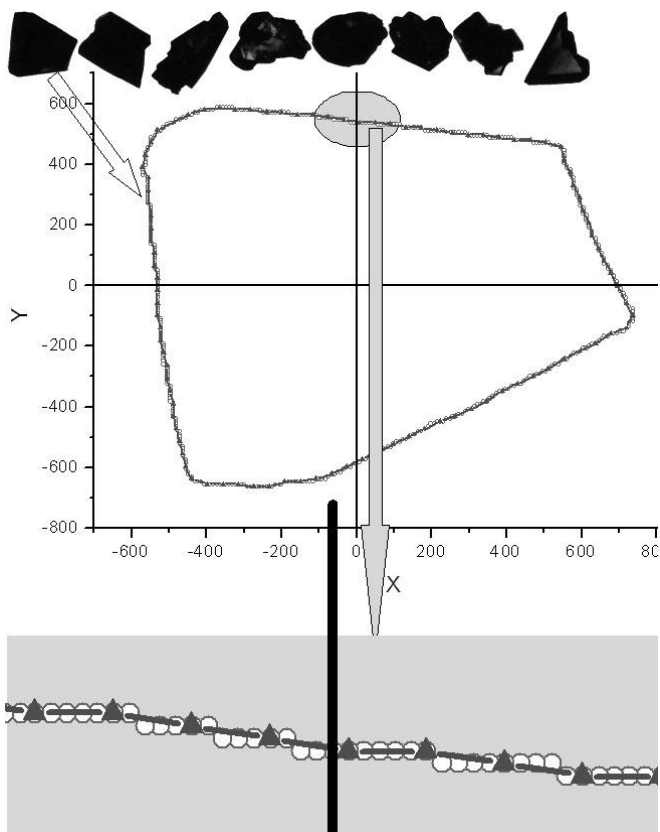


Рисунок 5 – Анализ проекции кристалла алмаза

Учитывая то, что габитус исследуемых кристаллов – кубооктаэдр, а точнее, октаэдр с притупляющими гранями куба, была создана 3D–модель кристалла алмаза для моделирования двух случаев получения проекций кристаллов алмаза: когда он лежит на плоскости (100) и (111). Результаты моделирования отображены на рис. 6.

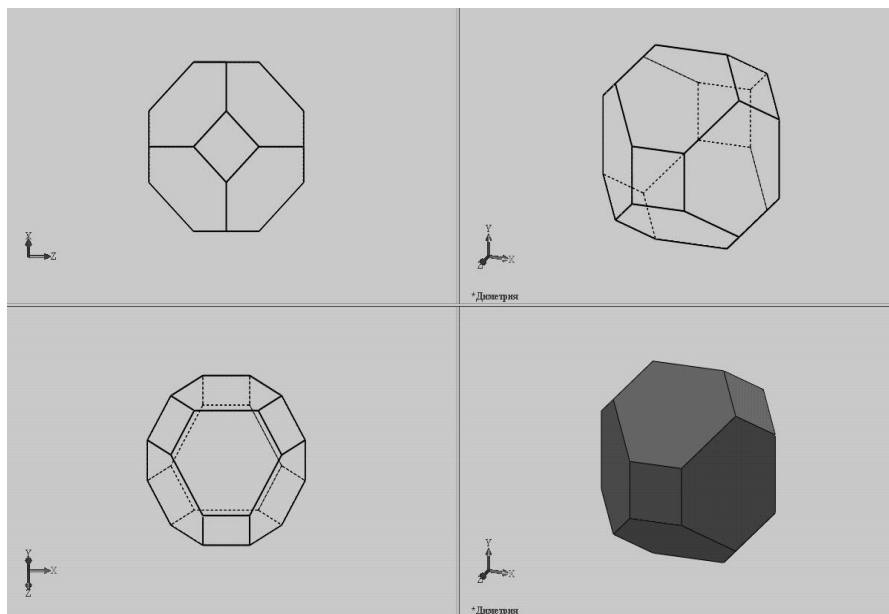


Рисунок 6 – Вид проекций 3D модели алмаза

Из моделирования видно, что в случае, когда алмаз лежит на плоскости (100) в его проекции наблюдается 8 глобальных вершин, а в случае, когда алмаз лежит на плоскости (111) – 12.

По данным полученным при помощи прибора DialInspect.OSM, в связи с тем, что алмазы в случайном порядке были насыпаны для исследования, мы получили среднее количество глобальных вершин. Результаты отображены в таблице.

Учитывая случайный порядок положения кристаллов алмаза, можно сделать вывод, что среднее количество глобальных выступов напрямую связано с развитостью плоскостей (100) и (111). Исходя из этого, можно построить график процентного соотношения рабочих плоскостей в правящем инструменте. График отображен на рис. 7.

Таблица – Средние значения морфометрических характеристик алмазов АС100 – АС 400.

| Название характеристик       | АС100   |         | АС200   |         | АС300   |         | АС400   |         |
|------------------------------|---------|---------|---------|---------|---------|---------|---------|---------|
|                              | Среднее | стаб.   | Среднее | Стаб.   | Среднее | стаб.   | Среднее | стаб.   |
| К-во г. в., шт.              | 10,000  | 0,30212 | 8,7973  | 0,31978 | 8,2339  | 0,34826 | 9,2531  | 0,30113 |
| Угол заострения г. в., град. | 148,79  | 0,77267 | 150,58  | 0,90773 | 150,12  | 0,86771 | 149,39  | 0,85343 |
| Равном. расп. г. в., %       | 89,562  | 0,77432 | 89,776  | 0,74761 | 88,234  | 0,71182 | 89,177  | 0,73310 |

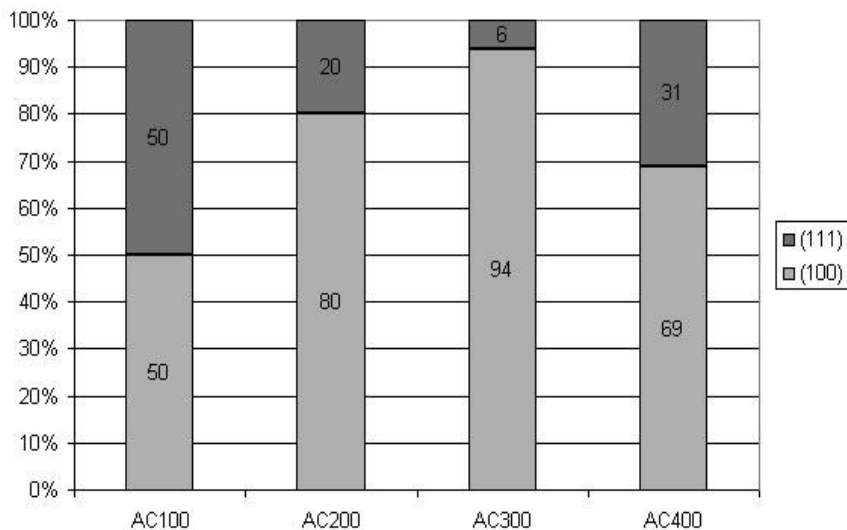


Рисунок 7 – Диаграмма процентного соотношения количества работающих плоскостей в прецизионном инструменте

Твердость кристалла алмаза, как и остальные механические свойства, зависит от направления (векторная величина). А.С. Семеновым установлено, что природные и синтетические алмазы обладают ярко выраженной анизотропией твердости, так как их твердость неодинакова в различных кристаллографических направлениях, что обусловлено неодинаковым расстоянием между атомами в различных направлениях и разным количеством атомов, содержащих-

ся в различных плоскостях. Поскольку плотность атомов углерода на гранях куба (100), ромбододекаэдра (110) и октаэдра (111) относится как 1,000:1,414:2,306, то наибольшую твердость имеет грань октаэдра с наиболее плотным расположением атомов, меньшую – ромбододекаэдра и наименьшую - грань куба [2].

Согласно данным А.С Семеновой, коэффициент анизотропии микро-твердости  $K = H_{\max}/H_{\min}$  при нагрузке 1,961 Н составляет 1,8, при 1,471 Н - 2,0, при 0,980 Н - 2,4. Из-за неоднородности строения алмаза по объему и напряженности кристалла не только каждая форма алмаза, но и различные грани одной формы и даже каждая грань кристалла в различных направлениях могут обладать неодинаковой твердостью.

Анизотропия твердости обуславливает различную износостойкость и шлифуемость алмазов в зависимости от кристаллографического направления. Алмаз труднее обрабатывается по грани октаэдра, легче – по грани ромбододекаэдра и легче всего – по грани куба. Это позволяет более рационально использовать алмазы, вскрыть дополнительные потенциальные их возможности – повысить режущую способность, качество обработки и износостойкость инструмента.

Учитывая вышеизложенные материалы: анизотропию твердости синтетических алмазов а, следовательно, и их различную износостойкость по разным плоскостям, а так же данные с диаграммы на рис. 7 и таблицы, приходим к выводу, что на равномерность износа прецизионных правящих роликов напрямую влияют морфометрические характеристики используемых алмазных зерен.

Принимая то, что скорость размерного износа односторонних граней внутри одной марки алмаза практически одинакова, можно построить диаграмму, которая будет отображать равномерность износа в зависимости от среднего количества глобальных вершин в выборке алмазов.

Принимая, что количество вершин 8 и 12 будут соответствовать максимальной равномерности износа, делаем вывод, что при достижении значения 10, при котором как видно с диаграммы на рис. 7 количество работающих плоскостей (100) и (111) равное, будет соответствовать максимально не равномерному износу, принимая это можно построить простое уравнение, которое будет в процентной величине отображать неравномерность износа.

$$\Delta_{Qh} = \frac{|n-10|}{2} \cdot 100\%$$

Где  $\Delta_{Qh}$  – равномерность линейного износа;  $n$  – число глобальных выступов.

Руководствуясь выше указанной формулой, получаем следующую диаграмму, представленную на рис. 8.

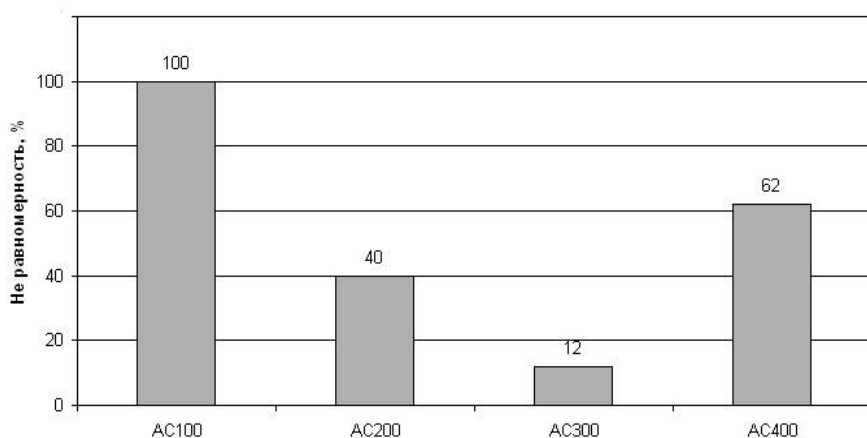


Рисунок 8 – Диаграмма равномерности износа правящего инструмента при использовании синтетических алмазов марок AC100 – AC400.

Таким образом, мы получаем возможность контролировать равномерность износа прецизионного правящего инструмента при помощи морфометрических характеристик монокристаллов синтетического алмаза. Следует отметить, что данная выкладка является началом изучения влияния габитуса синтетических алмазов на равномерность и линейный износ инструмента в целом, что в дальнейшем даст возможность повысить эффективность использования алмазов повышенной прочности.

**Список использованных источников:** 1. Физические свойства алмаза. Справочник. Под редакцией академика АН УССР Новикова Н. В. // Киев, «Наукова Думка» 1987. 192 с.; 2. И.П. Захаренко Сверхтвердые абразивные материалы в инструментальном производстве // Киев, «Вища школа» 1985. 152 с.; 3. Новиков Н.В., Богатырева Г.П., Петасюк Г.А. К вопросу повышения информативности морфологических характеристик порошков из сверхтвердых материалов, определяемых на видео- компьютерных диагностических комплексах // Сверхтвердые материалы. — 2005. — №3. - С. 73-85.

*Поступила в редколлегию 15.06.2012*

Лавриненко С.Н., д-р техн. наук, Харьков, Украина

## **ОСОБЕННОСТИ ИЗНОСА РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ БИОИНЖЕНЕРНЫХ ТЕРМОПЛАСТИЧНЫХ ПОЛИМЕРОВ**

*У статті висловлено припущення про те, що знос інструменту при обробці лезом біоінженерних термопластичних полімерів відбувається за рахунок утворення майданчиків зносу і локального збільшення радіусу округлення головної різальної кромки. Розглянута гіпотеза протікання зносу як крихкого мікроруїнування інструментального матеріалу під впливом адсорбційно-адгезійних факторів і факторів механічної взаємодії з оброблюваним матеріалом.*

*В статье высказано предположение о том, что износ инструмента при лезвийной обработке биоинженерных термопластичных полимеров происходит за счет образования площадки износа и локального увеличения радиуса округления главной режущей кромки. Рассмотрена гипотеза протекания износа как хрупкого микроразрушения инструментального материала под воздействием адсорбционно-адгезионных факторов и факторов механического взаимодействия с обрабатываемым материалом.*

*The article suggested that the edge cutting tool wear during processing of bioengineered thermoplastic polymers is due to the formation of wear and the local area to increase the radius of rounding of the main cutting edge. The hypothesis as the occurrence of brittle microfracture wear of the tool material under the influence of adsorption-adhesion factors and mechanical factors interact with the material being treated.*

При механической обработке биоинженерных термопластичных полимеров (БИТП) и, в частности, композиций на основе ПС и ПММА износ режущего инструмента в том виде, в котором его принято оценивать при обработке металлов и целого ряда других материалов практически отсутствует. Однако и предположение о том, что инструмент в данном случае будет сколько угодно долго сохранять свои исходные режущие свойства, обеспечивая заданное качество поверхности не является правомерным. Таким образом, для оценки износостойкости инструмента при резании БИТП необходимо выработать новые критерии, учитывающие физико-химические аспекты взаимодействия обрабатываемого и инструментального материалов и позволяющие обеспечивать стабильное высокое качество поверхностного слоя и, следовательно, заданный уровень эксплуатационных характеристик готового изделия.

Следует также отметить, что при высоких скоростях резания ( $v > 100$  м/мин) и больших значений глубины ( $t > 0,5$  мм), а также при обработке без смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС) на передних поверхностях инструмента образуются поверхностные пленки и "налипы", являющиеся продуктом термической деструкции БИТП в процессе деформации и разрушения обрабатываемого материала при контакте с передней поверхно-

стью инструмента (см. рис. 1). "Налипы" полимера приводят к изменению первоначальных геометрических параметров режущего инструмента, ухудшают процесс стружкоотделения и сход стружки. При этом прочность адгезионного контакта полимерной пленки с передней поверхностью инструмента является довольно высокой. Основным эффективным средством, препятствующим налипанию полимера на инструмент наряду с применением оптимальных режимов резания является применение СОТС, имеющих в своем составе химические компоненты, уменьшающие адгезионный контакт обрабатываемого материала с инструментальным [1].



Рисунок 1 – Полимерный слой на передней поверхности режущего инструмента

Продукты механодеструкции полимерных материалов обладают высокой адсорбционной активностью и способны изменять исходную структуру и механические свойства контактирующих с ними материалов [2 - 4]. Механически деструктируемые полимеры способны активизировать поверхностное диспергирование твердых тел, выступая в роли поверхностно активного вещества (ПАВ). Явление активизации разрушения твердых тел в данном случае соответствует эффекту Ребиндера. Адсорбирующиеся молекулы полимера вызывают снижение поверхностной энергии твердого тела, что способствует облегчению его диспергирования [5]. Таким образом, интенсивность износа инструмента, как следствие разрушения инструментального материала в процессе резания, в значительной мере зависит от физико-химических процессов, протекающих на контактирующих площадках. При этом в контакт вступают ювенильные поверхности обрабатываемого и инструментального



материалов. Под действием высоких контактных давлений и температур идут процессы изменения свойств поверхностных слоев трущейся пары. В зоне контакта в результате деструкции полимера протекают вторичные химические реакции и образуется тончайшее третье тело, свойства которого определяются условиями процесса резания [2]. Третье тело представляет собой деструктированный низкомолекулярный продукт, который находится в вязкотекучем состоянии. Представляя собой поверхностно-активное вещество (ПАВ), которое, мигрируя в микропоры и микротрещины на поверхности инструмента, оказывает расклинивающее действие, приводящее к отрыву микрочастиц инструментального материала.

Учитывая явление адсорбционного снижения прочности инструментального материала при обработке БИТП, следует отметить, что наряду с исходной твердостью инструмента, являющейся наиболее важным фактором при абразивном износе, в данном случае важным является состояние поверхностного слоя инструмента, т.е. отсутствие микродефектов и концентраторов напряжений в виде рисок, сколов, каверн, пор и т.п., что достигается тщательной доводкой рабочих поверхностей и качественным подбором инструментального материала.

Для наиболее полного раскрытия механизма износа режущего инструмента кроме физико-химических аспектов адсорбционного износа следует также учитывать фактор усталостного микроразрушения инструментального материала под действием циклических нагрузок в процессе резания, несмотря на низкую твердость обрабатываемого БИТП. Особенно характерно влияние таких нагрузок на износостойкость острозаточенного инструмента из сверхтвердых материалов (СТМ), так как их поликристаллы обладают низкой ударной прочностью, а БИТП – высоким уровнем ударной вязкости. Сочетание этих свойств может приводить к микроразрушениям режущей кромки в момент контакта режущего инструмента с обрабатываемым материалом. Исходя из этого, инструмент из СТМ целесообразно применять на чистовых операциях фрезерования, когда сечение срезаемого слоя являются наименьшими, а на обдирочных и черновых операциях применять доведенный инструмент из быстрорежущей стали или особомелкозернистого твердого сплава.

Как показали проведенные исследования, при механической обработке БИТП на основе ПС и ПММА на рабочих поверхностях инструмента отсутствуют ярко выраженные следы износа. Износ инструмента происходит за счет локального образования микроплощадок износа, что приводит к косвенному увеличению радиуса округления режущей кромки, как показано на рис. 2. Это справедливо как для быстрорежущей стали и твердого сплава, так и для сверхтвердых материалов.

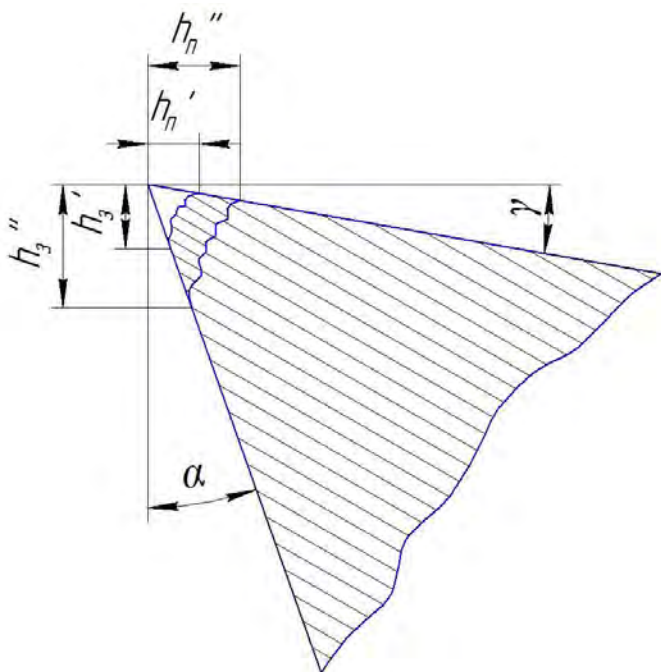


Рисунок 2 – Увеличение радиуса округления режущей кромки инструмента за счет образования площадки износа

Радиус округления режущих кромок контролировался с помощью монохромного профилографа WYKO RST-500. Режущая вставка при помощи трехповоротного штатива располагалась так, чтобы биссектриса угла заострения режущего клина совпадала с вертикалью к плоскости установки. Равные значения величины горизонтального и вертикального увеличения позволяли получать неискаженную 3D топограмму острия режущего клина.

Начальный радиус округления отобранных и доведенных режущих вставок находился в пределах: быстрорежущая сталь Р6М5 –  $\rho = 1 \dots 3$  мкм; твердый оплав ВК6ОМ –  $\rho = 0,9 \dots 1,2$  мкм; сверхтвердый материал СКМ-Р –  $\rho = 0,5 \dots 0,7$  мкм. Большое значение начального радиуса округления инструмента из твердого сплава объясняет высокий уровень дефектности и низкое качество обработки при использовании этого материала для механической обработки БИТП.

Следует отметить, что увеличение радиуса округления до значений  $\rho = 1,8 \dots 2,5$  мкм приводит к резкому росту числа дефектов на обработанной по-

верхности БИТП. Таким образом, в качестве критерия затупления целесообразно применять технологический признак ухудшения качества обработки. При этом для обеспечения стабильности эксплуатационных свойств готовых изделий за счет наименьшей дефектности в соответствии с выбранными критериями оценки качества поверхностного слоя величина радиуса округления режущих кромок инструмента не должна превышать значение  $\rho = 2,5$  мкм. Для выполнения вышеизложенного требования инструмент из быстрорежущей стали, рекомендуемый к использованию на черновых операциях фрезерования должен подвергаться принудительной смене и доводке по истечении 500 ... 600 минут непрерывной работы (или один раз в смену), а инструмент из СКМ-Р, используемый на чистовых операциях – по результатам визуального контроля за качеством обработки.

Период приработки в развитии износа, характерный для обработки широкого диапазона различных материалов, при обработке БИТП не выражен, что объясняется, видимо, особенностями адгезионно-усталостного характера износа.

Выводы:

1. Высказано предположение, что износ инструмента при лезвийной обработке БИТП происходит за счет образования площадки износа и локального увеличения радиуса округления главной режущей кромки.
2. Рассмотрена гипотеза протекания износа как хрупкого микроразрушения инструментального материала под воздействием адсорбционно-адгезионных факторов и факторов механического взаимодействия с обрабатываемым материалом.
3. В качестве критерия затупления режущего инструмента выбран технологический признак – ухудшение качества обработанной поверхности.

**Список использованных источников:** 1. Влияние состава СОТС при лезвийной механической обработке на стабильность эксплуатационных показателей биоинженерных полимерных изделий / Лавриненко С.Н., Лавриненко И.С. // Вісник СевНТУ. Зб. наук. праць, Вип. 129/2012. – С. 114–118. 2. Гороховский Г.А. Поверхностное диспергирование динамически контактирующих полимеров и металлов. К.: Наукова думка, 1972. – 152с. 3. Гороховский Г.А. Полимеры в технологии обработки металлов. – К.: Наукова думка, 1975. – 224 с. 4. Костецкий Б.И. Надежность и долговечность машин. – К.: Техніка, 1975. – 404 с. 5. Лихтман В.И., Щукин Б.Д., Ребиндер П.А. Физико-химическая механика металлов. – М.: Изд-во АН СССР, 1962. – 302 с.

*Поступила в редакцию 15.06.2012*

И.П. Лебедева, В.Л. Хавин, канд. техн. наук, Харьков, Украина,  
А.А. Симонова, канд. техн. наук, Кременчуг, Украина,  
Н.В. Верезуб, д-р техн. наук, Харьков, Украина

## **ВЫБОР ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ С НАНО- И СУБМИКРОКРИСТАЛЛИЧЕСКОЙ СТРУКТУРОЙ**

*Запропоновано рішення задачі вибору оптимальних параметрів лезової обробки металів із нано- та субмікросталічною структурою. Описано багатокритеріальна цільова функція та технологічні обмеження. Розглянуто розроблену програму з використанням методу безумовної мінімізації декількох змінних.*

*Предложено решение задачи выбора оптимальных параметров лезвийной обработки металлов с нано и субмикросталлической структурой. Описана многокритериальная целевая функция и технологические ограничения. Рассмотрена разработанная программа с использованием метода безусловной минимизации нескольких переменных.*

*The solution to the problem of choosing cutting optimal parameters of metal with nano- and sub microcrystalline structure is offered. The multicriteria objective function and technological limitations are described. The program designed by the method of unconstrained minimization of several variables is considered.*

В последние годы наблюдается непрерывно растущий интерес к нано- (НК) и субмикросталлическим (СМК) металлам и сплавам, которые обладают уникальными физико-механическими характеристиками, что предполагает эффективное использование изделий из НК и СМК металлов для ракетной, авиационной, автомобильной промышленности и медицины.

Наряду с повышением физико-механических и эксплуатационных свойств НК- и СМК металлов кристаллическая структура, полученная в заготовках при применении методов интенсивной пластической деформации, содержит большое количество дефектов, высокую протяженность межзеренных границ, что приводит к процессам низкотемпературной рекристаллизации при повышенных температурах [1].

Так образом, исследования по определению оптимальных режимов резания, обеспечивающих сохранение исходного размера зерна при изготовлении изделий из заготовок с объемной НК и СМК структурой, являются актуальными задачами в области технологии механообработки.

Вопросу определения оптимальных режимов резания уделено большое внимание в литературе и к настоящему моменту задача оптимизации режимов резания изучена достаточно полно, что позволяет разрабатывать не только новые математические модели для расчета режимов резания, но и реализовывать их в виде разнообразных управляющих компьютерных программ. Такие

программы выполняются как в виде отдельных приложений, так и в виде модулей различных САМ и TDM систем.

Одним из общепринятых критериев оптимальности для режимов резания часто выступает производительность обработки  $Q$  – объем металла (припуска) снимаемого с заготовки в единицу времени. Варьируемыми параметрами при этом выступает скорость резания ( $v$ ) и подача ( $s$ ).

$$Q = v \cdot s \rightarrow \max_{\text{или}} \quad Q^{-1} = \frac{1}{vs} \rightarrow \min, \quad (1)$$

где  $v$  – скорость резания;  $s$  – подача.

Главным отличием и особенностью обработки наноструктур является появление еще одного, не менее важного критерия оптимизации, управляющего процессом обработки, – размер зерна. Нано- и субмикрорекристаллические металлы и сплавы, за счет мелкого размера зерна и специфической структуры границ зерна, обладают уникальными свойствами. Причем размер зерна должен стремиться к минимуму, так как чем меньше размер зерна, тем выше физико-механические свойства наноматериала. Например, при точении требуется обеспечить [1]:

$$D = \sqrt{D_0^2 + A \frac{\pi d L}{vs}} \rightarrow \min, \quad (2)$$

где  $L$  – длина обрабатываемой поверхности;  $d$  – диаметр обрабатываемой заготовки;  $D_0$  – исходный размер зерна в субмикро- или нанокристаллическом металле;  $D$  – допустимый критический размер зерна, при котором сохраняются высокие физико-механические свойства металла;  $A$  – параметр, характеризующий интенсивность роста зерна, учитывающая свойства обрабатываемого материала.

Выражения (1) и (2) являются критериями оптимизации для рассматриваемой задачи.

Технические ограничения процесса лезвийной обработки представляют в виде системы неравенств (табл. 1).

Таблица 1 – Технические ограничения

| Ограничения            | Зависимости                                                                                                                                       |
|------------------------|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| Кинематические         | $\begin{cases} s - s_{\min} \geq 0 \\ s_{\max} - s \geq 0 \end{cases} \quad \begin{cases} v - v_{\min} \geq 0 \\ v_{\max} - v \geq 0 \end{cases}$ |
| По шероховатости       | $Ra_{\max} - C_{Ra} \cdot v^{x_{Ra}} \cdot s^{y_{Ra}} \geq 0$                                                                                     |
| По микротвердости      | $C_{Hv} \cdot v^{x_{Hv}} \cdot s^{y_{Hv}} - H_{v_{\min}} \geq 0$                                                                                  |
| По мощности станка     | $N_{\max} - \frac{P_z v}{60 \cdot 1000} \geq 0$                                                                                                   |
| По температуре резания | $T_{\max} - C_t \cdot t^{x_t} \cdot s^{y_t} \cdot v^{z_t} \geq 0$                                                                                 |

В зависимости от поставленных целей оптимизация может быть одноцелевой, определяется экстремум одной целевой функции, и многокритериальной (многоцелевой) при поиске экстремума для комбинации нескольких критериев оптимизации.

Рассматриваемая задача представляет собой многокритериальную задачу оптимизации. Для ее решения был выбран метод линейной свертки. С помощью этого метода были объединены частные критерии, производительность  $Q^{-1}(v,s)$  и размер зерна  $D(v,s)$ , в один:

$$J(Q^{-1}, D) = k_1 \cdot Q^{-1} + k_2 \cdot D, \quad (3)$$

где,  $Q^{-1}$  – частный критерий производительности;  $D$  – частный критерий размера зерна;  $k_1$  – весовой коэффициент критерия размера зерна;  $k_2$  – весовой коэффициент критерия производительности.

Данный метод позволяет свести задачу многокритериальной оптимизации к задаче однокритериальной оптимизации, решение которой зависит от выбранных весовых коэффициентов частных критериев.

Для решения задачи оптимизации был выбран метод штрафных функций. С помощью штрафной функции исходная задача условной минимизации преобразуется в последовательность задач безусловной минимизации. Идея преобразования задачи с ограничениями надлежащим образом представляется заманчивой главным образом в связи с наличием эффективных и надежных методов безусловной минимизации. Для применения этого метода была сформулирована следующая целевая функция:

$$F = k_1 \cdot Q^{-1} + k_2 \cdot D + R \cdot \sum_{i=1}^8 q_i^2, \quad (4)$$

где  $R$  – штрафной параметр;  $q_i$  –  $i$ -тое техническое ограничение.

При практическом расчете использовался штраф типа квадрата срезки:

$$\Omega = R \cdot \sum_{i=1}^8 < q(x) >^2, \quad (5)$$

$$< q(x) > = \begin{cases} q(x), & \text{если } q(x) \leq 0 \\ 0, & \text{если } q(x) \geq 0 \end{cases}$$

Если  $q(x) \geq 0$ , то вектор варьируемых переменных  $x$  принадлежит допустимому множеству, а в противном случае не принадлежит. В этом случае целевая функция «наказывается» штрафом, т.е. уменьшается, таким образом, пока точка  $x$  не войдет в допустимое множество, и целевая функция не начнет вновь увеличиваться.

Штраф типа квадрата срезки весьма удобен, в частности, тем, что функция определена и непрерывна по всей области значений. Вычисления проводятся с некоторым заданным положительным  $R$ ; после решения очередной подзадачи штраф  $R$  увеличивается и осуществляется поиск следующего более точного решения до достижения заданной точности.

Как уже упоминалось выше, неременным условием для корректного решения задачи оптимизации является адекватно подобранная система ограничений.

Материалом для исследований выбран технически чистый титан BT1-00 с субмикроструктурной структурой, полученной методом всестороннейковки. Изучение изменения качества поверхностного слоя (микротвердость и шероховатость) проводилось в процессе точения при варьировании условий обработки: скорость резания от 30 до 100м/мин, подача от 0,1 до 1,2мм/об. В качестве инструментального материала использовали BK8.

С использованием экспериментальных данных, приведенных в работах [2-4], полученные аналитических зависимости были приведены к каноническому виду для задания основных ограничений модели (см. табл.1). Окончательный вид для ограничений, полученный на основе экспериментальных данных приведен в табл. 2.

Для корректного применения вводимых ограничений необходимо чтобы соответствующий ограничиваемый параметр ( $R_a$ ,  $H_v$ ,  $T_{max}$ ) не превышал максимальных или минимальных значений для сохранения высоких физикомеханических и эксплуатационных свойств соответствующего материала заготовки.

Таблица 2 – Ограничения, полученные путем обработки экспериментальных данных

| Критерий ограничения   | Материал заготовки | Зависимость                                                       |
|------------------------|--------------------|-------------------------------------------------------------------|
| по шероховатости       | титан BT1-00       | $Ra_{\max} - 3,7 \cdot v^{0,25} \cdot s^{0,75} \geq 0$            |
| по микротвердости      | титан BT1-00       | $2500 \cdot v^{-0,04} \cdot s^{-0,085} - Hv_{\min} \geq 0$        |
| по температуре резания | титан BT1-00       | $T_{\max} - 257 \cdot t^{0,1} \cdot s^{0,2} \cdot v^{0,5} \geq 0$ |

Таким образом, мы получили главные составляющие части задачи оптимизации – это частные критерии оптимальности (производительность и размер зерна), общий критерий оптимальности и система ограничений.

Численное решение задачи осуществлялось в программной среде MATLAB с использованием метода безусловной минимизации функции нескольких переменных *fminsearch*.

В качестве исходных данных для расчета были приняты такие значения (табл. 3):

Таблица 3 – Исходные данные для поиска оптимальных условий обработки титана

| № п/п | Обозначение       | Наименование                                                            | Значения параметров    |
|-------|-------------------|-------------------------------------------------------------------------|------------------------|
| 1     | L                 | Длина обрабатываемой поверхности, м                                     | 0,1                    |
| 2     | d                 | Диаметр обрабатываемой заготовки, м                                     | 0,01                   |
| 3     | A                 | Показатель, который учитывает свойства обрабатываемого материала, м/мин | $10,12 \cdot 10^{-14}$ |
| 4     | D <sub>0</sub>    | Исходный размер зерна, нм                                               | 100                    |
| 5     | v <sub>min</sub>  | Минимальная скорость, м/мин                                             | 30                     |
| 6     | v <sub>max</sub>  | Максимальная скорость, м/мин                                            | 100                    |
| 7     | s <sub>min</sub>  | Минимальная подача, мм/об                                               | 0,1                    |
| 8     | s <sub>max</sub>  | Максимальная подача, мм/об                                              | 0,14                   |
| 9     | t                 | Глубина резания, мм                                                     | 0,5                    |
| 10    | N <sub>max</sub>  | Мощность резания, кВт                                                   | 12                     |
| 11    | Ra <sub>max</sub> | Допустимое максимальное значение шероховатости, мкм                     | 4                      |
| 12    | Hv <sub>min</sub> | Допустимое минимальное значение микротвердости, МПа                     | 2600                   |
| 13    | D <sub>max</sub>  | Допустимый максимальный диаметр зерна, мкм                              | 1                      |
| 14    | T <sub>max</sub>  | Допустимая максимальная температура резания, К                          | 873                    |

Общий вид целевой функции для реализации в MATLAB следующий:

$$f(v, s) = k_1 \cdot v \cdot s + k_2 \cdot \sqrt{D_0^2 + A \frac{\pi d L}{v \cdot s}} + Pen \quad (6)$$

$$Pen = R \cdot ((s_{\max} - s)^2 + (s - s_{\min})^2 + (v_{\max} - v)^2 + (v - v_{\min})^2 + (3,7 \cdot v^{0,25} \cdot s^{0,75} - Ra_{\max})^2 + (2500 \cdot v^{-0,04} \cdot s^{-0,085} - Hv_{\min})^2 + (\frac{Pz \cdot v}{60 \cdot 1000} - N_{\max})^2 + (257 \cdot t^{0,4} \cdot s^{0,2} \cdot v^{0,5} - T_{\max})^2)$$

где  $Pen$  – штрафующее слагаемое.

При решении многокритериальной задачи возникает проблема нормировки и масштабирования – приведения критериев к единому масштабу и безразмерному виду.

Наиболее часто используется замена абсолютных значений критериев их безразмерными относительными величинами:

$$\tilde{f}_k(x) = \frac{f_k(x)}{f_k^*}, f_k^* = \max_{x \in D} f_k(x) \quad (7)$$



Таким образом, после нормировки, исходная функция будет иметь следующий вид:

$$f(v, s) = k_1 \cdot \frac{v_{\max} \cdot s_{\max}}{v \cdot s} + k_2 \cdot \frac{\sqrt{D_0^2 + A \frac{\pi d L}{v \cdot s}}}{D_{\max}} + Pen \quad (8)$$

$$Pen = R \cdot \left( \left( 1 - \frac{s}{s_{\max}} \right)^2 + \left( \frac{s}{s_{\max}} - \frac{s_{\min}}{s_{\max}} \right)^2 + \left( 1 - \frac{v}{v_{\max}} \right)^2 + \left( \frac{v}{v_{\max}} - \frac{v_{\min}}{v_{\max}} \right)^2 + \right.$$

$$+ \left( \frac{3,7 \cdot v^{0,25} \cdot s^{0,75}}{Ra_{\max}} - 1 \right)^2 + \left( \frac{2500 \cdot v^{-0,04} \cdot s^{-0,085}}{Hv_{\min}} - 1 \right)^2 +$$

$$\left. + \left( \frac{Pz \cdot v}{60 \cdot 1000 \cdot N_{\max}} - 1 \right)^2 + \left( \frac{257 \cdot t^{0,4} \cdot s^{0,2} \cdot v^{0,5}}{T_{\max}} - 1 \right)^2 \right)$$

В таблице 4 и 5 приведены результаты вычислений оптимальных параметров процесса резания для субмикрористаллического титана с различным размером зерна структуры.

В качестве начальной точки для процесса оптимизации были выбраны:  $v=65$  м/мин;  $s=1,2$  мм/об. В качестве начального значения штрафа взято  $R=10$ . Значения весовых коэффициентов для выведенных результатов  $k_1 = 0,7$  (для величины размера зерна структуры) и  $k_2 = 0,3$  (для производительности).

Таблица 4 – Изменение оптимального решения вблизи оптимума для обработки титана с исходным размером зерна 100 нм

| Номер расчёта № | Штрафная функция $R$ | Скорость резания $v$ , м/мин | Подача $s$ , м/об | Производительность $Q$ , м <sup>2</sup> /мин | Размер зерна $D$ , нм | Минимум функции $\min f(v,s)$ |
|-----------------|----------------------|------------------------------|-------------------|----------------------------------------------|-----------------------|-------------------------------|
| 1               | 10                   | 27.9764                      | 0.0001            | 0.0028                                       | 310                   | 0.2566                        |
| 2               | $10^2$               | 29.8023                      | 0.0001            | 0.0030                                       | 330                   | 0.2608                        |
| 3               | $10^3$               | 29.9803                      | 0.0001            | 0.0030                                       | 330                   | 0.2612                        |
| 4               | $10^4$               | 29.9981                      | 0.0001            | 0.0030                                       | 330                   | 0.2612                        |

Таблица 5 – Изменение оптимального решения вблизи оптимума для обработки титана с исходным размером зерна 250 нм

| Номер расчёта № | Штрафная функция $R$ | Скорость резания $v$ , м/мин | Подача $s$ , м/об | Производительность $Q$ , м <sup>2</sup> /мин | Размер зерна $D$ , нм | Минимум функции $\min f(v,s)$ |
|-----------------|----------------------|------------------------------|-------------------|----------------------------------------------|-----------------------|-------------------------------|
| 1               | 10                   | 100.1550                     | 0.0001            | 0.0140                                       | 290                   | 0.2335                        |
| 2               | $10^2$               | 100.0155                     | 0.0001            | 0.0140                                       | 290                   | 0.2335                        |
| 3               | $10^3$               | 100.0016                     | 0.0001            | 0.0140                                       | 290                   | 0.2335                        |

Разработанная программа в качестве результатов выводит оптимальное решение для выбранных целевых функций при удовлетворении ограничений. Увеличение штрафа позволяет получить результаты с возрастающей точностью. Когда значение варьируемых переменных (скорость резания и подача) на двух последующих значениях штрафа совпадают до первого знака после запятой, то оптимальное решение считается полученным.

При решении оптимизационной задачи для нано- и субмикрорекристаллического титана максимальный необходимый штраф составил  $10^4$  и были найдены оптимальные параметры обработки. Если заготовка имеет структуру с исходным размером зерна  $D=100\text{нм}$ , то оптимальные параметры обработки составляют  $v=30$  м/мин,  $s=0,1$  мм/об при этом изменение размера зерна не превышает 330нм. При исходном размере зерна  $D=250\text{нм}$  оптимальное решение имеет вид:  $v=100$  м/мин,  $s=0,1$  мм/об с размером зерна после обработки не более 300нм.

Полученные значения скорости резания и подачи соответствуют рациональным параметрам обработки, экспериментально полученным в работе [5].

Разработанная программа позволяет варьировать значимость частных целевых функций (коэффициентами  $k_1$  и  $k_2$ ), то есть, возможно заранее установить степень необходимости сохранения определенного размера зерна заготовки или уровня производительности для каждого изделия индивидуально.

На рис. 1 и 2 представлены графики зависимости общей целевой функции от значений весовых коэффициентов для нано- и субмикрорекристаллического титана с исходным размером зерна 100нм и 250нм соответственно.

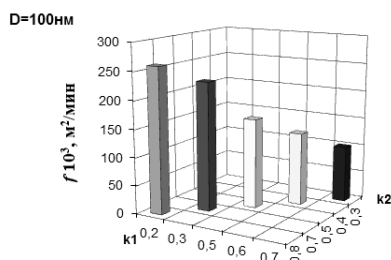


Рисунок 1 – Зависимость целевой функции от значений весовых коэффициентов для титана с исходным размером зерна 100нм

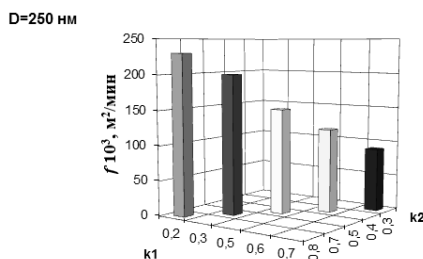


Рисунок 2 – Зависимость целевой функции от значений весовых коэффициентов для титана с исходным размером зерна 250нм

Как видно из рис. 1 и 2 при увеличении весового коэффициента при функции, определяющей величину производительности, значительно возрастает значение общей целевой функции. Однако, так как введены жесткие ограничения по размеру зерна, то наблюдается монотонное снижение произво-

дительности при увеличении весового коэффициента для функции, определяющей величину размера зерна металла после механической обработки.

**Выводы:**

1. В работе поставлена задача оптимизации процесса лезвийной обработки изделий из нано- и субмикрористаллических металлов.
2. В качестве критериев оптимальности предложен общий критерий, объединяющий на основе линейной свертки два частных критерия – производительность и величину размера зерна нано- и субмикрористаллических металлов, каждому из которых соответствуют собственные весовые коэффициенты.
3. Обоснованы и получены на основе титана BT1-00 технические и технологические ограничения для задачи оптимизации процесса обработки нано- или субмикрористаллических металлов.
4. Решение задачи оптимизации осуществлялось методом штрафной функции в программной среде MATLAB с использованием метода безусловной минимизации нескольких переменных *fmin-search*.
5. Получены практические оптимальные решения по выбору скорости резания и подачи при точении нано- и субмикрористаллического титана с разным исходным размером зерна.

**Список использованных источников:** 1. *Каптай Дж.* Прогнозирование поведения субмикро- и нанокристаллических металлов при механической обработке / *Дж. Каптай, А.А. Симонова, Н.В. Вerezуб* // Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – Харків: НТУ «ХП», 2011. – вип.6. – С. 40-51. 2. *Симонова А.А.* Особенности механической обработки титана с субмикрористаллической структурой / *А.А. Симонова, А.Я. Мовшович, Л.И. Пуань и др.* // Вісник КДПУ імені Михайла Остроградського, 2009. – вип. 6 (59), ч. 1 – С. 70-75. 3. *Симонова А.А.* Влияние механической обработки на микротвердость заготовок из титана с субмикрористаллической структурой, полученных интенсивной пластической деформацией / *А.А. Симонова, Н.В. Вerezуб, Л.И. Пуань* // Високі технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – Харків: НТУ «ХП», 2011. – вип. 1 (21). – С. 214-220. 4. *Грабченко А.И.* Резание металлов с объемной нано- и субмикрористаллической структурой: монография / *А.И. Грабченко, Дж. Каптай, А.А. Симонова и др.* – Х.: «Точка», 2012. – 217с. 5. *Каптай Дж.* Определение области рациональных условий лезвийной обработки субмикрористаллических металлов / *Дж. Каптай, А.А. Симонова, Н.В. Вerezуб* // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут»: зб. наук. праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ «ХП», 2010. – №53. – С. 114-121.

*Поступила в редколлегию 15.04.2012*

А. И. Лещенко, канд. техн. наук, Мариуполь, Украина

## **ОСОБЕННОСТИ ТРАНСФОРМАЦИИ РЕЖИМНЫХ ПАРАМЕТРОВ ОБРАБОТКИ СЛОЖНО-ПРОФИЛЬНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ, СВЯЗАННЫХ С ЕЕ ТОПОЛОГИЕЙ**

*Метою проведених досліджень є створення системи асоціативних зв'язків між топологічними характеристиками оброблюваної поверхні і граничними значеннями кінематичних параметрів різання, при визначеній траєкторії переміщення інструмента. Для реалізації цілей дослідження розглянута формалізація кінематичних параметрів процесу різання залежно від топології складно - профільній поверхні.*

*Целью проводимых исследований является создание системы ассоциативных связей между топологическими характеристиками обрабатываемой поверхности и предельными значениями кинематических параметров резания, при выбранной траектории перемещения инструмента. Для реализации целей исследования рассмотрена формализация кинематических параметров процесса резания в зависимости от топологии сложно – профильной поверхности.*

*The purpose of the conducted researches is creation of the system of associative connections between topology descriptions of the processed surface and maximum values kinematics cutting parameters, at the chosen trajectory of moving of instrument. For realization of research aims formalization of kinematics parameters of cutting process is considered depending on a topology difficulty - to the type surface.*

В настоящее время в машиностроении широко используются детали, содержащие сложно-профильные поверхности: матрицы и пуансоны штампов, пресс-формы, модели для точного литья, лопатки турбин и пр. Переход многих предприятий машиностроения на серийное или мелкосерийное производство, связанный с конъюнктурными законами рынка, обуславливает возрастающую потребность в деталях этой номенклатуры. Современным направлением в технологии обработки сложно-профильных поверхностей является фрезерование концевыми сферическими фрезами на станках с ЧПУ, имеющих от трех до пяти одновременно управляемых координат.

К сложно-профильным поверхностям можно отнести те поверхности, в точках которых искривленность поверхности характеризует индикатриса кривизны  $1/R$  - плоская кривая не ниже второго порядка, отличная от окружности.

Если не учитывать возмущающие воздействия процесса резания, то обработка сложно - профильных поверхностей фактически сводится к замене локальных участков требуемой поверхности цилиндрическими поверхностями, полученными методом копирования радиусной части концевой фрезы. При обработке фрезами малого диаметра (например, фрезы производства «KENNAMETAL»), когда радиусы кривизны поверхности значительно боль-

ше радиуса фрезы, можно в меньшей степени учитывать влияние локальной геометрии участков сложно-профильной поверхности, на точность формообразования. Однако в этом случае снижается производительность обработки, возрастает нагрузка на зубья фрезы, повышается ее износ. Кроме этого для достижения оптимальной скорости резания необходимы станки с частотой вращения шпинделя до 30000 об/мин, а для обеспечения заданной высоты «оребрения» (максимально допустимой высоты гребешка, остающегося на обрабатываемой поверхности между соседними проходами) необходимо большее число проходов. В настоящее время на мировом рынке предлагается большое количество САМ систем для автоматизации разработки управляющих программ для станков с ЧПУ. Для большинства из них исходными данными является твердотельная модель детали, материал заготовки и в диалоговом режиме, предлагаемый пользователю выбор режущего инструмента. В ряде САМ систем менеджер стратегий (Strategy Manager) генерирует расчетную траекторию обработки фрезой данного диаметра конструктивных элементов детали, при этом фактически вместе с прогнозируемой высотой «оребрения» проверяется только условие отсутствия «зарезов» (gouging) и не учитывается непрерывное изменение геометрических параметров процесса формообразования. Следовательно, для анализа кинематических параметров процесса резания на различных участках обработки сложно – профильной поверхности, возникает необходимость в конструировании пользовательских приложений на языках высокого уровня.

Целью проводимых исследований является создание системы ассоциативных связей между топологическими характеристиками обрабатываемой поверхности и предельными значениями кинематических параметрами резания, при выбранной траектории перемещения инструмента.

Для реализации целей исследования необходима строгая формализация кинематических параметров процесса резания, связанная с топологией сложно – профильной поверхности. При этом основой проектирования чистовой обработки является собственно уравнение сложно – профильной поверхности, а также геометрия фрезы, требования к точности, шероховатости поверхности и как следствие, значение подачи.

Рассмотрим характер изменение параметров чистовой обработки концевой радиусной фрезой, с незначительным изменением радиальной глубины резания  $t$  (при изменяющейся осевой глубине резания), для которой критичной зоной режущей кромки является центр фрезы, где скорость резания близка к нулю (рис. 1). Для обеспечения предельно минимального значения скорости резания с частотой вращения фрезы  $n$ , обработка производится с наклоном оси фрезы  $O$  на угол  $\omega$  относительно оси  $Z$  координатной системы инструмента  $XYZ$ , связанной с центром фрезы, а по направлению осей - с координатной системой детали. Обработка с углом наклона оси шпинделя, в направлении перпендикулярном траектории фрезерования с подачей  $F$ , из-

меняет положение зоны активной части режущей кромки, но при обработке сферическими фрезами применяется редко.

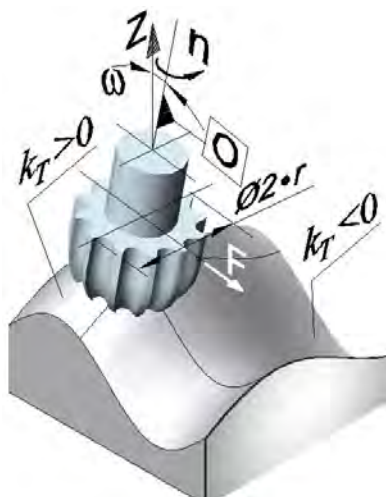


Рисунок 1 – Схема фрезерования сложно – профильной поверхности

В компьютерной графике поверхности аппроксимируются полигональной «сеткой», которую математически можно представить, как совокупность линий, расположение которых в пространстве подчинено уравнениям определенного типа. Известное условие формообразования - касание сферической части фрезы и теоретического профиля поверхности обуславливает направление вектора контурной подачи  $F$ , обеспечивающего эквидистантное перемещение центра фрезы. Особый интерес, с точки зрения обработки, представляют геодезические линии, направление которых в каждой точке совпадает с направлением кривой, образованной пересечением поверхности с плоскостью нормали. Сте-

пень искривленности регулярных поверхностей (дважды дифференцируемых на всем интервале) имеет универсальную характеристику – гауссову кривизну  $k_T = k_S^{\max} \cdot k_F^{\min}$ , устанавливающую связь между главными кривизнами нормальных сечений (максимальной  $k_S^{\max}$  и минимальной  $k_T^{\min}$ ) во взаимно перпендикулярных плоскостях.

Теория поверхностей классифицирует точки сложно – профильной поверхности в зависимости от знака гауссовой кривизны:

$k_T(x_i, y_i) > 0$  - геометрически это означает, что в эллиптической точке  $(x_i, y_i)$  все нормальные сечения имеют одно и то же направление вогнутости (радиусы кривизны одного знака), а в ее окрестности поверхность имеет сходство с эллипсоидом;

$k_T(x_i, y_i) < 0$  - геометрически это означает, что в точке гиперболического типа  $(x_i, y_i)$  нормальные сечения имеют различные направления вогнутости (радиусы кривизны разного знака), а в ее окрестности поверхность имеет седлообразный вид;

$k_T(x_i, y_i) = 0$  - в данном случае имеется одно направление, по которому нормальная кривизна равна нулю, а по остальным направлениям кривизна

имеет один и тот же знак. Примером такой поверхности являются точки кругового цилиндра.

Согласно теории поверхностей / 1 / в данных плоскостях можно построить соприкасающиеся окружности  $R_F = 1/k_F^{\max}$   $R_S = 1/k_S^{\min}$ , радиусы которых, по выделенным направлениям, будут равны радиусам кривизны поверхности в данной точке. Анализ значений кривизны позволяет установить взаимосвязь кривизны с точностью обработки / 2 / и исключить из траектории перемещения фрезы радиуса  $r$  участки поверхности, для которых  $R_F < r$ ,  $R_S < r$ .

Можно допустить, что при фрезеровании сферическими фрезами, заданная сложно-профильная поверхность, фактически аппроксимируется «ленточными» цилиндрическими поверхностями эллиптического типа с гауссовой кривизной  $k_T > 0$  или поверхностями для которых  $k_T = 0$ . Если при обработке вектор подачи  $F$ , изменяясь по направлению, остается в плоскости  $YZ$ , т. е. траектория перемещения инструмента подчинена уравнению  $Z(y)$ , то уравнение поверхности, формируемой на проходе, имеет вид:

$$P(x, y, z) = x^2 + (y - Z(y))^2 - r^2, \quad (1)$$

где предельные значения  $x$ , как и угол профиля активной части режущей кромки (рис. 2)  $\varphi_S(x)$ , изменяются в каждом сечении, в направлении перпендикулярном вектору подачи, в зависимости от кривизны поверхности  $R_S$ .

Возникает задача определения меры приближения поверхности, аппроксимируемой инструментальной поверхностью фрезы радиуса  $r$  и теоретически заданной поверхности.

В дифференциальной геометрии / 1 / введено понятие квадратичного приближения формы поверхности в окрестности исследуемой точки - так называемого соприкасающегося параболоида, для которого первые и вторые производные координат в данной точке одинаковы у поверхности и ее соприкасающегося параболоида в этой точке. В каждом конкретном случае он может оказаться гиперболическим или эллиптическим параболоидом, а также не исключено его вырождение в параболический цилиндр или для точек уплощения, в плоскость.

Согласно требованиям закона формообразования цилиндрическая поверхность (1) и заданная, имеют касание, т. е. общую нормаль. Тогда степень приближения смоделированной цилиндрической поверхности и поверхности теоретического профиля можно оценить путем сравнения вторых квадратичных форм данных поверхностей, которые являются мерой того, насколько поверхность уклоняется в окрестности точки нормали от касательной плоскости, т. е. мерой искривленности поверхности.

Область зоны резания (рис. 2), сформированную твердотельной моделью поверхности и сферой радиуса  $r$ , ее ограничивает сферическая поверхность фрезы и плоскость нормали  $\eta$ .

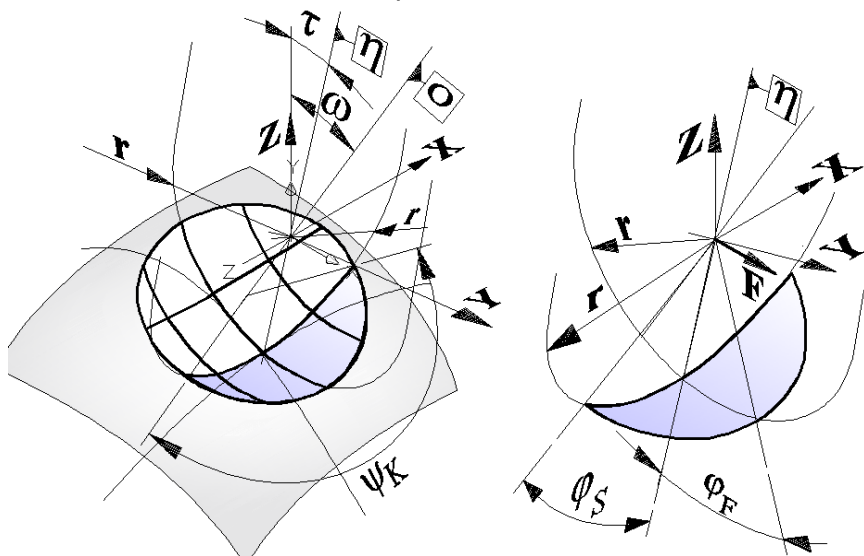


Рисунок 2 – Геометрическое представление зоны резания при обработке сложно – профильных поверхностей

Важнейшей характеристикой процесса фрезерования является угол контакта  $\psi_K$ , который измеряется в плоскости перпендикулярной к оси фрезы  $O$  в направлении вектора подачи  $F$ . Угол контакта  $\psi_K$  определяет длину дуги перемещения зуба фрезы в металле заготовки за каждый ее оборот и «стягивает» хорду, равную ширине фрезерования, изменяющегося в процессе обработки. В ряде случаев характеристикой процесса резания может быть нормируемый коэффициент перекрытия, равный отношению ширины фрезерования к номинальному диаметру фрезы.

Значение вектора контурной подачи изменяется вдоль угла профиля активной части режущей кромки  $\varphi_F$ ,  $\varphi_S$  величина которого зависит от глубины резания  $t$ , радиуса фрезы  $r$  и радиуса кривизны поверхности  $R_S$ , а также ее выпуклости или вогнутости в текущей точке / 2 / , / 3 /.

На различных участках обработки сложно-профильной поверхности изменяется толщина срезаемого слоя по периметру дуги угла контакта, в зависимости от положения сечения эффективного диаметра фрезы по отношению



к оси вращения фрезы и направлению вектора контурной подачи. Поэтому при подготовке фрезерной операции необходимо учитывать, переменную скорость резания в каждой точке режущей кромки, что связано с изменением эффективного диаметра, под которым следует понимать наибольшее удвоенное расстояние от оси вращения фрезы  $O$  до точки режущей кромки зуба фрезы в процессе обработки.

Перечисленные выше параметры неразрывно связаны с режимными параметрами процесса фрезерования. Следовательно, достижение требуемой точности и шероховатости обработки сложно - профильных поверхностей имеет тесную взаимосвязь с анализом ее топологических характеристик, базирующихся на общей теории поверхностей. Например, свойства нормальных сечений в точках геодезических линий на поверхности обуславливают их приоритетность в определении траектории перемещения инструмента. Кроме этого кратчайшее расстояние между двумя точками на поверхности измеряется по геодезической линии, что уменьшает длину траектории обработки в случае выбора этой кривой.

Поэтому при построении технологии обработки поверхностей данного типа возникает необходимость в создании «концептуального шаблона», который может быть принят за основу в параметрическом дереве построения управляющей программы для ЧПУ станка. Вследствие этого на сегодняшний день актуальной является задача аналитической взаимосвязи кинематических параметров инструмента и геометрии обрабатываемой поверхности. Решение такой задачи в перспективе открывает возможность создания механизма управления ассоциативной связью, который должен обеспечить возможность объединения концептуального и локального проектирования технологии обработки сложно – профильной поверхности. Такой подход соответствует объектно-ориентированной среде программирования, в которой основной акцент сделан на необходимость создания «классов» соответствующих состоянию технологической системы при обработке поверхностей имеющих общий признак.

Практический результат проведенных исследований позволяет автоматически получать требуемые параметры поверхностей при обработке на предварительно настроенных станках.

**Список использованных источников:** 1. Математика, ее содержание, методы и значения. т. №2 / Ред. А. Д. Александрова и др. – Изд-во АН СССР, - 1956. – 393 с. 2. *Леценко А. И.* Точность обработки сложно-профильных поверхностей в зависимости от кривизны ее различных участков / Наукові праці ДонНТУ. Серія «Машинобудування і машинознавство». Донецьк: 2012. - Вип. 3(154). – С. 107-117. . 3. *Леценко А. И.* Обеспечение параметров точности и шероховатости формообразующих поверхностей валков сортового проката при обработке на станках с ЧПУ. / А. И. *Леценко* // Автореферат дисс. канд. тех. наук. – Мариуполь: ПГТУ, 2011.

*Статья поступила 15.05.2012*

## CONNECTION BETWEEN THE LOAD ENERGY AND THE TAPER OF CUT AT ABRASIVE WATERJET CUTTING

*Accuracy of abrasive waterjet cutting mainly depends on the form of cutting gap. It is very difficult to keep in hand the taper of the gap and produce almost parallel cut surfaces. There are lot of parameters effect on the form of gap, and complex investigation of them were not published in the literature. Some results of research work carried out on an aluminium alloy related to the taper of the cutting kerf are explained in this paper, mainly from point of view of the load energy which effect to the surface of the workpiece during the abrasive waterjet cutting.*

### 1. INTRODUCTION

Abrasive waterjet cutting has become popular the last few years because the heat of cutting does not deform the material and the cut surface is of high quality. The fact that almost every type of material (both soft and hard) may be cut by the method and that the thickness of the cut is less limited, are two of the several important advantages of the abrasive water jet technology.

When investigating the accuracy of water jet cutting, the process can be characterised by different output parameters, like surface roughness of the machined surface, geometry of cutting gap (depth, width, tapering). Cutting tests were carried out on an aluminium alloy for investigation of accuracy and quality of cutting gap. Some results of these investigations are summarised in this paper.

### 2. TAPER OF THE KERF AT WATERJET CUTTING

Form of cutting kerf is one of the main problems effecting on the accuracy of abrasive waterjet cutting. Form of the kerf is always very complex, cut surfaces are almost never parallel. In most cases the kerf is wider at the upper side (entering) then the lower side, where the jet goes out from the workpiece. This complex geometry is usually considered like a taper (Fig. 1.)

Taper of the gap causes accuracy problems at the waterjet cutting. Elimination of this error is very difficult because of the great number of effecting cutting parameters, especially if we consider the economy of the machining. Error caused by the taper can be reached the extent of 0,3 mm at cutting through a 20-25 mm thick workpiece, which is a very hard limitation of this machining method.

Taper of the cutting kerf (Fig. 1.) is usually characterised by with of the kerf at the top (upper) and at the bottom (lower) side ( $w_t$ ,  $w_b$ ).

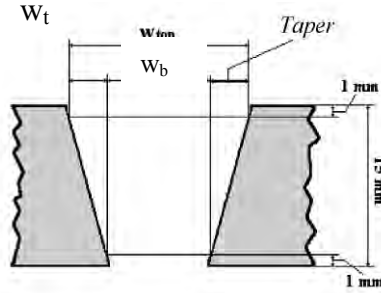


Figure 1 – Characteristics of the Taper of the Cutting Kerf

Kerf taper is normally expressed by kerf taper angle as [1]:

$$\theta = \arctan\left(\frac{w_t - w_b}{2t_n}\right) \quad (1)$$

where  $w_t$  is the top kerf width,  $w_b$  is bottom kerf width,  $t_n$  is workpiece thickness for through cuts.

Taper of the kerf causes accuracy problems at the waterjet cutting. Elimination of this error is very difficult because of the great number of effecting cutting parameters, especially if we consider the economy of the machining. Error caused by the taper can be reached the extent of 0,3 mm at cutting through a 20-25 mm thick workpiece, which is a very hard limitation of this machining method.

Form of cutting kerf was investigated by more authors. Öjmertz [2] establishes that form of the gap depends on lot of cutting parameters, and gives the characteristics of them, but doesn't gives any mathematical relation for express of their effects.

In an investigation of ductile materials conducted by Chung at al [3], the taper of the cut is inversely proportional to nozzle traverse speed. They also noticed, that kerf taper increases with an increase in standoff distance because the bottom kerf width has no correlation with standoff distance but the top kerf width of the kerf is directly proportional to it. In addition they found no clear relation between the kerf taper and abrasive mass flow rate.

Arola and Ramulu [4] investigated the taper formation and influential factors using AWJ cutting graphite/epoxy composite. They noticed that kerf taper has close relation with material thickness. At cutting depth greater than 15 mm, no single parameter clearly dominates the kerf taper as it is affected by a combination of all the independent variables.

### 3. ENERGY LOAD AT WATERJET CUTTING

For define the load energy at first we write up the theoretical cinematic energy of the jet at the upper side, which most simply can be determined like:

$$E_m = \frac{m_a \cdot v^2}{2} \quad (2)$$

where  $m_a$ : mass of the abrasive, kg  
 $v$ : speed of the particles in the jet, m/s

Real energy of the jet naturally is not equal with this value – because a lot of other factors effect on it- but clearly is proportional with this.

From the simplified Bernoulli equation for the flowing water particles speed we can get:

$$v = \sqrt{\frac{2p}{\rho}} \quad (3)$$

where:  $p$ : applied pressure, Pa  
 $\rho$ : density of the water (1000 kg/m<sup>3</sup>)

Mass of the abrasive material can be calculated:

$$m_a = \dot{m} \cdot t_a \quad (4)$$

where  $\dot{m}$ : abrasive mass flow rate, kg/s;  
 $t_a$ : loading time, s

Considering that the loading time:

$$t_a = \frac{d}{f} \quad (5)$$

where  $d$ : diameter of abrasive nozzle, m  
 $f$ : federate of the head, m/s

From (2)-(5) we get:

$$E_m = \frac{\dot{m} \cdot d \cdot p}{\rho \cdot f} \quad (6)$$

This theoretical value of the waterjet energy can be defined for all of applied cutting test parameters, theoretical value of the waterjet energy can be calculated.

#### 4. CUTTING EXPERIMENTS AND RESULTS

Cutting tests were carried out for investigation of kerf taper on AlMgSi0.5 aluminium and Ti6Al4V titanium alloy (Fig. 2).

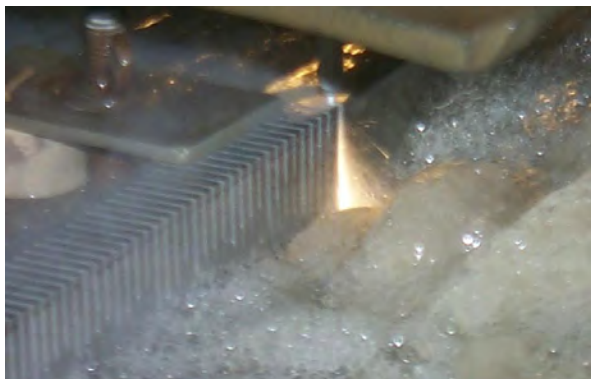


Figure 2 – Cutting Experiments on Titanium Alloy

Cutting experiments were done on a two dimensional waterjet cutting machine type INNO PUMP-36HD. Main technical data of the devices are as follows: maximum water pressure: 360 MPa; working space: 2100x1900x210 mm; positioning accuracy:  $\pm 0,15$  mm; •type of abrasive federate: vibration; electric power: 30 kW; water flow rate: 1,5 l/min; control system: Messer-Griesheim

Abrasive powder was a Barton Garnet type #80 size powder, which has 200 $\mu$ m average size abrasive grains.

During the cutting experiments the water pressure (p), the abrasive mass flow rate (ma) and the federate (f) were changed in different levels. Applied technological parameters were as follows:

|                                |                             |
|--------------------------------|-----------------------------|
| Water pressure, MPa            | 350; 300; 350               |
| Abrasive mass flow rate, g/min | 200; 400                    |
| Feedrate, mm/min               | 50; 100; 150; 200; 250; 300 |

After the cutting test we measured the top ( $w_t$ ) and the bottom ( $w_b$ ) thickness of the cutting kerf and calculated the taper of the cut.

There are no always exact correlation between the technological parameters and the taper of the cutting kerf. Only the federate shows a good correlation to the width of the kerf (Fig. 3), but the width changes not always according to the expected tendencies.

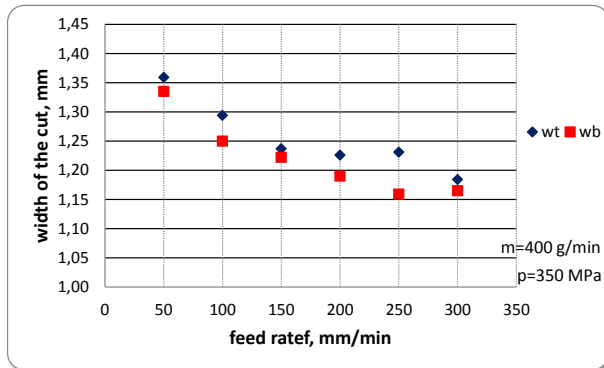


Figure 3 – Width of the Kerf in Function of the Feedrate

An interesting connection can be recognised between the load energy and the width of the kerf. Figure 4 shows the change of the top and bottom width of the kerf in function of the theoretical load energy calculated in (6).

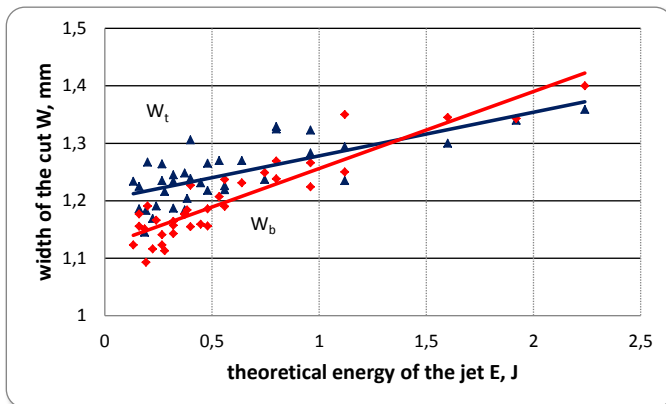


Figure 4 – Width of the Kerf in Function of the Theoretical Feedrate

On the base of the figure we can say that the width of the kerf depends on the load energy of the waterjet. Steepness at bottom ( $w_b$ ) width is higher than at the top ( $w_t$ ), which means that the taper of the cut decreases by increasing the loading energy of the waterjet. From the figure we can define the needed extent of the load energy for the parallel cut. Where the two lines intersect each other the width of the top and the bottom are equal, so at this value the cut is near parallel.

## CONCLUSIONS

On the base of cutting experiments it can be established, that the accuracy of the cut surface is basically defined by the size and form of the cutting kerf. Cutting kerf is usually tapered, orientation of the taper is mainly depends on the quality of machined material. Extent of the taper at abrasive waterjet cutting changes in function of technological parameters. Dependency of the taper from the separated technological data does not show always clear tendencies. For the investigation of the collective effect of the different technological parameters a new energy-input approach was introduced. With help of this approach we have concluded that the form of the cutting gap can be controlled by the volume of the input energy, thus the amount of the energy input to provide near parallel cut surfaces can be determined. Parallel cut surfaces can be reached at load energy, when the top and the bottom width of the kerf are equal so parallel cut can be achieved through an appropriate choice of the technological parameters. Direction of the taper can be narrowing or expanding and at a given load energy level depends on the material.

## ACKNOWLEDGEMENT

The described work was carried out as part of the TÁMOP-4.2.1.B-10/2/KONV-2010-0001 project in the framework of the New Hungarian Development Plan. The realization of this project is supported by the European Union, co-financed by the European Social Fund.

**References:** 1 Momber, - Kovacevic, R.: **Principles of Abrasive Water Jet Machining**, Springer ed., 1998, p394 2 Öjmertz, C.: **A Study on Abrasive Waterjet Milling**, Thesis for the Gegree of PhD Chalmers University of Technology Göteborg Sweden, 1997, p81, 3 Chung, Y. -, Geskin, E.S. - Singh, P.: **Prediction of the Geometry of the Kerf Created in the Course of Abrasive Waterjet Machining of Ductile Materials**. In: Jet Cutting Technology, Kluwer, Dordrecht, 1992, pp525-541, 4 Arola, D. - Ramulu, M. : **A Study of Kerf Characteristics in Abrasive Waterjet Machining on Graphite/Epoxi Composite**, Journal of Engineering Materials and Technology, Transaction of the ASNE, 1996 118(2), pp256-265, 5 Louis, H.: Abrasive water jets: a review, 5th Pacific Rim International Conference on Water Jet Technology, February 3-5, 1998, New-Delhi India, pp321-329, 6 MAROS, Zs.: **Experimental Investigation of Efficiency and Quality of Abrasive Waterjet Cutting**, Production Processes and Systems, Publications of the University of Miskolc, Miskolc University Press, Volume 1 (2002), pp229-236

*Поступила в редколлегию 15.06.2012*

С.Р. Меметов, Э.Ш. Джемилов, канд. техн. наук,  
М.Л. Шабдинов, канд. пед. наук, Симферополь, Украина

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ЭКОЛОГИЧЕСКИ БЕЗОПАСНЫХ СОТС НА КАЧЕСТВО ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ РАЗВЕРТЫВАНИИ ОТВЕРСТИЙ**

*У статті представлені результати досліджень, ґрунтовані на методі тензометрії, що відображають вплив МОТС на величину контактних навантажень на поверхні різального леза при взаємодії розгортки з оброблюваною деталлю і на якість обробленої поверхні.*

*В статье представлены результаты исследований, основанные на методе тензометрии, отражающие влияние СОТС на величину контактных нагрузок на поверхности режущего лезвия при взаимодействии развертки с обрабатываемой деталью и на качество обработанной поверхности.*

*The results of researches, based on the method of tensometry, reflecting influence of LCTT on the size of the contact loadings on the surface of cutting blade at interaction of involute with a workpiece and on the quality of the treated surface, are presented in the article.*

Усиление конкуренции на мировом рынке ставит перед машиностроительными предприятиями задачу выпуска высококачественной продукции. Одним из способов повышения качества изделий является совершенствование процессов получистовой и чистовой обработки, к которым относится развёртывание отверстий. Известно, что основными факторами, определяющими точность и качество развёртываемого отверстия, являются конструкция, геометрия, способ крепления и материал инструмента, явления стружкообразования, динамические явления, применяемые СОТС, режимы резания, точность и качество предварительно обработанного отверстия. Как показал анализ [1], точность отверстий, обработанных развёртками, на многих машиностроительных заводах не удовлетворяет предъявляемым к ним требованиям. При обработке развёртками отверстий высокой точности наиболее часто приходится сталкиваться с такими погрешностями:

- 1) некруглость (огранка) отверстий;
- 2) большая шероховатость обработанной поверхности;
- 3) разбивание или усадка отверстий.

Как было отмечено выше, применение СОТС является одним из основных направлений интенсификации процесса обработки отверстий развёртыванием. Механизм смазочного действия СОТС способствуют уменьшению схватывания, фрикционному нагреву и силы трения при перемещении стружки и обрабатываемого материала по передней и задней поверхностям инструмента [2].



Влияние СОТС на процесс контактного взаимодействия инструмента с деталью при развертывании оценивалось по двум критериям: контактными нагрузкам и шероховатости поверхности. Эксперименты проводились на радиально-сверлильном станке мод. 2К522 по методике [3], основанной на тензометрии. В качестве инструмента использовали развертку машинную из стали Р6М5  $\varnothing 33,8$  мм, обрабатываемый материал – сталь 45, ГОСТ 1050-88 (НВ229) (рис.1). С позиции вредного воздействия СОТС на организм человека, при проведении экспериментов использовали экологически безопасные СОТС растительной и животной природы (масло подсолнечное и жир свиной), подача которых осуществлялась свободно падающей струей.



Рисунок 1. Экспериментальная установка для исследования контактных нагрузок

Для получения объективных данных и снижения погрешностей измерения контактных нагрузок разработана схема, максимально приближенная к процессу резания (рис.2).

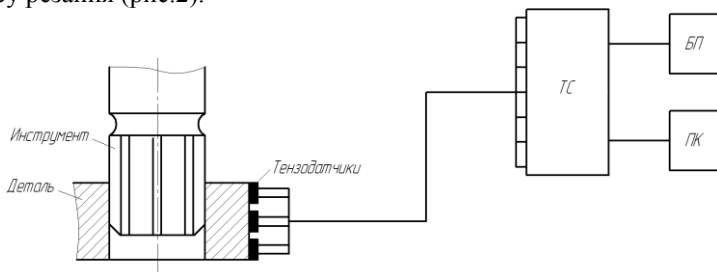
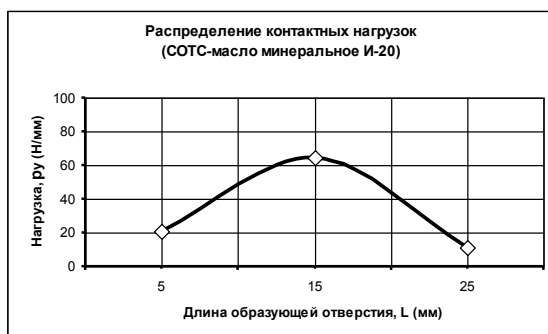
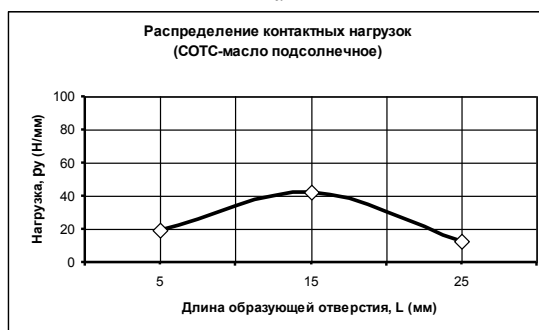


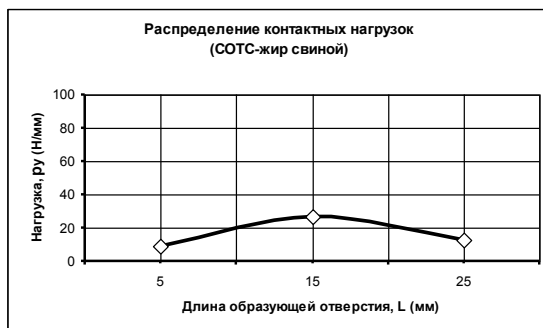
Рисунок 2. Схема измерения контактных нагрузок



а



б



в

Рисунок 3 – Эпюра линейно распределенной нагрузки вдоль режущего лезвия раз-  
вертки в момент положения инструмента в середине длины обрабатываемого отвер-  
стия в зависимости от применяемого СОТС

(режимы резания:  $V=53\text{ м/мин}$ ;  $S=0,32\text{ мм/об}$ ): а – масло минеральное И-20;

б – масло подсолнечное; в – жир свиной

Определение контактных нагрузок при взаимодействии режущего лезвия развертки с поверхностью отверстия проводилось следующим образом: сигнал, выдаваемый каждым из 3-х тензодатчиков (рис. 2) в зависимости от приложенной нагрузки, поступал на тензостанцию ТС-8 и записывался одновременно.

После обработки сигналов были получены значения контактных нагрузок (табл. 1) и построены эпюры его распределения на поверхности режущего лезвия развертки (рис. 3).

Таблица 1 – Значения контактных нагрузок на поверхности режущего лезвия развертки

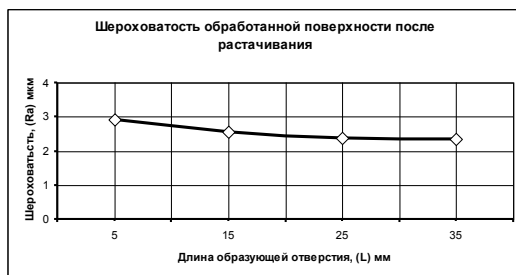
| Обрабатываемый<br>Материал | Припуск<br>на диаметр<br>( $t$ ), мм | Длина<br>об-<br>разующей<br>( $L$ ), мм | Линейно распределенная нагрузка ( $p_y$ ), Н/мм |                                  |                                             |
|----------------------------|--------------------------------------|-----------------------------------------|-------------------------------------------------|----------------------------------|---------------------------------------------|
|                            |                                      |                                         | В среде<br>минерального<br>масла И-20           | В среде подсол-<br>нечного масла | В среде жи-<br>вотного<br>(свиного)<br>жира |
| Сталь<br>45                | 0,2                                  | 5                                       | 21,02757                                        | 19,26018                         | 9,122463                                    |
|                            |                                      | 15                                      | 64,2558                                         | 42,08668                         | 27,00022                                    |
|                            |                                      | 25                                      | 11,1537                                         | 12,7576                          | 12,28845                                    |

Из эпюр линейного распределения контактных нагрузок (рис. 3) видно, что по отношению к развертыванию в среде минерального масла И-20 значения  $p_y$  уменьшаются, при применении подсолнечного масла в 1,5 раза, а свиного жира – в 2,3 раза. Полученный результат можно объяснить тем, что, образуясь в процессе резания смазочные пленки в зоне контакта инструмента с деталью способствуют нейтрализации силового поля физически чистых металлических поверхностей, образованию физических абсорбированных пленок и в итоге уменьшению адгезии трущихся тел [2].

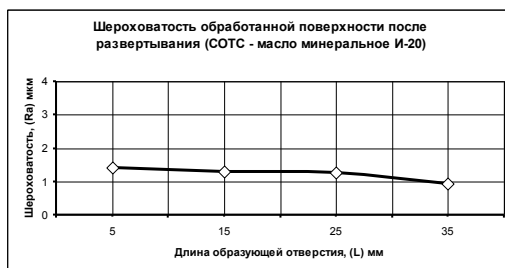
Проведены измерения микрогеометрии обработанных поверхностей на профилометре TR200 с программным обеспечением (табл. 2) и по полученным данным построены графики шероховатости (рис. 4).

Таблица 2 – Величина шероховатости вдоль образующей отверстия

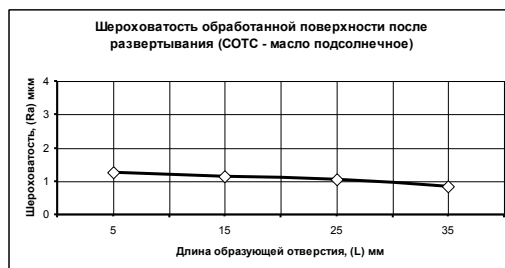
| Инструмент              | СОТС                      | Шероховатость ( $R_a$ ), мкм |       |       |       |
|-------------------------|---------------------------|------------------------------|-------|-------|-------|
|                         |                           | Участок                      |       |       |       |
|                         |                           | 1                            | 2     | 3     | 4     |
| Резец расточ-<br>ной    | После растачивания        | 2,917                        | 2,553 | 2,384 | 2,347 |
| Развертка ма-<br>шинная | Масло<br>минеральное И-20 | 1,419                        | 1,283 | 1,258 | 0,923 |
|                         | Масло подсолнечное        | 1,254                        | 1,137 | 1,042 | 0,852 |
|                         | Жир свиной                | 1,093                        | 1,000 | 0,985 | 0,831 |



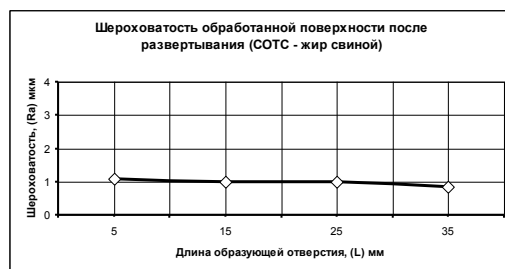
*a*



*б*



*в*



*г*

Рисунок 4 – Шероховатость поверхности вдоль образующей отверстия:  
 а – после растачивания; б – после развёртывания в среде минерального масла И-20;  
 в – после развёртывания в среде подсолнечного масла;  
 г – после развёртывания в среде свиного жира

Из графиков (рис. 4), видно, что предлагаемые экологически безопасные СОТС при разворачивании создают благоприятные условия для уменьшения величины микронеровности поверхности образующей цилиндрического отверстия (по отношению к разворачиванию в среде минерального масла И-20 значения  $R_a$  уменьшаются, при применении подсолнечного масла в 1,24 раза, а свиного жира – в 1,91 раза).

Механизм смазывающего действия СОТС еще недостаточно объяснен, а существующие теории основаны на ряде, не до конца изученных предположений. Экспериментальные исследования показали, что смазочная пленка между соответствующими поверхностями инструмента и обрабатываемой детали может образоваться при очень малых скоростях резания и уменьшить трение до 80%. С ростом скорости резания эта возможность уменьшается преимущественно из-за появления высоких температур, при которых уменьшается вязкость жидкости и нарушается целостность смазочной пленки, что приводит к непосредственному контакту инструмента и детали [4].

Работами академика Ребиндера П.А. и его школы установлено, что совместно с внешнесмазочным действием адсорбционных пленок, СОТС в определенных условиях могут оказывать «внутреннее смазочное действие». Поверхностно-активные вещества (ПАВ), входящие в состав СОТС, проникают в зону деформации по плоскостям скольжения в отдельных зернах обрабатываемого металла и тем самым облегчают процесс пластической деформации срезаемого слоя. Продукты распада адсорбированных ПАВ внедряются в кристаллическую решетку наиболее деформированных зерен металла, переводя его в более хрупкое состояние. Такое охрупчивание приводит к уменьшению величины предельной пластической деформации срезаемого слоя перед разрушением и уменьшению работы резания.

Путем применения СОТС, которое осуществляется двумя путями (синтезированием эффективных СОТС и разработкой новых способов подачи их в зону резания), можно существенно повысить экономичность механической обработки.

**Список использованных источников:** 1. *Каплий Н.И.* Конструкции развёрток, повышающие производительность и точность обработки / Каплий Н.И., Малышко И.А. – М.: 1974. – (Технология, организация механосборочного производства, НИИИНФОРМТЯЖМАШ, № 2). 2. *Ящерицын П.И.* Теория резания / Ящерицын П.И., Фельдштейн Е.Э и др. – Мн.: Новое знание, 2006. – С. 262. 3. *Джемилов Э.Ш.* Повышение качества обработки конических отверстий алмазным хонингованием на основе исследования контактного взаимодействия инструмента с деталью: дис. канд. техн. наук / Джемилов Э.Ш. – Симферополь, 2010. 4. *Икович Бранко* Трибология резания / Икович Бранко – Мн.: Наука и техника, 1982. – С. 82.

*Поступила в редколлегию 15.06.2012*

Е.В. Мироненко, д-р техн. наук, Е.В. Марчук, Краматорск, Украина

## УПРАВЛЕНИЕ ДИНАМИЧЕСКИМИ ХАРАКТЕРИСТИКАМИ ПРОРЕЗНЫХ РЕЗЦОВ

*Для підвищення стійкості ріжучих пластин прорізних різців розроблено пристрій для управління коливаннями, принцип роботи якого полягає в тому, щоб в певному діапазоні частот коливань ріжучий інструмент був активним демпфером.*

*Для повышения стойкости режущих пластин прорезных резцов разработано устройство для управления колебаниями, принцип работы которого заключается в том, чтобы в определенном диапазоне частот колебаний режущий инструмент был активным демпфером.*

*To increase the resistance of cutting plates incisors developed a device to control fluctuations, the principle of which is that in a certain range of frequencies of fluctuations of the cutting tool has been active vibration damper.*

**Введение.** Эффективность механообработки на тяжелых токарных станках определяется производительностью и себестоимостью. Повышение производительности на прорезных операциях ограничивается прочностью режущей пластины, которая оказывается наиболее слабым элементом конструкции резца, поэтому частым видом отказа инструмента является поломка пластины.

Поломки режущей пластины прорезных резцов в значительной мере зависят от колебаний, которые возникают в технологической системе механической обработки (ТСМО). В работе Боброва В. Ф. «Определение напряжений в режущей части металлорежущих инструментов» [4] показана тесная связь между колебаниями резцов и прочностью. Сочетание амплитуды и частоты резца определяет вид отказа. Параметры колебаний в значительной мере зависят от способа закрепления режущей пластины и жесткости конструкции прорезного резца.

**Основная часть.** Для повышения стойкости режущих пластин отрезных резцов разработано устройство для управления колебаниями, принцип работы которого заключается в том, чтобы в диапазоне частот колебаний до 5 кГц режущий инструмент является активным демпфером, а в диапазоне ультразвуковых колебаний - в качестве резонатора колебаний.

В устройство для управления колебаниями при точении введена система управления, которая включает датчик виброускорения, присоединенный через усилитель к входу аналого-цифрового преобразователя, который входит в состав быстродействующего микроконтроллера, с программным обеспечением в состав которого добавлен ряд модулей генерации ультразвуковых колебаний, демпфирование низкочастотных колебаний до 5 кГц и корректировки нелинейности усилителя мощности, которые через цифро-аналоговый преоб-

разователь и усилитель мощности подключен к пьезоэлектрическому преобразователю механических колебаний с волноводом.

Устройство для управления колебаниями при точении (рис. 1, рис. 3) состоит из датчика виброускорения 1, который подключен к входу системы управления 2, которая управляет пьезоэлектрическим вибратором 3. Основой системы управления 2 является контроллер семейства ARM7 фирмы Analog Device ADUC7020 4, работающий на частоте 40МГц и оснащенный быстродействующим 12-разрядным аналого-цифровым преобразователем 5 с временем преобразования 1 мкс, на входы "0" и "1" которого через усилитель 6 и фильтр нижних частот 7 подается сигнал с датчика виброускорения 1. Считанные значения после обработки по двум каналам программной фильтрации используются для программного формирования задания напряжения на встроенном цифро-аналоговом преобразователе 8, напряжение с выхода цифро-аналогового преобразователя через усилитель 9 и высоковольтный трансформатор 10 управляет пьезоэлектрическим вибратором 3, из которого через развязывающий усилитель 11 и вход "2" аналого-цифрового преобразователя напряжение обратной связи подается на программный регулятор напряжения 12, выполняющий корректировку ошибки, образованной разницей измеренного напряжения на пьезоэлектрическом вибраторе 3 и задания, в свою очередь, являющегося суммой компенсирующего и вибрационного сигналов. Компенсирующий сигнал вычисляется в модуле 13 на основании квазиинтегрирования сигнала датчика вибрации 2 и лежит в полосе частот до 5 кГц, вибрационный сигнал снимается с выхода программного модуля генерации ультразвуковых колебаний 14 и предназначен для создания резонансных колебаний в пьезоэлектрическом вибраторе 3 на ультразвуковой частоте. Настройка на резонанс обеспечивает программный модуль отладки ультразвуковых колебаний 15, используя отфильтрованный программным полосовым фильтром 16 сигнал с датчика виброускорения 1. Пьезоэлектрический вибратор состоит из корпуса 17, нижняя часть которого с высокой точностью установлена на основание 18, а в верхнюю часть вставлен с зазором волновод 19, что позволяет ему совершать возвратно-поступательные движения. В волновод ввернут один конец шпильки 20, на которую попеременно собраны без зазоров контактные шайбы 21 и пьезокерамические пластины 22, а для обеспечения изоляции между контактными шайбами 21 с пьезокерамическими пластинами 22 и шпилькой 20 используется фторопластовая втулка 23. Другой конец шпильки с помощью гайки 24 прикреплен к основанию 18 и с осевым усилием соединяет контактные шайбы 21 и пьезокерамические пластины 22. Контактные шайбы 21 соединяются через одну между собой, образовав два полюса подключения.

При точении резцом обрабатываемой детали на выходе датчика виброускорения 1 появляется напряжение в диапазоне частот до 25 кГц. Это напряжение усиливается усилителем 6 и фильтруется фильтром нижних частот 7,

который ограничивает верхнюю частоту сигнала виброускорения на уровне 20кГц. Встроенный в управляющий контроллер 4 аналого-цифровой преобразователь 5 превращает входное напряжение в пропорциональный ей 12 разрядный код, который используется программным обеспечением контроллера (рисунок 2).

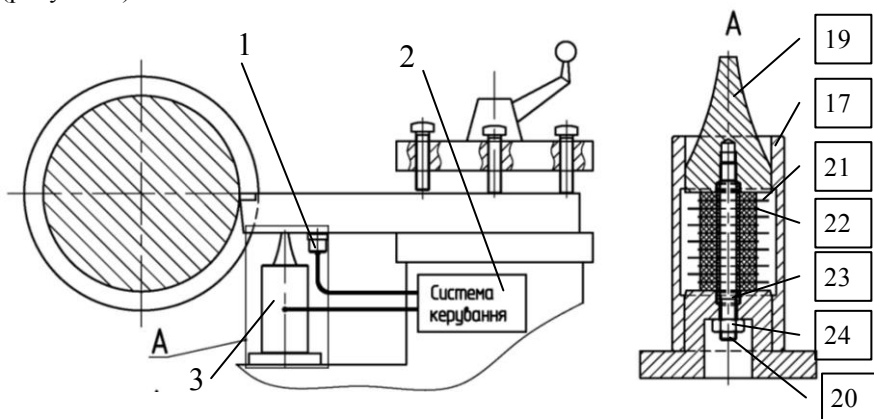


Рисунок 1 – Схема подключения устройства для управления колебаниями

Для стабилизации амплитуды колебаний в диапазоне до 5 кГц измеряемое значение виброускорения подлежит программному квазиинтегрированной фильтрованию с помощью модуля 13. Полученный код скорости представляет собой одну из составляющих кода задания для цепи управления напряжением. Вторая составляющая задания цепи управления напряжением создается модулем генерации ультразвуковых колебаний 14, параметры которого меняется с помощью обратной связи с программного модуля настройки ультразвуковых колебаний 15 путем воздействия полученного из программного полосового фильтра 16 сигналов виброускорения на ультразвуковой частоте. Код задания цепи управления напряжением сравнивается с кодом обратной связи. Для получения кода обратной связи напряжение с пьезоэлектрического вибратора 3 измеряется развязывающим усилителем 11 и через фильтр низких частот 7 подается на встроенный аналого-цифровой преобразователь 5. Вычитая из кода задания код обратной связи получаем код погрешности, который через программный регулятор напряжения 12 подается на встроенный цифро-аналоговый преобразователь 8, где превращается пропорционально коду напряжение управления усилителем мощности 9, которой подключен к высоковольтному трансформатору 10. Напряжение с выхода трансформатора 10 обеспечивает управление пьезоэлектрическим вибратором 3. Таким образом, на пьезоэлектрическом вибраторе замыкаются три круга управления - по напряжению, круга стабилизации амплитуды колебаний в диапазоне до 5 кГц и круга генерации ультразвуковых колебаний на резонансной частоте.



нансной частоте пьезоэлектрического вибратора. Предварительно волновод 19 с помощью шпильки 23, и гайки 20 соединяет пьезокерамические пластины 22 и контактные шайбы 21 с основанием 18, а шпилька 23 изолирована с помощью фторопластовой втулки 23, поэтому при подаче напряжения на контактные шайбы 21 на пьезокерамические пластины 22 действует электрическое поле и благодаря пьезоэффекту пластины 22 изменяют свои размеры. Изменение размеров приводит к перемещению волновод 19 в отверстии корпуса 17. Через постоянное изменение электрического тока возникает соответствующее перемещение волновода 19, который в своей конструкции работает как концентратор колебаний и приводит к их усилению.

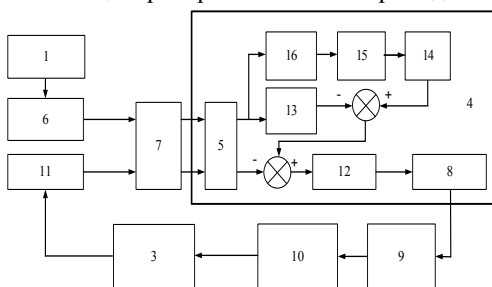


Рисунок 2 – Структурная схема системы управления.



Рисунок 3 – Разработанное устройство управления колебаниями

В качестве примера на рисунках 4 и 5 показаны измеренные с помощью датчиков вибрации данные колебаний инструмента вдоль осей OZ и амплитудно-частотная характеристика OZ соответственно.

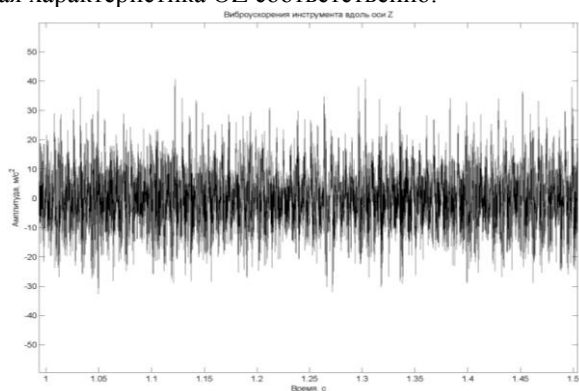


Рисунок 4 – Виброускорение прорезного резца измеренного вдоль оси Z. Материал 40ХН2МА, D=210 мм, t=40 мм, S=0.1 мм/об, V= 10 м/мин.

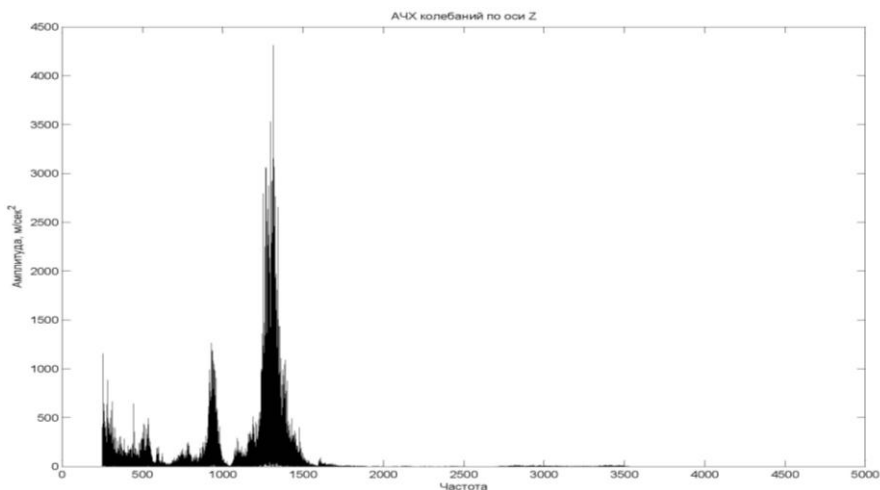


Рисунок 5 – АЧХ виброускорения колебаний прорезного резца вдоль оси Z.  
Материал 40ХН2МА, D=210 мм, t=40 мм, S=0.1 мм/об, V= 10 м/мин.

#### Выводы.

На основании проведенных аналитических и экспериментальных исследований можно сделать следующие выводы:

- в работе проанализированы способы управления колебаниями при прорезке широких пазов сборными прорезными резцами на тяжелых токарных станках;
- разработано устройство управления колебаниями при прорезке широких пазов, позволяющее управлять процессом резания, стружкодробления, динамикой технологической системы, позволяющее повысить стойкость инструмента.

**Список использованных источников:** 1. Коткин Г.Г. Гузенко В.С. МIRONENKO Е.В. и др. Системный анализ: оптимизация и принятие решений в механообработке.– Краматорск. ДГМА;1998– 234 с. 2. МIRONENKO Е.В. Исследование надежности блочных резцов для уникальных станков// Надежность режущего инструмента. Вопросы надежности, оптимального проектирования и эксплуатации инструмента. Сб. Статей. Вып. 5 / Под общ. редакцией В.С. Гузенко и Г.Л. Хаета / Краматорск: ДГМА, 1994.-С.196-209. 3. Казакова Т.В., МIRONENKO Е.В., Марчук Е.В. Прогнозирование структуры отказов сборных модульных резцов для станков с ЧПУ.// Сб. Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. - Краматорск: ДГМА, 2003. - №14 С.36 - 40. 4. Бобров В.Ф. Определение напряжений и режущей части металлорежущих инструментов. //Кн. Высокопроизводительное резание в машиностроении. - М.: Наука, 1966. - С.223 - 228.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

А.Я. Мовшович, д-р техн. наук, М.Г. Ищенко, А.С. Кобзев, Харьков, Украина

## **УНИВЕРСАЛЬНО-СБОРНАЯ ПЕРЕНАЛАЖИВАЕМАЯ ОСНАСТКА С УНИФИЦИРОВАННЫМИ УСТАНОВОЧНО-ЗАЖИМНЫМИ ЭЛЕМЕНТАМИ**

*Приведені конструкції верстатного оснащення, сприяючого подальшому розвитку та вдосконаленню системи універсально-збірних пристосувань в частині мобільності оснащення нових деталеоперацій, заснованих на використанні комплексів уніфікованих установочно-затискних елементів.*

*Приведены конструкции станочной оснастки, способствующей дальнейшему развитию и совершенствованию системы универсально-сборных приспособлений в части мобильности оснащения новых деталеопераций, основанные на применении комплексов унифицированных установочно-зажимных элементов.*

*In the article is considered the construction of the machine tooling, facilitating the development and improvement of the [modular fixturing system](#) in mobility to fit out processes, based on using of reusable locate-and-clamp fixtures complexes.*

### **Введение**

При сжатых сроках освоения новых изделий и переходе на интенсивные формы работы, когда весь прирост объемов выпускаемой продукции обуславливается ростом производительности труда, наибольший экономический эффект достигается путем комплексного внедрения прогрессивных видов универсально-сборной и переналаживаемой технологической оснастки, обеспечивающих значительное сокращение затрат на производство средств технологического оснащения и быструю их переналадку при смене объектов производства [3].

Современному уровню и тенденциям развития технологической оснастки для металлообработки присущи следующие общие черты:

- обеспечение полного базирования заготовок, т.е. их ориентации относительно системы координат станка;
- высокая гибкость и универсальность обеспечивающая возможность базирования и закрепления всей номенклатуры деталей, которые планируются к изготовлению с использованием ограниченного количества элементов, входящих в систему технологической оснастки;
- конструкция приспособления должна обеспечивать полное прилегание заготовок к базовым поверхностям, предотвращая их смещение и вибрацию при различных видах обработки;
- высокая степень надежности;

- максимально возможная простота конструкции и минимальная стоимость приспособления;
- инструментальная доступность, позволяющая обрабатывать максимальное количество сторон за одну установку заготовки;
- обеспечение требуемой точности обработки;
- быстродействие;
- удобство установки и снятия обрабатываемых деталей;
- возможность хорошего отвода стружки [1].

Основными достоинствами новых видов универсально-сборной переналаживаемой оснастки является: приближение по точности, габаритным размерам, массе и удобству в работе к необратимой специальной оснастке, что обеспечивает их конкурентоспособность. При этом жесткость конструкции создается из минимального количества неразборных узлов или элементов.

### *Результаты исследования*

Разработанная оснастка предназначена для базирования и закрепления широкой номенклатуры различных по конфигурации и размерам заготовок при их механической обработке на станках сверлильно –фрезерно–расточной групп. Элементы оснастки могут эффективно использоваться как в составе комплекта, так и отдельно друг от друга.

По функциональному назначению и конструктивному исполнению элементы оснастки можно условно разбить на три группы, состав которых и выполняемые функции приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Состав и функциональное назначение элементов разработанной оснастки.

| <i>Наименование группы</i>          | <i>Состав группы</i>                                                                                                      | <i>Функциональное назначение</i>                                                                                                             |
|-------------------------------------|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| Базовые элементы                    | Кубы; одно- и двухсторонние угольники; подставки                                                                          | Ориентация при установке; базирование и закрепление сменных элементов (плит)                                                                 |
| Сменные элементы                    | Плиты нескольких типоразмеров                                                                                             | Компоновка переналаживаемых приспособлений на базе плит с применением деталей группы «установочно-зажимные элементы» или специальных наладок |
| Установочно-зажимные элементы (УЗЭ) | Опоры, прокладки, сегменты, упоры, призмы, пальцы, шпонки, планки, прижимы, прихваты, болты, гайки, винты, шайбы, шпильки | Компоновка переналаживаемых приспособлений на базе сменных элементов под конкретные обрабатываемые детали                                    |

**Базовые элементы.** В данную группу входят два типоразмера кубов, два типоразмера угольников и подставки.

Кубы представляют собой стойки, в которых ширина, высота и толщина соизмеримы между собой. С целью уменьшения металлоемкости их конст-

рукции выполнены пустотелыми. Кубы предназначены в основном для установки плоскостных заготовок. Для базирования кубов на столе станка в их основании установлены втулки с координатными отверстиями. Закрепление осуществляется болтами через пазы, расположенные с четырех сторон нижней плоскости куба. Для базирования и закрепления сменных элементов на каждой из четырех боковых поверхностей куба имеются втулки с координатными отверстиями и выполнена сетка резьбовых отверстий. Для установки рымболтов при транспортировании на верхней поверхности куба предусмотрены два резьбовых отверстия.

Двухсторонний угольник представляет собой стойку, у которой толщина значительно меньше высоты и ширины. Поэтому в отличие от кубов, рабочими поверхностями для монтажа сменных элементов являются не четыре, а две стороны. Уменьшенная толщина позволяет осуществлять установку элементов при обработке как плоскостных, так и корпусных заготовок. Для уменьшения металлоемкости угольника в его вертикальной части выполнено окно. На нижней поверхности горизонтальной части имеются втулки с координатными отверстиями для базирования и выполнены отверстия для крепления угольника на столе станка. Для базирования и закрепления сменных элементов на обеих боковых сторонах угольника установлены втулки с координатными отверстиями и выполнена сетка резьбовых отверстий. Для установки рым-болтов при транспортировании на верхней плоскости вертикальной части угольника предусмотрены два резьбовых отверстия.

Односторонний угольник состоит из вертикальной и горизонтальной плит соединенных между собой ребрами жесткости. Для облегчения конструкции, уменьшения ее металлоемкости в вертикальной плите и ребрах жесткости выполнены окна. При установке на столе станка угольник базируется по двум отверстиям втулок, установленных в нижней части горизонтальной плиты, и закрепляется болтами через отверстия, выполненные в горизонтальной плите. Для базирования и закрепления на угольнике сменных элементов, с наружной стороны вертикальной плиты установлены втулки с координатными отверстиями и выполнены резьбовые отверстия.

Подставка представляет собой основание каркасного типа, на которое устанавливаются сменные элементы в случае, если требуется обработка заготовки в районе «мертвой зоны» станка. Подставка устанавливается на столе станка и базируется по координатным отверстиям, выполненным во втулках, размещенных в ее нижней части, а закрепляется болтами через пазы, расположенные по углам в нижней части подставки. В ее верхней части установлены втулки с координатными отверстиями для базирования сменных элементов. Для закрепления сменных элементов имеются резьбовые отверстия.

**Сменные элементы.** В эту группу входят сменные плиты нескольких типоразмеров; они могут устанавливаться на любую конструкцию из группы «базовые элементы», а также непосредственно на стол станка. Для базирова-

ния плит на приспособлениях группы «базовые элементы» или столах станков в корпусах плит имеются втулки с координатными отверстиями, а для закрепления выполнены ступенчатые отверстия. В верхней части плит выполнены сетки Т-образных пазов шириной 12 или 16 мм, а на некоторых типоразмерах и сетки ступенчатых установочно-крепежных отверстий. Наличие сеток плит компоновки приспособлений из элементов общемашиностроительного комплекса УСП, деталей УЗЭ, входящих в состав разработанной оснастки, и специальных наладок [2].

Пример установки сменных плит на кубе показан на рис. 1.

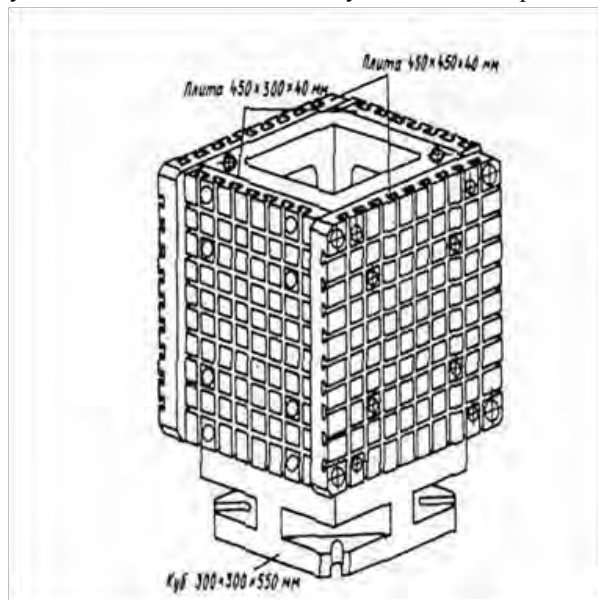


Рисунок 1 – Пример установки сменных плит на кубе

**Установочно-зажимные элементы.** Данная группа предназначена для базирования и закрепления обрабатываемых деталей на плитах из группы "сменные элементы". Типовые представители комплектов УЗЭ приведены на рис. 2.

Функциональное назначение УЗЭ:

- опорные элементы (опоры, прокладки) применяется в качестве базовых деталей при установке на плитах обрабатываемых заготовок, а также в качестве промежуточных деталей при ориентировании обрабатываемых поверхностей относительно направления движения режущего инструмента;
- установочные элементы (сегменты, упоры, призмы, пальцы, шпонки) служат для установки опорных элементов на плитах или для установки обрабатываемых деталей;

- прижимные элементы (планки, прижимы, прихваты) применяются для закрепления обрабатываемой детали в приспособлении;
- крепежные элементы (болты, гайки, винты, шайбы, шпильки) служат для соединения элементов приспособлений и для закрепления обрабатываемых деталей.

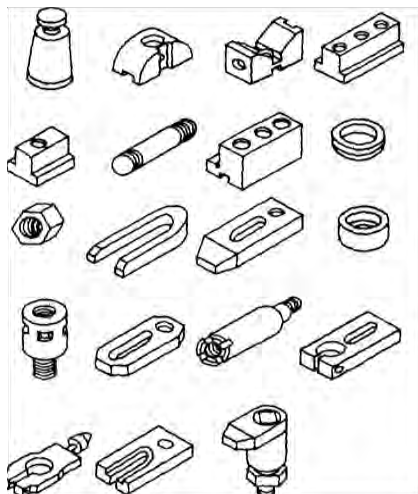


Рисунок 2 – Типовые представители комплектов установочно-зажимных элементов

Технические характеристики оснастки представлены в таблице 2.

Таблица 2 – Технические характеристики оснастки

| № п/п | Наименование параметра                                                | Значение параметра                     |
|-------|-----------------------------------------------------------------------|----------------------------------------|
| 1     | Количество разработанных конструкций                                  | 13                                     |
| 2     | Точность базирования на станке, мм                                    | 0,02                                   |
| 3     | Диаметр базовых отверстий, мм                                         | 10H7                                   |
| 4     | Ширина Т-образных пазов в плитах, мм                                  | 12H7; 16H7                             |
| 5     | Диаметр установочных отверстий, мм                                    | 22H7; 10H7                             |
| 6     | Диаметр крепежных отверстий, мм                                       | M16; M10                               |
| 7     | Расстояние между осями координатно-установочных пазов и отверстий, мм | 60±0,02                                |
| 8     | Габаритные размеры куба, мм                                           | 300x300x550<br>190x190x270             |
| 9     | Габаритные размеры двухстороннего угольника, мм                       | 450x250x525<br>320x90x270              |
| 10    | Габаритные размеры одностороннего угольника, мм                       | 450x320x525                            |
| 11    | Габаритные размеры подставки, мм                                      | 450x450x110                            |
| 12    | Габаритные размеры плиты, мм                                          | 450x300x40<br>450x450x40<br>320x320x30 |

Опытные образцы разработанной оснастки прошли производственные испытания и были внедрены на ПО «МелитопольПродМаш». Заготовки корпусных деталей устанавливались с использованием УЗЭ или специальных наладок на плиты, которые были закреплены либо непосредственно на столах станков, либо на подставках. Заготовки плоскостных деталей базировались и закреплялись на плитах, которые в свою очередь устанавливались на кубах или угольниках.

Результаты производственных испытаний и внедрения оснастки показали:

- широкое применение разработанной оснастки эффективно в механообрабатывающем производстве предприятий различных отраслей и с любым характером производства- от единичного до крупносерийного;
- конструкции, входящие в состав разработанной оснастки, обладают достаточной жесткостью и прочностью;
- параметры шероховатости деталей, обрабатываемых с применением разработанной оснастки, соответствуют требованиям технологических процессов;
- применение разработанной оснастки обеспечивает снижение трудоемкости изготовления приспособлений при оснащении новых детаileoпераций на 25-30% , их металлоемкости на 20-25%.

### Выводы

1. Разработанная станочная оснастка способствует уменьшению потребности в материальных и трудовых ресурсах на технологическую подготовку производства за счет сокращения их объемов на проектирование и изготовление оснастки, расширения технологических возможностей оборудования.

2. Применении комплексов унифицированных установочно-зажимных элементов как при сборке компоновки универсально-сборных приспособлений, так и по отдельности обеспечивает функциональные требования по жесткости, прочности и точности конструкции при механической обработке заготовок.

**Список использованных источников:** 1. Мовшович А.Я. Перспективы развития технологической оснастки для механосборочного производства. М.: НТЦ «Информтехника – Оборонная техника», № 12/1994. – с. 3-5. 2. Кобзев А.С. Структурный состав и перспективы развития оснастки для ГПС механосборочного производства. – Вопросы оборонной техники, вып. 7 (193) – 1987. – с. 15-19. 3. Блинов Д.С., Шатилов А.А. Точные гибкие оправки. М.: Машиностроения, 1987. – 65с.

*Поступила в редколлегию 15.06.2012*



Е.В. Набока, канд. техн. наук,  
О.Ю. Приходько, канд. техн. наук, Харьков, Украина

## **ИСПОЛЬЗОВАНИЕ СИСТЕМНОГО ПОДХОДА ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ ПРОЦЕССА УПРАВЛЕНИЯ КАЧЕСТВОМ ПРОДУКЦИИ МАШИНОСТРОЕНИЯ**

*У статті розглядаються принципи застосування системного підходу як методології дослідження об'єктів у вигляді системи. Розглядаються механізми управління якістю продукції, представлений у вигляді петлі якості. Також виявлені умови для підвищення якості продукції.*

*В статье рассматриваются принципы применения системного подхода как методологии исследования объектов в виде систем. Рассматривается механизм управления качеством продукции, представленный в виде петли качества. Также определены условия для повышения качества продукции.*

*The article discusses the principles of the systems approach as the methodology of research facilities in the form of systems. The mechanism of quality control, in the form of quality hinges. It also defines the conditions for improving the quality of products.*

### **Актуальность.**

В настоящее время реальный процесс производства продукции машиностроения и система управления качеством представляют собой сложную структуру, объединенную взаимосвязанными элементами управления. Чем больше взаимосвязь элементов, тем больше потребность в коммуникациях и кооперациях между ними. Их элементы обязательно должны быть определены и описаны.

Отсюда следует, что при моделировании реальных систем управления качеством необходимо применять системный подход, как методологию познания и практики, в основе которой лежит рассмотрение объектов как систем.

Целью работы является повышение эффективности производства продукции машиностроения при использовании системного подхода в моделировании процесса управления качеством.

При моделировании реальных систем управления качеством необходимо применять системный подход, как методологию познания и практики, в основе которой лежит рассмотрение объектов как систем.

Сегодня в мире используются различные системы управления качеством. Но для успешной деятельности в настоящее время они должны обеспечивать возможность реализации восьми ключевых принципов системного управления качеством, освоенных передовыми международными компаниями. Эти принципы составляют основу готовящегося обновления междуна-

родных стандартов в области всеобщего управления качеством (Total Quality Management – TQM) [1]:

Первый принцип – ориентация на потребителя. Стратегическая ориентация на потребителя, соответствующим образом обеспечиваемая организационно, методически и технически, жизненно необходима каждой организации и каждому предприятию, функционирующему в условиях конкурентного рынка.

Второй принцип – роль руководства. В соответствии с ним руководитель должен создать условия, необходимые для успешной реализации всех принципов системного управления качеством.

Третий принцип – вовлечение работников. Это одно из ключевых положений TQM, в соответствии с которым каждый работник должен быть вовлечен в деятельность по управлению качеством. Необходимо добиться, чтобы у каждого возникла внутренняя потребность в улучшениях.

Четвертый принцип – процессный подход и органично с ним связанный пятый принцип – системный подход к управлению. В соответствии с этими принципами производство товаров, услуг и управление рассматриваются как совокупность взаимосвязанных процессов, а каждый процесс – как система, имеющая вход и выход, своих «поставщиков» и «потребителей».

Реализация этих принципов изменяет сложившиеся подходы к управлению, основу которого составляет иерархическая организационная структура. Практика показала, что трудности и проблемы, обусловленные тем, что единые процессы обслуживаются организационно обособленными подразделениями, можно и нужно устранять путем использования группового подхода.

Шестой принцип – постоянное улучшение. Двадцать лет назад стратегия качества базировалась на концепции оптимального качества. Опыт японской, а затем американской и европейской промышленности показал, что устанавливать пределы улучшению недопустимо, само улучшение должно быть системой и составной частью системы управления.

Седьмой принцип – принятие решений, основанных на фактах. Реализация этого принципа призвана исключить необоснованные решения, которые обычно называют волевыми. Необходимо собирать и анализировать фактические данные и принимать решения на их основе. Наиболее распространенными сейчас являются статистические методы контроля, анализа и регулирования.

Восьмой принцип – взаимовыгодные отношения с поставщиками. Этот принцип, суть которого в простейших случаях очевидна, необходимо реализовывать по отношению, как к внешним, так и внутренним поставщикам.

TQM дает организации большую гибкость в решении проблем и повышает качество условий работы для всех сотрудников.

### Принципы улучшения качества.

Качество изделий, услуг или других выходящих потоков предприятия определяется тем, насколько удовлетворены запросы потребителя, который их использует, и зависит от эффективности и результативности процессов, обеспечивающих производство этой продукции и его поддержку.

Улучшение качества достигается за счет улучшения технологических процессов. Каждый вид деятельности или элемент работы предприятия состоит из одного или нескольких процессов.

Улучшение качества представляет собой непрерывную деятельность, направленную на регулярное повышение эффективности и результативности технологического процесса.

Усилия по улучшению качества в первую очередь следует направлять на постоянный поиск возможностей улучшения, а не на выявление таких возможностей в результате уже возникшей проблемы.

Корректировка выходящих потоков технологического процесса уменьшает или исключает уже возникшую проблему. Превентивные и корректирующие действия исключают причины возникновения проблемы или уменьшают их значимость, а следовательно, исключают или уменьшают вероятность их возникновения в будущем. Таким образом, превентивные и корректирующие действия улучшают технологический процесс на предприятии и являются критическими для улучшения качества [2].

На рисунке 1 [3] система управления качеством представлена в концентрированном виде. Здесь прежде всего выделена политика предприятия в области качества. Собственно система качества, включающая обеспечение, управление и улучшение качества.

Таким образом, обеспечение качества продукции – это совокупность планируемых и систематически проводимых мероприятий, создающих необходимые условия для выполнения каждого этапа петли качества (рис.1), чтобы продукция удовлетворяла требованиям к качеству.

Разработка единой системы менеджмента качества, как в регулируемой, так и в нерегулируемой государственным законодательством областях производства продукции способствует еще и тому, чтобы сократить общее количество (и весьма значительное) различных стандартов, предписаний, положений и других документов, часто противоречивых, которые производитель должен выполнять и которые, в силу их числа и противоречивости, он часто не в состоянии выполнить.

Важным в рамках проведения мероприятий по созданию доверия является проверка (сертификация) систем менеджмента качества независимым третьим лицом. Это требование для регулируемой законодательством области производства (производства лекарств, сосудов высокого давления, компонентов для ядерной энергетики и других продуктов, для которых требования

безопасности важны в особенной степени) выдвигается в качестве обязательного [4].

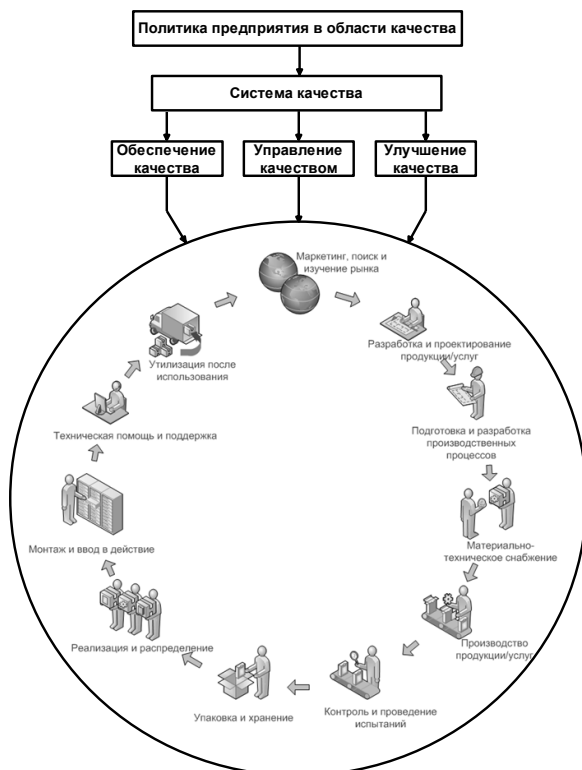


Рисунок 1 – Механизм управления качеством продукции

**Результаты.** В результате проведенной работы был сделан вывод, что качество как категория управления – интегральное понятие, которое характеризует эффективность всех сторон жизнедеятельности предприятия от процесса разработки стратегии, маркетинга и далее включая все этапы жизненного цикла продукта или услуги.

Было определено, что использование системного подхода в моделировании процесса управления качеством обеспечит повышение эффективности производства продукции машиностроения.

**Список использованных источников:** 1. Басовский Л.Е., Протасьев В.Б. / Управление качеством: Учебник. - М: ИНФРАМ, 2001. – 212 с. 2. Туркин В.Г., Герасимов Б.И. и др. / Качество машиностроительной продукции / Под науч. ред. Б.И. Герасимова. – Тамбов: Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2005. – 104с. 3. Управление качеством. Учебник / С. Д. Ильенкова Н. Д. Ильенкова и др. / Под ред. доктора экономических наук, профессора Ильенковой С. Д. - М.: ЮНИТИ. 4. Бастрыкин Д.В., Евсейчев и др. / Управление качеством на промышленном предприятии/ Под науч. ред. д-ра экон. наук. проф. Б.И. Герасимова. - М.: «Издательство Машиностроения-1», 2006. – 204 с.

Поступила в редакцию 11.05.2012

В.С. Надєїн, канд. техн. наук, Кіровоград, Україна

## ТЕОРЕТИЧНІ ОСНОВИ УДОСКОНАЛЕННЯ РОЗРАХУНКУ ДИСКОВОГО ШЕВЕРА

*У зв'язку з використанням в приводах сучасних машин зубчастих коліс з великим зміщенням вихідного контура застосування стандартних шеверів не завжди можливе, а розрахунок спеціального шевера вимагає спеціальних знань і досвіду. В статті наведені теоретичні основи розрахунку шевера з урахуванням модифікації профілю колеса при зміщенні вихідного контура.*

*В связи с использованием в приводах современных машин зубчатых колес с большим смещением исходного контура применение стандартных шеверов не всегда возможно, а расчет специального шевера требует специальных знаний и опыта. В статье приведены теоретические основы расчета шевера с учетом модификации профиля колеса при смещении исходного контура.*

*In connection with the use of modern machinery drives gears with a large displacement of the output circuit applying the standard shever not always possible, and the calculation of special shever requires special knowledge and experience. In the article the theoretical bases of calculation shever considering modification profile wheels for shifting the output circuit.*

Шевінгування евольвентних зубчастих коліс широко використовується в машинобудуванні. Але використання шеверів, виконаних за ГОСТ 8570-80, не завжди забезпечує потрібні показники якості, особливо якщо оброблюване колесо малозубе або має великий коефіцієнт зміщення вихідного контуру. Причини цього явища різноманітні, і, на нашу думку, принаймні дві з них органічно притаманні класичному процесу шевінгування.

Першою, і головною, причиною є наявність неспряженості виробляючої поверхні шевера і оброблюваної поверхні зуб'їв колеса. Другою причиною є те, що верстатне зачеплення шевер-оброблюване колесо як гвинтове евольвентне не може бути реалізоване.

В таких випадках виникає необхідність проектування і виготовлення спеціального шевера. Хоча виготовлення спеціального шевера є трудомістким процесом, в інструментальному виробництві на даний час цей процес є достатньо освоєний. Відносно розрахунку шеверів такого висновку дійти не можна з ряду причин.

Стан проблеми. Аналіз класичних процесів шевінгування, найбільш поширених в машинобудуванні, приводить до висновку, що при відсутності кінематичного зв'язку між осями шевера і колеса, тобто при так званому вільному обкаті, похибки зубчастого вінця, отримані на попередніх операціях, успадковуються. Крім того, виникають в процесі обробки похибки, пов'язані з неспряженістю верстатного зачеплення [1]. Урахування цих явищ дозволяє отримати шевінгуванням колеса 5-6 ступеня точності. Ця особливість проце-

су шевінгування не враховується як при розробці операцій шевінгування, так і при проектуванні самого шевера.

Причина неможливості реалізації верстатного зачеплення шевер-колесо полягає в наступному. Верстатне зачеплення при шевінгуванні описується сукупністю параметрів оброблюваного колеса і шевера, зв'язаних законом руху зубчастого механізму шевер-колесо на кожному проході

$$i = \frac{z_1}{z_0} = \frac{d_{w1} \cdot \cos \beta_{w1}}{d_{w0} \cdot \cos \beta_{w0}}, \quad (1)$$

і законом спряженості зачеплення шевер-колесо [1].

$$z_1(\operatorname{inv} \alpha_{w1} - \operatorname{inv} \alpha_{t1}) + z_0(\operatorname{inv} \alpha_{w0} - \operatorname{inv} \alpha_{t0}) - 2 \operatorname{tg} \alpha (x_1 + x_0 + x_{t1}) = 0, \quad (2)$$

де  $i$  – передатне число;

$d_{w1}, d_{w0}$  – початкові діаметри колеса і шевера;

$z_1, z_0$  – числа зуб'їв колеса і шевера;

$\beta_{w1}, \beta_{w0}$  – початкові кути нахилу зуб'їв колеса і шевера;

$\alpha_{wti}, \alpha_{t0i} - (i = 1, 0)$ ,  $\alpha$  – початкові, торцеві і головний кут профілю колеса і шевера;

$x_1, x_0$  – коефіцієнти зміщення вихідного контуру шевера і колеса;

$x_{t1}$  – коефіцієнт зміни товщини зуба колеса-заготовки із-за наявності припуску на обробку.

Параметри оброблюваного колеса відомі, так як вони є заданими. Параметри шевера необхідно задати. Оскільки параметри шевера суттєво впливають на верстатне зачеплення, методика розрахунку шевера.

На сьогодні в практиці проектування шеверів використовується дві методики розрахунку.

Перша методика полягає в наступному [2,3]. За відповідними правилами призначають параметри шевера – кут нахилу зуб'їв  $\beta_0$ , їх кількість  $z_0$ . Далі призначають припуск на переточування шевера  $\Delta$  і розраховують шевер як звичайне колесо із збільшеною товщиною зуба. Після цього виконують перевірку правильності обробки колеса. В разі невідповідності якості обробки вимогам креслення змінюють значення  $\Delta$  і повторюють розрахунок. Така процедура виконується до тих пір, поки не будуть виконані вимоги до якості обробки. Ця методика має недолік, який полягає в тому, що прийнята величина  $\Delta$  може не належати до області існування верстатного зачеплення. А це означає що треба змінювати параметри верстатного зачеплення за рахунок зміни параметрів шевера і визначити придатність його для обробки.

Відповідно із другою методикою розрахунку шевера [4] після визначення вихідних параметрів шевера призначають незалежно від їх величини нормальний кут верстатного зачеплення  $a_{ul} = a_0 + \Delta a$ , де  $a_0$  – кут профілю вихідного контуру,  $\Delta a$  – додання до кута  $a_0$ ,  $\Delta a = 1^0 \dots 1,5^0$  в залежності від  $a_0$ . Далі визначають необхідні до перевірки верстатного зачеплення параметри і виконують перевірку якості обробки колеса. В разі невиконання умов переві-

рки – змінюють  $\Delta a$  і виконують розрахунок знову. Така процедура повторюється аж доки не будуть виконані умови перевірки. Аналогічно діють при розрахунку сточеного шевера з тією різницею, що  $\Delta a$  віднімають від  $a_0$ .

По суті ця методика відрізняється від попередньої тільки кількістю і порядком визначення параметрів шевера (нового або сточеного) і верстатного зачеплення для виконання перевірок.

Таким чином, обидві методики мають недоліки, головними з яких є:

1. Наявність неспряженості верстатного зачеплення на кожному проході, внаслідок чого похибки попередньої зубообробки успадковуються, або виникають при шевінгуванні;

2. Прийнятий спосіб утворення припуску на переточування не враховує геометрію зуба оброблюваного колеса, внаслідок чого процес розрахунку зводиться, в принципі, до «вгадування» значень  $\Delta$  та  $d_{01}$ ;

3. Труднощі виробу напрямку варіювання керувальними параметрами верстатного зачеплення може привести до незбіжності процесу розрахунку шевера при даних вихідних параметрах.

Враховуючи те, що на сьогодні способи виготовлення шевінгуванням евольвентних коліс 6-4 ступеня точності існують і використовуються у виробництві; те, що сучасні інструментальні матеріали здатні ефективно оброблювати сталі, загартовані до 45-50 HRC; а також те, що створення методики розрахунку шеверів, в якій враховано отримання точності обробки за рахунок забезпечення спряженості верстатного зачеплення і спрощення розрахункового циклу дозволить зменшувати витрати на виробництво, можна стверджувати, що вирішення цієї задачі є актуальним як для практики зубообробки, так і для розвитку теорії зубообробляння.

Виходячи із сказаного, розробка теоретичних основ удосконалення методики розрахунку дискового шевера, спряженого з оброблюваною поверхнею зубів колеса, складає мету даного дослідження.

Надалі будемо вважати, що параметри оброблюваного колеса, для якого проектується шевер, відомі. Відомими будемо вважати припуск на товщину зуба колеса і різницю міжосьових відстаней на першому і останньому проході обробки.

Відомо [5], що гвинтові евольвентні передачі, до яких відноситься і верстатне зачеплення при шевінгуванні, дуже чутливі до зміни міжвісєвої відстані. Якщо розглядати верстатне зачеплення на першому чорновому проході і на останньому чистовому проході, то різниця міжосьових відстаней в цих положеннях становить  $\Delta a = \Delta S / \operatorname{tg} \alpha$ , де  $\Delta S$  – припуск на сторону зуба. Якщо кут перехрещування осей в кінці обробки  $\Sigma = \beta_0 + \beta_1$  і буде такий же на проході першому чорновому, то на всіх, передуючих останньому, проходах поверхні зубів колеса і виробна поверхня шевера є не спряженими і похибки обробленої поверхні будуть, як мінімум, дорівнювати цій неспряженості.

Для того, щоб зачеплення на будь-якій фазі передачі руху було спряженим, необхідно виконання умови спряженості на будь-якій фазі верстатного зачеплення

$$\frac{\cos \alpha_{wi}}{\cos \alpha} = \frac{\sin \beta_l}{\sin \beta_{wli}} = \frac{\sin \beta_0}{\sin \beta_{wli}}. \quad (3)$$

Це рівняння надалі буде використовуватись для перевірки відповідності параметрів верстатного зачеплення області його існування.

Встановимо спочатку параметри верстатного зачеплення і їх величини, які прийемо за фактори, що визначають правильність верстатного зачеплення. Відомо, що одним з найбільш впливових на процес обкатної обробки і профілювання поверхні зуб'їв оброблюваного колеса є початкова поверхня, її форма і розміри. У гвинтовому евольвентному зачепленні, яким є верстатне зачеплення при шевінгуванні, початковими поверхнями є циліндри, які вписані в горлові перерізи аксоїдів (однопорожнинних гіперболоїдів) колеса і шевера. Якщо врахувати, що геометрія гвинтової евольвентної передачі цілком визначається розміром початкових поверхонь; що при шевінгуванні розміри початкових поверхонь не виходять за межі ланок зачеплення; що початкові поверхні у двох коліс з'являються тільки при утворенні ними кінематичної пари, а також те, що евольвентне зачеплення дозволяє для заданої пари

коліс достатньо великі зміни міжосьової відстані без порушення спряженості зачеплення, то за початкову можна прийняти циліндричну поверхню, яка проходить в межах робочої висоти зуба колеса.

Виходячи з цього, діаметр початкового циліндра колеса визначемо як (рис. 1):

$$d_{w1} = \frac{d_{a1} + d_{p1}}{2},$$

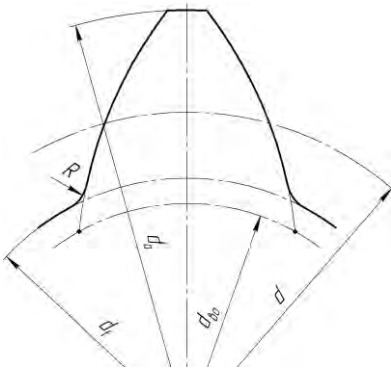


Рисунок 1 – Незмінні діаметри колеса

де  $d_{w1}, d_{a1}, d_{p1}$  – діаметри початковий, вершин і нижніх активних точок

профілю зуб'їв колеса.

Знаючи  $d_{w1}$  можна визначити нормальний початковий кут верстатного зачеплення:

$$\operatorname{tg} \alpha_{nw01} = \operatorname{tg} \alpha_{nw1} \cdot \cos \beta_{w1}, \quad (4)$$

де  $\alpha_{nw01}, \alpha_{nw1}$  – нормальний і торцевий кут верстатного зачеплення;  $\beta_{w1}$  – початковий кут нахилу зуб'їв колеса.



Знаючи кут  $\alpha_{nw01}$  і прийнявши початковий кут нахилу зуб'їв шевера  $\beta_{w0} = \Sigma - \beta_{w1}$ , можна визначити необхідні для подальшого розрахунку кути  $\beta_0, \beta_{e0}, \alpha_{nw0}$ . Особливістю розрахунку на цьому етапі є те, що параметри колеса, шевера і верстатного зачеплення є зв'язаними між собою відповідністю умовам існування зачеплення і його спряженості. Визначених на цьому етапі параметрів шевера достатньо для перевірки умов правильності обробки колеса і роботи шевера.

Умова правильної обробки колеса має вигляд:

$$\alpha_{p12} > \alpha_{p10} > 0, \quad (5)$$

де  $\alpha_{p12}$  і  $\alpha_{p10}$  кути нижньої активної точки профілю зуба колеса в зачепленні робочому і верстатному відповідно.

Записана в кутових величинах умова (5) не потребує додаткових розрахунків і зручніша для аналізу результатів перевірки. З урахуванням того, що умова (5) по суті є умовою відсутності інтерференції у верстатному зачепленні, то кут  $\alpha_{p10}$  можна визначити за формулою [5]:

$$\operatorname{tg} \alpha_{p10} = \operatorname{tg} \alpha_{nw1} - \frac{z_0 \cdot \cos^2 \beta_{e1}}{z_1 \cdot \cos^2 \beta_{e0}} (\operatorname{tg} \alpha_{a0} - \operatorname{tg} \alpha_{tw0}), \quad (6)$$

де параметри з індексом «0» належать шеверу.

При виконанні умови (5) можна переходити до наступної перевірки. В разі порушення умови (5) треба змінювати (збільшувати при  $\alpha_{12} < \alpha_{p10}$  і зменшувати при  $\alpha_{p10} \leq 0$ ) діаметр  $d_{w1}$  початковий і повторювати розрахунки до виконання умови (5).

Друга перевірка на цьому етапі пов'язана з визначенням радіального зазору у верстатному зачепленні в западині колеса. Ця перевірка виконується так, як і це неведено у відомих методиках розрахунку шевера.

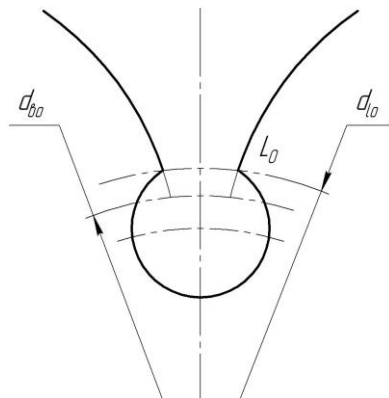


Рисунок 2 – Западини зуба шевера

Параметри сточеного шевера обмежуються положенням граничної точки  $L$  (рис. 2) профілю шевера. Така умова приміняється із-за того, що поверхня дна западини шевера не існує, то точка перетину лінії профілю з окружністю отвору для виходу стружкової канавки є точкою  $L$ , так як вона оброблюється боковою стороною шліфувального круга. Виходячи з того, що точка  $L$  не повинна належати основній окружності шевера, діаметр граничних точок приймається:

$$d_{ioc} = d_{a0} + 2a, \quad (7)$$

де  $a = 2 \dots 4$  мм в залежності від модуля шевера.

Прийнявши діаметр вершин зуб'їв сточеного шевера  $d_{a0c} = d_{l0c} + 4m_n h_a^*$ , можна початковий діаметр сточеного шевера прийняти  $d_{w0l} = 0,5(d_{a0c} + d_{l0c})$ , торцевий початковий кут профілю  $\cos \alpha_{l0c} = d_{e0} / d_{w0lc}$ , і кут профілю в точці  $L$   $\cos \alpha_{l0c} = d_{e0} / d_{l0c}$ . За цими даними визначається:

$$\operatorname{tg} \alpha_{p01} = \operatorname{tg} \alpha_{w0} - \frac{z_1 \cdot \cos^2 \beta_{e0}}{z_0 \cdot \cos^2 \beta_{e1}} (\operatorname{tg} \alpha_{a1} - \operatorname{tg} \alpha_{tw1}), \quad (8)$$

де  $\alpha_{p01}$  – кут профілю шевера в нижній активній точці.

Повинно  $\alpha_{p12} > \alpha_{p10}$ . Якщо умова не виконується, то, змінюючи  $d_{l0c}$ , підбирають величину його так, щоб умова виконувалась.

Решат параметрів шевера, необхідні при його виготовленні, контролі та експлуатації, визначаються за відомими правилами і нормами.

Таким чином з наведеного витікають такі висновки:

1. Запропонований спосіб визначення параметрів нового і сточеного шевера через визначення початкового діаметра колеса і шевера у верстатних зачепленнях дозволяє врахувати вплив параметрів верстатного зачеплення на точність обробки.
2. Зменшується обсяг обчислення завдяки використанню за критерії існування верстатного зачеплення кута профілю у відповідних точках профілю, зуба колеса і шевера.
3. При перевірках правильності розрахунків спрощується визначення напрямку зміни впливових параметрів.

**Список використаних джерел:** 1. Гулида Э.Н. Технология отделочных операций зубообработки цилиндрических колес. – Львов: Вища школа, 1977. – 168с. 2. Калашников С.Н. Шевингование зубчатых колес / С.Н.Калашников, А.С. Калашников. – М.: Высшая школа, 1985. – 272с. 3. Петрухин С.С. Классификация видов шевингования в области технологии машиностроения / С.С. Петрухин, Н.Т.Ананьев // Прогрессивная технология машиностроения. – Тула: ТулПИ, 1970. – Вып. IV. – С.71–77. 4. Надеин В.С. Механизм возникновения и развития погрешностей зубчатого венца при шевинговании / В.С. Надеин, Хамдан Мухаммед // Проблемы автоматизации и энергообеспечения в машиностроении. Сб. статей. – Кировоград, 1995. – С.61–66. 5. Хамдан Мухаммед. Определение погрешности зубчатого венца по проходам при шевинговании // Проблеми розробки, виробництва та експлуатації сільськогосподарської техніки. Зб. наук. пр. – Кировоград, 1995. – С.97–100. Б.И. Шендрей. – М.: Машиностроение, 1981. – 104с.

Надійшла в редакцію 11.06.2012

В.Г. Нечепаяв, д-р техн. наук, М.С. Мышов, Донецк, Украина

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛОВЫХ ФАКТОРОВ ПОВТОРНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА С ОТДЕЛЕННОЙ СТРУЖКОЙ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ ПРОФИЛЬНЫХ ПАЗОВ

*На основі теоретичних положень механіки пружних деформівних систем розроблено математичне забезпечення для визначення силових факторів, діючих на різальний інструмент при повторній взаємодії з відокремленою стружкою при фрезеруванні профільних пазів. Ці силові фактори визначають відповідну деформацію різального інструменту та зв'язану з нею похибку обробки.*

*На основе теоретических положений механики упругих деформированных систем разработано математическое обеспечение для определения силовых факторов, воздействующих на режущий инструмент при повторном взаимодействии с отделенной стружкой при фрезеровании профильных пазов. Данные силовые факторы определяют соответствующую деформацию режущего инструмента и связанную с ней погрешность обработки.*

*The mathematical support was developed on a basic of the theoretical mechanics conditions of elastic deformed system for determination of the force factors which is influence on cutting tool when repeated chip interaction when milling of profile slots. This force factors determine conforming cutting tool deformation and processing error connected with it deformation.*

**Введение.** Профильные пазы вследствие ограниченности пространства для размещения отделенной стружки являются весьма нетехнологичными элементами конструкций. При этом они составляют значительную часть общего объема металлообработки в процессе изготовлении станочного и других видов оборудования. Широкое применение и нетехнологичность конструкции таких пазов определяет актуальность поиска путей повышения точности их изготовления.

В [1] показано, что погрешность обработки профильного паза  $\omega$

$$\omega = \omega^{рез} + \omega^{рез.стр.}, \quad (1)$$

где  $\omega^{рез}$  – погрешность вследствие упругих деформаций режущего инструмента, вызванных отделением стружки;

$\omega^{рез.стр.}$  – погрешность вследствие упругих деформаций режущего инструмента, вызванных повторным взаимодействием зубьев фрезы с отделенной стружкой.

В настоящее время не установлены методики, математическое и программное обеспечение и т.д. для прогнозирования расчетным методом значений и закономерностей изменения величины  $\omega^{рез.стр.}$ .

Целью настоящей работы является разработка математического обеспечения для определения силовых факторов, воздействующих на режущий инструмент в процессе его повторного взаимодействия с отделенной стружкой. Указанные факторы определяют соответствующую деформацию режущего инструмента и связанную с ней погрешность обработки.

**Основная часть.** Для изучения процесса повторного взаимодействия элементов стружки с режущим инструментом выполнены экспериментальные исследования в представительных условиях с обработкой стальных заготовок Т-образной фрезой  $\varnothing 21$  мм [2].

Полученная стружка была классифицирована на пять групп в соответствии с характером ее деформирования в процессе повторного взаимодействия с режущим инструментом. Выполнена схематизация процесса деформирования и составлены расчетные схемы для определения силовых факторов, воздействующих на инструмент в этом процессе (рис. 1).

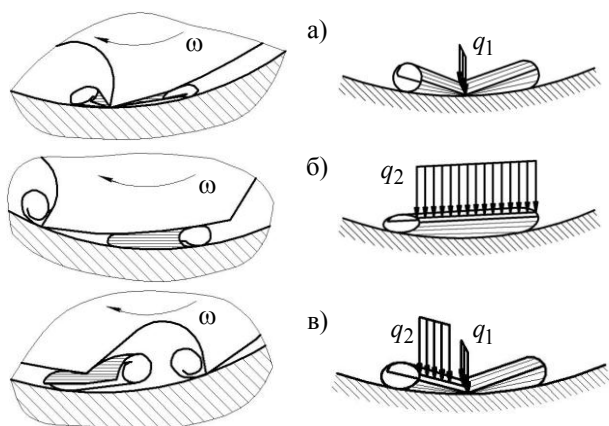


Рисунок 1 – Схематизация процесса деформирования и расчетные схемы для определения деформации элементов стружки: а) в поперечном сечении; б) в продольном сечении; в) одновременно в поперечном и продольном сечениях

Применительно к схеме (рис.1, а) представим элемент стружки в виде балки постоянной изгибной жесткости  $EI$ , нагруженной сосредоточенной поперечной силой [3]. Балка находится на сплошном упругом основании Винклера, одинаково работающем на сжатие и растяжение (рис. 2).

Реакция упругого основания на балку направлена в сторону, противоположную направлению

прогиба, она пропорциональна прогибу и характеристике основания (коэффициенту постели  $\bar{k}$  - реакции основания, возникающей при единичном смещении единичного участка балки). Поэтому в расчете балки на упругом основании, кроме приложенной внешней нагрузки нужно учитывать интенсивность отпора упругого основания  $p(x) = -\bar{k}y(x)$ .

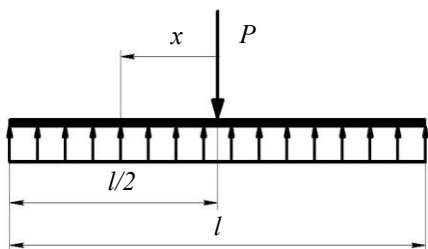


Рисунок 2 – Балка на упругом осно-

В качестве исходной зависимости принимаем дифференциальное уравнение изогнутой оси балки

$$\frac{d^2 y(x)}{dx^2} = \frac{M(x)}{EI},$$

которое после двойного дифференцирования принимает вид

$$\frac{d^4 y(x)}{dx^4} = \frac{q(x)}{EI}.$$

Для участка балки  $x \in \left[0; \frac{l}{2}\right]$  (рис. 2), на котором отсутствует внешняя нагрузка, остается лишь отпор упругого основания  $p(x) = -\bar{k}y(x)$  и уравнение (3) является однородным

$$\frac{d^4 y(x)}{dx^4} + \frac{\bar{k}}{EI} y(x) = 0. \quad (4)$$

Введем безразмерную координату  $\xi = x/L$ . Тогда уравнение (4) принимает вид

$$\frac{d^4 y}{d\xi^4} + \frac{\bar{k}L^4}{EI} y = 0 \quad (5)$$

или

$$\frac{d^4 y}{d\xi^4} + 4y = 0, \quad (6)$$

где характеристика балки на упругом основании обозначена параметром

$$L = \sqrt[4]{4 \frac{EI}{\bar{k}}}. \quad (7)$$

В соответствии с [4] элемент стружки можно представить в виде тонкостенной цилиндрической оболочки, для которой выполняется соотношение  $\delta/D_0 < 0.1$ , где  $\delta$  - толщина оболочки,  $D_0$  - внешний диаметр цилиндрической оболочки. Дифференциальное уравнение изгиба оболочки при полярно симметричной нагрузке имеет вид [3]

$$\frac{d^4 w}{dx^4} + \frac{4\beta^4}{R^4} w = 0, \quad (8)$$

где  $\beta$  - геометрическая характеристика оболочки;

$w$  - прогиб оболочки;  
 $x$  - координата вдоль оболочки;  
 $R = 0.5D_0$  - радиус оболочки.

Сравнивая уравнение (8) с уравнением (5) устанавливаем зависимость между балочным параметром  $L$  и характеристикой оболочки  $\beta$  в виде

$$L = \frac{R}{\beta}. \quad (9)$$

Следовательно, для цилиндрической оболочки можно использовать расчетные уравнения балки на упругом основании, заменив изгибную жесткость балки  $EI$  на цилиндрическую жесткость  $D$ .

Представляя решения уравнения (6) в виде  $y(\xi) = Ce^{n\xi}$ , получим

$$y(x) = C_1 e^{\xi} e^{\xi \cdot i} + C_2 e^{-\xi} e^{-\xi \cdot i} + C_3 e^{\xi} e^{-\xi \cdot i} + C_4 e^{-\xi} e^{\xi \cdot i}. \quad (10)$$

Так как расстояние от нагрузки до конца балки больше  $\frac{3}{2}\pi l$ , то, в соответствии с [3] внешняя нагрузка  $P$  не распространяется на всю балку, а условия нагружения концов балки не повлияют на ее напряженно-деформированное состояние (полубесконечная балка). На достаточно большом расстоянии от места нагружения, то есть при больших значениях аргумента  $\xi$ , все силовые и деформационные факторы должны убывать и устремляться к нулю. Это значит, что в (10) нужно учитывать только слагаемые, содержащие  $e^{-\xi}$ , то есть

$$y(x) = AT(\xi) + BV(\xi), \quad (11)$$

где  $T(\xi)$ ,  $V(\xi)$  - затухающие функции

$$T(\xi) = e^{-\xi} \cos \xi; \quad V(\xi) = e^{-\xi} \sin \xi.$$

Последовательным дифференцированием уравнения (11) получаем уравнения углов поворота, изгибающего момента и поперечной силы

$$\theta(x) = \frac{\beta}{R} (-AW(\xi) + BU(\xi)), \quad (12)$$

$$M(x) = \frac{2D\beta^2}{R^2} (AV(\xi) - BT(\xi)), \quad (13)$$

$$Q(x) = \frac{2D\beta^3}{R^3} (AU(\xi) + BW(\xi)), \quad (14)$$

где  $W(\xi)$ ,  $U(\xi)$  - затухающие функции, соответственно

$$W(\xi) = e^{-\xi} (\cos \xi + \sin \xi); \quad U(\xi) = e^{-\xi} (\cos \xi - \sin \xi).$$

Приняв начало координат в точке приложения силы, получаем  $\theta_0 = 0, P_0 = -\frac{P}{2}$ .

Подставляя начальные условия в уравнения (12) и (14), получаем

$$A = B = -\frac{PR^3}{2 \cdot 2 \cdot 2D\beta^3} = -\frac{PR^3}{8D\beta^3}.$$

Тогда уравнения (11), (12), (13) и (14) для определения прогибов, углов поворотов, изгибающих моментов и поперечных сил принимают вид

$$y(x) = -\frac{PR^3}{8D\beta^3}(T(\xi) + BV(\xi)) = -\frac{PR^3}{8D\beta^3}e^{-\xi}(\cos \xi - \sin \xi); \quad (15)$$

$$\theta(x) = \frac{\beta}{R} \frac{PR^3}{8D\beta^3}(W(\xi) - U(\xi)) = \frac{PR^2}{4D\beta^2}e^{-\xi} \sin \xi; \quad (16)$$

$$M(x) = \frac{2D\beta^2}{R^2} \left( \frac{PR^3}{8D\beta^3}(T(\xi) - V(\xi)) \right) = \frac{PR}{4\beta}e^{-\xi}(\cos \xi - \sin \xi); \quad (17)$$

$$Q(x) = -\frac{P}{4}(U(\xi) + W(\xi)) = -\frac{P}{2}e^{-\xi} \cos \xi. \quad (18)$$

Графическая интерпретация зависимостей (17) и (18) приведена на рис.3 и рис.4.

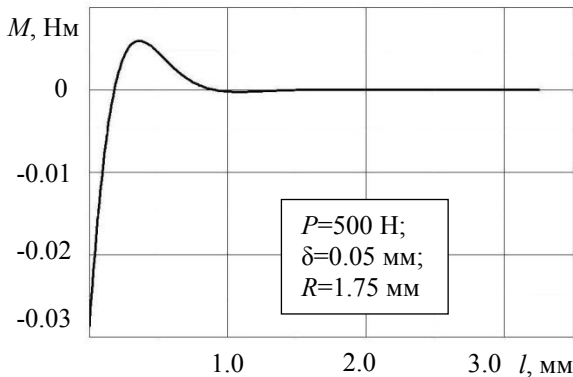


Рисунок 3 – График зависимости изгибающего момента от длины стружки

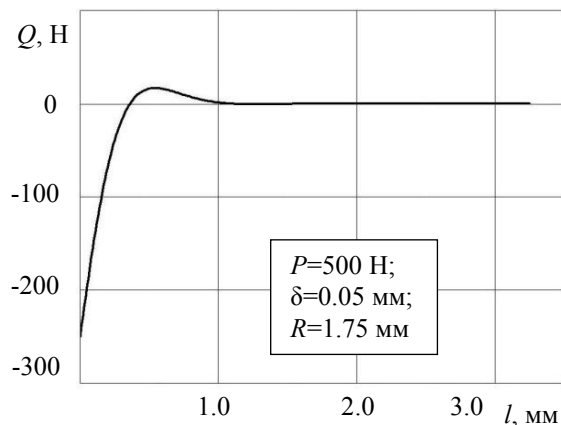


Рисунок 4 – График зависимости поперечной силы от длины стружки

Для получения уравнений вида (15) - (18) применительно к схемам (рис.1, б и рис.1, в) необходимо внести соответствующие уточнения.

### Выводы.

1. На основе математического аппарата одного из разделов механики упругих деформированных систем - балки на упругом основании - разработано математическое обеспечение для определения силовых факторов (изгибающих моментов и поперечных сил), воздействующих на режущий инструмент при повторном взаимодействии фрезы с отделенной стружкой в процессе фрезерования Т-образных профильных пазов.

2. Значение и характер изменения указанных силовых факторов позволяют определить соответствующие деформации режущего инструмента и связанные с ними погрешности обработки.

**Список использованных источников:** 1. Нечепаяев В.Г. Постановка задачи повышения точности обработки профильных пазов/ Нечепаяев В.Г., Гнидько А.Н., Мышов М.С.// Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2011. – Вып. 79. – С.184-191. 2. Нечепаяев В.Г. Анализ повторного взаимодействия стальной стружки с инструментом при фрезеровании профильных пазов/ Нечепаяев В.Г., Гнидько А.Н., Мышов М.С.// Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов. – Краматорск, вып. №28, 2011. – С. 32-38. 3. Механіка пружних деформованих систем. Частина 1. Напружено-деформований стан стержнів: Навчальний посібник/ Ф.Л.Шевченко. – Донецьк: ДонНТУ, 2006. – 293 с. 4. Бидерман В.Л. Механика тонкостенных конструкций. Статика. – М., Машиностроение, 1977. – 488 с.

Поступила в редколлегию 15.06.2012



Ю.К. Новоселов, д-р техн. наук, В.Б. Богуцкий, Севастополь, Украина

## АНАЛИЗ СВЯЗИ ИЗНОСА ИНСТРУМЕНТА С ИЗНОСОМ АБРАЗИВНЫХ ЗЕРЕН

*Наведено аналіз динаміки зносу одиничних абразивних зерен в зоні контакту на прикладі круглого зовнішнього шліфування.*

*Приведен анализ динамики износа единичных абразивных зерен в зоне контакта на примере круглого наружного шлифования.*

*An analysis of the dynamics of individual abrasive grains wear in the contact area on the example of a circular external grinding.*

Введение. Механизм износа единичных абразивных зерен и явления, возникающие при контакте зерна с материалом, наиболее детально изучены в работах Т.Н. Лолодзе, Г.В. Бокучавы, Н.И. Богомолова и ряда других исследователей [1,2,3]. Однако кинетика процесса износа единичных абразивных зерен в большинстве работ не рассматривалась, что не позволяет прогнозировать работу единичного зерна и, как следствие, прогнозировать работоспособность шлифовального круга. Для описания работы абразивных зерен весьма перспективным является использование динамических теоретико-вероятностных моделей процесса шлифования.

Цель работы: изучить связь закономерностей износа абразивных зерен с износом шлифовального круга для условий круглого шлифования.

Износ абразивного зерна происходит в зоне контакта, которая возникает при сближении инструмента и заготовки. Зона контакта при круглом шлифовании представляет собой, в геометрическом изображении, форму двух сегментов (рисунок 1, а), однако, действительная форма зоны контакта отличается от её геометрического изображения в связи с тем, что в результате контакта абразивных зерен с материалом обрабатываемой детали её радиус уменьшается на величину радиального съема  $\Delta r$ , радиус шлифовального круга – на величину его радиального износа  $\Delta R$ , а на поверхности остается слой шероховатости. Упругие и температурные деформации элементов технологической системы изменяют глубину микрорезания, под действием сил возникающих при микрорезании абразивные зерна утапливаются в связку инструмента и линия, ограничивающая зону контакта со стороны материала, будет смещаться к центру вращения круга.

Абразивные зерна на рабочей поверхности круга расположены на различной глубине  $u_i$  от условной наружной поверхности инструмента и их работа зависит от длины траекторий движения в зоне контакта и условий кон-

такта с обрабатываемым материалом. До входа в зону обрабатываемая поверхность имеет определенный микрорельеф, образовавшийся на предыдущей операции или при выполняемом процессе шлифования. Единичное зерно при шлифовании, проходя зону контакта, может срезать материал, если попадает на один из выступов шероховатости поверхности, или не срезать его, если попадет в одну из впадин шероховатости. При встрече зерна с выступом увеличивается доля удаленной части материала, а если зерно попадает во впадину – материал не снимается, но вероятность контакта увеличивается. В каждой точке зоны контакта условия контакта абразивного зерна с материалом отличаются.

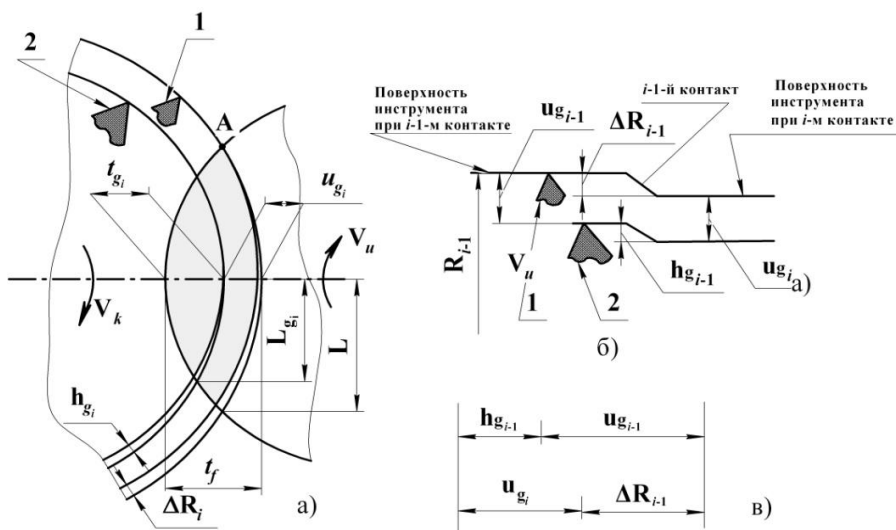


Рисунок 1 – Схема к расчету пути резания единичного абразивного зерна

Активная работа зерна проявляется после того, как оно начнет проходить через зону контакта. Глубина резания  $t_{g_i}$  единичным абразивным зерном, которое расположено на расстоянии  $u_{g_i}$  от условной наружной поверхности инструмента (рисунок 1, а), в основной плоскости, проходящей через центр детали и центр шлифовального круга, для любого  $i$ -го контакта инструмента с заготовкой равна

$$t_{g_i} = t_{f_i} - u_{g_i} \quad (1)$$

где  $t_{fi}$  – максимально возможная (номинальная) глубина микрорезания абразивными зернами в плоскости, проходящей через оси вращения круга и заготовки (основная плоскость).

При движении в зоне контакта, глубина микрорезания  $t_{gi}(z)$  определяется из соотношения [5]

$$t_{gi}(z) = t_{gi} - z^2 / D_3. \quad (2)$$

где  $D_3$  – эквивалентный диаметр  $D_3 = \frac{D_{kp} \cdot d_o}{D_{kp} + d_o}$ ,  $D_{kp}$  – диаметр шлифовального круга,  $d_o$  – диаметр детали.

Контактируя с деталью, зерно пересекает разные уровни её поверхности  $y_j$  и в зависимости от ее состояния, соотношение удаленного и не удаленного материала различно. При движении в зоне контакта величина  $y_j$  увеличивается от 0 до  $t_{gi}$  и затем снижается до 0 (рисунок 2), соответственно различна и вероятность контакта вершины зерна с обрабатываемым материалом  $P_k$ .

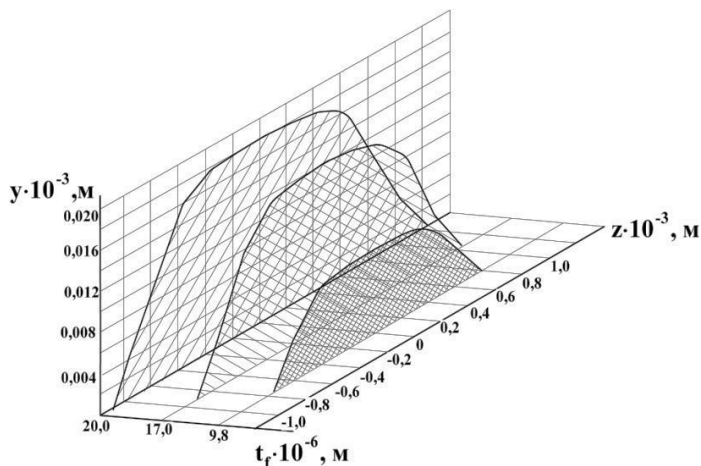


Рисунок 2 – Изменение величины  $y_j$  при движении абразивного зерна в зоне контакта ( $u = \text{const}$ ).

Для определения величины  $y$  рассмотрим  $j$ -й контакт обрабатываемой поверхности и инструмента (рисунок 3). Расстояние от верхней границы слоя шероховатости до фиксированного уровня при выполнении  $j$ -го контакта равно  $y_j$ , при выполнении  $j - 1$ -го контакта –  $y_{j-1}$ , при выполнении  $j - 2$ -го –

$y_{j-2}$ , при выполнении  $j-i$ -го -  $y_{j-i}$ . Вследствие наличия микрорезания, после выхода из зоны контакта, радиус заготовки уменьшается на величину радиального съема материала  $\Delta r$ . Тогда согласно схеме на рисунке 3: для  $j-1$ -го контакта -  $y_{j-1} = y_j + \Delta r_{j-1}$ ; для  $j-2$ -го -  $y_{j-2} = y_j + \Delta r_{j-1} + \Delta r_{j-2}$ ; для  $j-3$ -го -  $y_{j-3} = y_j + \Delta r_{j-1} + \Delta r_{j-2} + \Delta r_{j-3}$ ; для  $j-i-1$ -го контакта -

$$y_{j-i-1} = y_j + \sum_{k=j-1}^j \Delta r_k.$$

Обрабатываемый материал на уровне  $y_j$  будет удаляться только при тех контактах, для которых глубина микрорезания больше расстояния до уровня  $y_{j-i}$ , т.е. соблюдается условие:  $t_{f-1} \geq y_{j-i}$ .

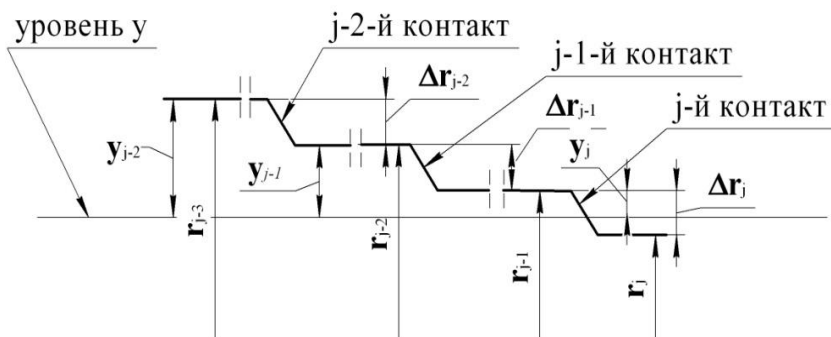


Рисунок 3 – Расчетная схема для определения величины  $y$ .

Проанализируем работу двух абразивных зерен при  $i-1$ -м контакте круга с заготовкой, вершина первого из них находится на условной рабочей поверхности инструмента, а вершина второго расположена на расстоянии  $u_{gi}$  по глубине инструмента (рисунок 1, а). Вполне очевидно, что при одном контакте износ первого зерна  $h_{g1}$  будет больше износа второго  $h_{g2}$ , так как длина его траектории движения  $2L_{g1}$  и глубина микрорезания  $t_{g1}$  в зоне контакта больше. Кроме того, вероятность контакта его вершины с материалом так же больше.

На рисунке 1, б показана развертка условной наружной поверхности инструмента. Условная наружная поверхность инструмента до  $i-1$ -го контакта описывается радиусом  $R_{i-1}$  и, соответственно, расстояние между первым и вторым зернами равно  $u_{gi-1}$ . После  $i-1$ -го контакта, с учетом радиального износа инструмента  $\Delta R_{i-1}$ , условная наружная поверхность описывается ра-

диусом  $R_i$ . Расстояние между первым и вторым зернами уменьшилось и теперь равно  $u_{g_i}$ . Согласно рисунку 1, б можно построить размерную цепь, показанную на рисунке 1, в.

Для  $i$ -го контакта, как следует из размерной цепи (рисунок 1, в)

$$u_{g_i} = u_{g_{i-1}} + h_{g_{i-1}} - \Delta R_{i-1} \quad (3)$$

где  $u_{g_{i-1}}$  и  $u_{g_i}$  – координаты вершины зерна до  $i-1$ -го и  $i$ -го контактов;  $\Delta R_{i-1}$  и  $h_{g_{i-1}}$  – радиальный износ круга и износ вершины зерна при выполнении  $i-1$ -го (до начала  $i$ -го) контакта.

Подставим значение  $u_{g_i}$  из уравнения (3) в уравнение (1).

$$t_{g_i} = t_{f_i} - u_{g_i} = t_{f_i} - u_{g_{i-1}} - h_{g_{i-1}} + \Delta R_{i-1} \quad (4)$$

Глубину микрорезания  $t_{f_i}$  при  $i$ -м контакте можно определить как

$$t_{f_i} = t_{f_{i-1}} + \Delta t_{f_i} \quad (5)$$

где  $\Delta t_{f_i}$  – изменение глубины микрорезания при  $i$ -м контакте.

Согласно уравнения (1)

$$t_{f_{i-1}} = t_{g_{i-1}} + u_{g_{i-1}} \quad (6)$$

Тогда уравнение (5) можно записать в виде

$$t_{f_i} = t_{g_{i-1}} + u_{g_{i-1}} + \Delta t_{f_i} \quad (7)$$

Перепишем уравнение (4) с учетом значения  $t_{f_i}$ , полученного в уравнении (7)

$$t_{g_i} = t_{g_{i-1}} + \Delta t_{f_i} - h_{g_{i-1}} + \Delta R_{i-1} \quad (8)$$

Разностное уравнение (8) устанавливает связь износа абразивного инструмента  $\Delta R_{i-1}$  с износом единичных абразивных зерен  $h_{g_{i-1}}$  при различных режимах обработки (параметры  $t_{g_{i-1}}$  и  $\Delta t_{f_i}$ ).

В стадии установившегося износа обычно принимается, что размерный износ инструмента пропорционален величине относительного износа  $h_0$  и пути резания  $L_{pez}$ . Величина относительного износа  $h_0$  зависит от марок инструментального материала и обрабатываемой детали и по данным [1, 4] пропорциональна глубине микрорезания  $h_{g_0} = K_h t_{g_i}$ , где  $K_h$  – коэффициент пропорциональности, соответственно, для размерного износа единичного абразивного зерна можно записать

$$h_{g_i} = h_{g_0} L_{pez} = K_h t_{g_i} L_{pez}. \quad (9)$$

Длина пути резания единичным абразивным зерном  $L_{рез}$  не равна длине траектории движения. Так, абразивное зерно, наиболее удаленное от центра вращения круга, может контактировать с материалом либо в точке А, либо значительно ближе к линии центров. Для абразивных зерен, находящихся ближе к центру вращения круга, контакт с материалом при  $i$ -м обороте круга вообще может не наблюдаться, если абразивное зерно попадет во впадину микронеровностей. Действительное значение  $L_{рез}$  может быть установлено только на основе анализа вероятности контакта вершин зерен с материалом.

Вероятность контакта вершины абразивного зерна с материалом  $P_k$  в любой точке зоны контакта определяется вероятностью неудаления материала  $P(\overline{M})$  [4]

$$P_k = 1 - P(M) = P(\overline{M}),$$

где  $P(M)$  – вероятность удаления материала.

Суммарная длина пути резания зависит от длины траектории движения абразивных зерен в зоне контакта и вероятности контакта и на  $i$ -м обороте круга определяется по уравнению

$$L_{рез} = \int_{-L_{gi}}^{L_{gi}} P_k dz, \quad (10)$$

а зависимость для расчета износа абразивного зерна будет иметь вид

$$h_{gi} = \int_{-L_{gi}}^{L_{gi}} K_h t_{gi} P(\overline{M}) dz, \quad (11)$$

где  $L_{gi}$  – расстояние от основной плоскости до точек входа в зону и выхода из зоны абразивного зерна при  $i$ -м контакте круга с деталью, определяется

$$\text{как } L_{gi} = \sqrt{t_{gi} D_3}.$$

Как показано в работе [4], вероятность неудаления материала на уровне  $y$  (рис.1, в) рассчитывается по зависимости

$$P(\overline{M}) = e^{-a_0 - a_1 - a_2 - \dots - a_{j-1} - a_j(y)}, \quad (12)$$

где  $j$  – номер контакта рассматриваемого участка поверхности детали с абразивным зерном,  $a_0$  – показатель, определяющий исходное состояние поверхности,  $a_1, a_2, \dots, a_{j-1}, a_j(y)$  – показатели, характеризующие изменение вероятности удаления материала после первого, второго и т.д. контактов с рассматриваемого участка поверхности детали с кругом.

При принятых значениях  $m = 0,5$  и  $\chi = 1,5$  ( $m$  – показатель степенной зависимости при расчете ширины профиля вершины зерна,  $\chi$  – показатель степенной зависимости при расчете распределения режущих кромок активных зерен по глубине рабочей поверхности инструмента [6]) вероятность контакта абразивных зерен с обрабатываемым материалом определяется по зависимости [7]

$$P_k = P(\bar{M}) = \exp \left\{ - \frac{\pi K_c \sqrt{2\rho_g} (V_k \pm V_u) n_g}{V_u H_u^{3/2}} \times \left[ \frac{2}{5} \sqrt{D_s} \sum_{i=2}^n (t_f - y_j - i\Delta r)^{5/2} + \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{3}{8} (t_f - y_j - \Delta r)^2 \left( z - \frac{2z^3}{3L_{y_j}^2} + \frac{z^5}{5L_{y_j}^4} + \frac{8}{15} L_{y_j} \right) \right] \right\} \quad (13)$$

где  $K_c$  – коэффициент стружкообразования, который учитывает, что не весь материал удаляется из объема риски, а часть его вытесняется и образует по краям риски навалы;  $V_k$  – скорость круга;  $V_u$  – скорость детали;  $n_g$  – количество вершин зерен на единицу поверхности рабочего слоя круга;  $\rho_g$  – радиус округления при вершине зерна;  $H_u$  – величина слоя рабочей поверхности круга по глубине, в пределах которого подсчитывается число абразивных зерен;  $L_{y_j}$  – расстояние от основной плоскости до пересечения уровня  $y_j$  с условной наружной поверхностью инструмента,  $L_{y_i} = \sqrt{(t_f - y_j) D_s}$ .

Обрабатываемый материал на уровне  $y_j$  будет удаляться только при выполнении тех касаний, для которых глубина микрорезания больше расстояния до уровня  $y_{j-i-1}$ , т.е. соблюдается условие  $t_{fj-i} \geq y_{j-i-1}$ . Если  $t_{fj-i} < y_{j-i-1}$ , то материал на наблюдаемом уровне не удаляется и слагаемое

$$\sum_{i=2}^n (t_f - y_j - i\Delta r)^{5/2}$$

при вычислениях уравнения (13) приравняется к нулю.

На рисунке 4 приведены результаты расчетов вероятности контакта абразивных зерен с обрабатываемым материалом образцов из закаленной стали диаметром 50 мм кругами из электрокорунда белого зернистостью 25 при скорости круга  $V_k = 35 \text{ м/с}$ , скорости детали  $V_u = 0,2 \text{ м/с}$ .

Анализ вероятности контакта вершины абразивного зерна с материалом показывает, что для наиболее удаленного от центра круга зерна при движении от точки входа в зону к основной плоскости, проходящей через центр

детали и центр шлифовального круга, наблюдается увеличение вероятности контакта. В основной плоскости она становится равной единице. При движении от основной плоскости к точке выхода вероятность снижается от единицы до нуля. Для зерен, расположенных на расстоянии  $u_g$  от условной наружной поверхности инструмента, кривые имеют более плавный характер, у них нет столь выраженного линейного участка в области основной плоскости, при всех значениях  $z$  вероятность меньше единицы. Все кривые расположены внутри кривой  $u_g = 0$  и имеют меньшую протяженность, максимум всех кривых смещен в сторону отрицательных значений  $z$  и уменьшается по величине с увеличением  $u_{gi}$ .

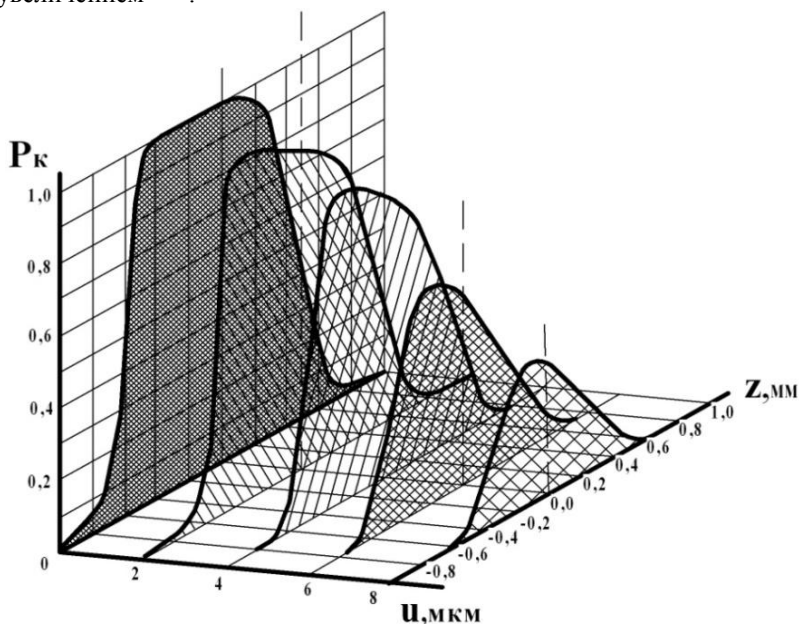


Рисунок 4 – Вероятность контакта вершины зерна с обрабатываемым материалом

Численное решение интеграла (10) и разностного уравнения (8) по методу Симпсона получено на ПК для случая шлифования образцов из закаленной стали диаметром 50 мм кругами 1-300x20x127 24А 25-Н СМ2 Б. Скорость круга при расчетах была принята равной 35 м/с, скорость детали – 0,2 м/с. Результаты расчетов приведены на рисунках 5 и 6.



длина пути резания, с увеличением числа контактов поверхности инструмента с обрабатываемой деталью увеличивается. Кривые отображают динамику работы зерна в круге, начиная с момента его активизации. При первых 100...200 касаниях вероятность контакта абразивного зерна с металлом и длина пути резания практически равны нулю, вершина зерна не изнашивается, глубина микрорезания увеличивается почти пропорционально  $i = v_k \tau$ . С увеличением глубины микрорезания абразивное зерно все дальше проникает в зону резания, увеличивается вероятность его контакта с обрабатываемым материалом и длина пути резания. Вершина зерна начинает более интенсивно изнашиваться, её продвижение по глубине замедляется. При дальнейшем увеличении времени работы инструмента размерный износ вершины зерна на  $i - m$  касании все более приближается к величине радиального износа круга, а приращение глубины микрорезания стремится к нулю. Цикл активной работы зерна заканчивается при его разрушении под действием сил и температур, возникающих при микрорезании.

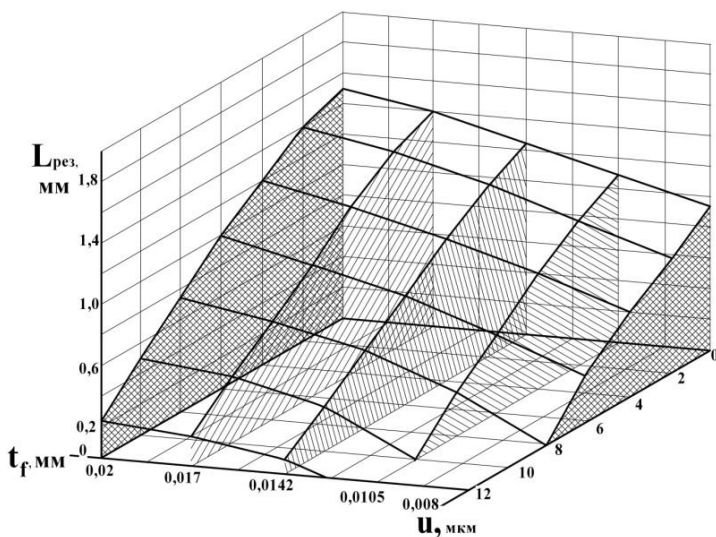


Рисунок 5 – Длина пути резания единичным абразивным зерном

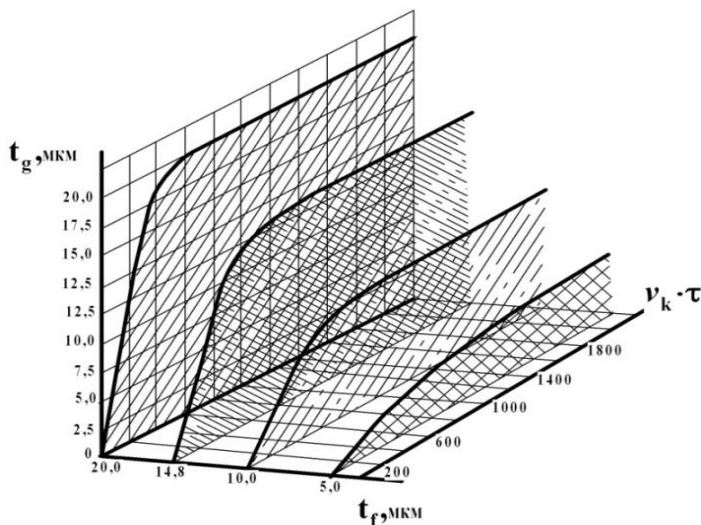


Рисунок 6 – Влияние числа контактов круга с деталью на глубину микрорезания абразивным зерном при шлифовании закаленной стали

**Выводы.** Полученные зависимости описывают динамику износа единичных абразивных зерен в условиях работы инструмента в режиме затупления. Износ зерен непрерывно увеличивается, затупившиеся вершины перестают резать, что приводит к снижению производительности процесса. для дальнейшего развития необходимо обеспечить самозатачиваемость шлифовального круга, что является задачей дальнейших исследований.

**Список использованных источников:** 1.Износ алмазов и алмазных кругов/Т.Н.Поладзе, Г.В.Бокучава. – М.: Машиностроение, 1967. – 113 с. 2.Багдасарян К.А. О работоспособности шлифовальных кругов и работе шлифования. - В кн.: Основные вопросы высокопроизводительного шлифования. М.,Машгиз,1960, С.161-170. 3.Богомолов Н.И. Роль прочности абразива и механизм саморегулирования в процессах абразивной обработки /Н.И. Богомолов// Физико-химические явления при шлифовании. Киев: АН УССР, 1976. С.32-40. 4.Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке /Ю.К.Новоселов. – Саратов : Изд-во Саратовского ун-та., 1979. – 232с. 5.Братан С.М. Взаимосвязь перемещений в технологической системе при чистовом и тонком шлифовании / С.М.Братан, Ю.К.Новоселов, Д.Е.Сидоров //Оптимизация производственных процессов: Сб. науч. тр. - Вып.8 - Изд-во СевНТУ Севастополь, 2005 С.79-85. 6.Худобин Л.В. Анализ геометрии абразивного зерна / Л.В.Худобин // Труды Ульяновского политехн. ин-та. – Ульяновск, 1966 – Вып. 1. – С. 19 – 27. 7.Новоселов Ю.К. Износ абразивных зерен в круге при шлифовании заготовок/ Ю.К.Новоселов, В.Б.Богущий, // «ВЕСТНИК СевНТУ серия «Машиноприладобудування та транспорт » Сб. науч. тр. - Вып.128 - Изд-во СевНТУ Севастополь, 2012.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

Е.К. Посвятенко, д-р техн. наук, Н.І. Посвятенко, канд. техн. наук, Київ,  
Р.В. Будяк, Вінниця, Україна

## **ОСОБЛИВОСТІ МЕХАНІКИ РІЗАННЯ МАТЕРІАЛІВ, ЗМІЦНЕНИХ ХОЛОДНОЮ ДЕФОРМАЦІЄЮ**

*Встановлено, що нарiст, який виникає при рiзаннi металевих матерiалiв, має виключно деформацiйну природу. Визначено, що основним способом управлiння наростотворенням є попереднє холодне деформацiйне змiцнення оброблюваного матерiалу. Запропоновано схему взаємозв'язку явищ при рiзаннi металу, змiцненого холодною деформацiєю. Отриманi результати можуть бути використанi у процесах виготовлення деталей типу гiльз iз високим рiвнем службових властивостей.*

*Показано, что нарост, возникающий при резании металлических материалов, имеет исключительно деформационную природу. Определено, что основным способом управления образованием нароста является холодное деформационное упрочнение обрабатываемого материала. Предложено схему взаимосвязи явлений при резании металла, упрочненного холодной деформацией. Полученные результаты могут быть использованы в процессах изготовления деталей типа гильз с высоким уровнем служебных свойств.*

*It is shown that the outgrowth arising at cutting of metal materials, has exclusively deformation nature. It is defined that the main way of management of formation of an outgrowth is cold deformation hardening of a processed material. It is offered the scheme of interrelation of the phenomena when cutting the metal strengthened by cold deformation. The received results can be used in processes of manufacturing of details such as sleeves with high level of office properties.*

**Стан питання. Постановка завдань дослідження.** Фізика та механіка обробки металевих матеріалів різанням вивчались фахівцями з цього напрямку технічних наук, починаючи практично з перших досліджень в середині ХІХ сторіччя. Відтоді і аж до кінця 20-х років ХХ ст., коли було створено принципово новий інструментальний матеріал – металокерамічні тверді сплави, науковці мали у своєму розпорядженні дослідницькі стенди на базі низькошвидкісних токарних та стругальних верстатів; перші прилади і методики: ще недосконалі динамометри, оптичні мікроскопи (Kurrein – 1905 р., Усачов – 1914 р.), штучні та комбіновані термопари, калориметри, мікроаналіз, статистичний аналіз результатів експериментів тощо; а також, що надзвичайно важливо, – стальний різальний інструмент. Оброблюваним матеріалом (ОМ) служили мало- та середньовуглецеві сталі, свинець, бронза і латунь. Тому результати тогочасних ретельно виконаних досліджень стосувались переважно низькошвидкісних і низькотемпературних (150–500 °С) процесів різання, тобто таких, що супроводжувались обов'язковим наростотворенням. Я.Г. Усачов, який розпочинав свою дослідницьку діяльність у Катеринославському вищому гірничому училищі в Україні, уперше вірно вказав на природу виникнення наросту, позитивну і негативну роль останнього у процесі рі-

зання, а також визначив важливий напрямок управління наростоутворенням – попереднє холодне деформаційне зміцнення ОМ [1].

Створення нових інструментальних матеріалів (твердих сплавів – 1927 р. – Німеччина; 1929 р. – СРСР; мінералокераміки – 1949 р. – СРСР; синтетичних алмазів – 1952 р. – Швеція; 1953 р. – США; 1960–1961 рр. – СРСР; а також низки інших надтвердих та композиційних матеріалів – у наступні роки) з одного боку; нових, переважно важкооброблюваних матеріалів – з другого, і удосконалення теоретичної та експериментальної бази призвело до зміщення акцентів науково-дослідницьких робіт у галузі. У першу чергу це торкнулося швидкостей і температур різання (відповідно: порядку 500 м/хв, і 500–1100 °С). Ці та інші фактори поставили питання щодо вивчення механіки різання матеріалів поза зоною наросту та в умовах іншої природи зношування, переважно теплової замість звичної фізико-механічної.

Тим не менше, на середину 60-х років минулого століття завдяки зусиллям кількох десятків вітчизняних учених, у першу чергу, О.М. Розенберга [2], М.М. Зорева, М.Ф. Полетики, М.Ф. Семка, Т.М. Лоладзе, склалася струнка система поглядів на взаємозв'язок явищ у процесі різання матеріалів, що набула світового визнання. Результати наукової діяльності у цьому напрямку технічних наук були підсумовані і викладені у фундаментальній монографії «Развитие науки о резании металлов» за редакцією М.М. Зорева, яку було опубліковано у 1967 р. Усі подальші дослідження відтоді і аж по теперішній час виконувалися і виконуються у розвиток положень цієї праці як класичної. Це стосується і низькошвидкісних процесів різання: протягування, різбонарізання, свердління, зубофрезерування, стругання, довбання тощо, при виконанні яких використовується стальний інструмент складного профілю, що більш, ніж удвічі за міцністю перевищує лезовий твердосплавний і, особливо, мінералокерамічний, алмазний та кубонітовий. Стійкість та надійність сталюого інструменту визначається не тільки сучасними металургійними технологіями і термообробкою, але й якісним заточуванням, застосуванням зміцнюючих і захисних покриттів та плівок, нових МОР, а також модифікуванням поверхневого шару методами інженерії поверхні.

Зважаючи на відзначене вище, завдання дослідження авторів, частина результатів якого викладена нижче, були сформульовані наступним чином. У першу чергу слід було уточнити природу наростоутворення, його позитивну і негативну роль у процесі різання та запропонувати методи управління цим явищем. Крім того, ставилось завдання перевірки існуючих уявлень щодо фізико-механічних факторів, які впливають на зношування сталюого інструменту в зоні низьких швидкостей різання. Необхідно було також визначити причинно-наслідкові зв'язки явищ при різанні металевих матеріалів, попередньо зміцнених холодною деформацією, як одним з ефективних методів інженерії поверхні деталей. Ставилось також завдання знайти практичне застосування результатів дослідження у конкретному низькошвидкісному процесі

– деформуюче-різальному протягуванні, який можна було б застосувати у виробництві.

**Методика експериментальних досліджень.** Основна частина досліджень була проведена за схемою ортогонального вільного різання інструментом із швидкорізальної сталі Р6М5, який заточувався і переточувався кубонітовими кругами з наступним поліруванням передньої та задньої поверхонь алмазною пастою АСМ 1/0. Досліджувані матеріали у незміцненому стані: сталь 10 ( $\zeta_b = 380$  МПа;  $\zeta_t = 230$  МПа;  $\delta = 40\%$ ); сталь 35 ( $\zeta_b = 530$  МПа;  $\zeta_t = 330$  МПа;  $\delta = 21\%$ ); сталь 20Г ( $\zeta_b = 450$  МПа;  $\zeta_t = 280$  МПа;  $\delta = 26\%$ ). В експериментах з моделювання різального протягування використовувався двохзубий інструмент зі стружковою канавкою традиційної форми. Зона стружкоутворення досліджувалась шляхом миттєвої зупинки процесу різання з наступними: мікроаналізом за допомогою оптичного мікроскопу, який було оснащено WEB-камерою EWEL(2,1 MPixels) та ПЕОМ; методу мікротвердості; мікрорентгеноспектрального аналізу за допомогою електронного мікроскопу –Camscan 4-DV”; графоаналітичної обробки ліній текстури на мікрошліфах. Контактні явища, сила різання, шорсткість поверхні, залишкові напруження в поверхневому шарі деталей вивчались із залученням відомих методик та приладів. Деформаційне зміцнення досліджуваних матеріалів виконувалось за допомогою багатоступеневого одноосного стискування зразків, а також одно- та кількациклового деформуючого протягування твердосплавним інструментом.

**Результати дослідження.** Раніше нами було встановлено [3–6], що попереднє холодне деформаційне зміцнення (ХДЗ) суттєво знижує роботу деформації при обробці пластичних матеріалів різанням. Це має привести до зменшення коефіцієнта усадки стружки, сил і температури різання, поліпшення напружено-деформованого стану (НДС) зони стружкоутворення і, як наслідок, до покращення оброблюваності металевих матеріалів, здатних зміцнюватись холодною деформацією, а також набуття виробами з останніх високих фізико-механічних та службових властивостей.

Це підтверджується поданими, як приклад, на рис. 1 результатами досліджень НДС при вільному ортогональному різання сталі 10 у незміцненому стані та після попереднього ХДЗ.

Аналіз цих даних показує наступне. Попереднє ХДЗ сталі з деформаціями  $\varepsilon$  порядку 0,1–1 викликає при її обробці різанням зменшення коефіцієнта усадки стружки у 1,5–2 рази, а радіуса округлення тіла наросту у 1,5–5 раз; наближення дійсного переднього кута до переднього кута інструмента на 5–15°; до повороту зони стружкоутворення через збільшення кута зсуву на 5–15° і зменшення її ширини по хорді зовнішньої границі у 4–10 раз, а довжини у 1,5–2 рази; до зростання опору зсуву на початковій границі зони стружкоутворення у 1,5–2 рази при практично незмінних значеннях цього опору на кінцевій границі зони. Застосування попереднього ХДЗ приводить до різкого

зниження інтенсивності процесу наростоутворення, що дозволяє використувати цей захід як ефективний метод боротьби з негативними властивостями наросту.

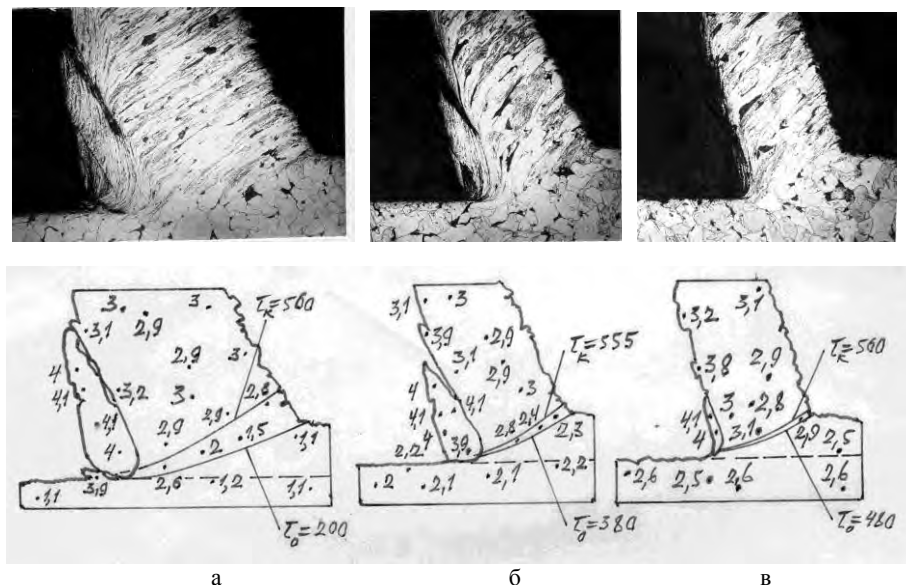


Рисунок 1 – Результати дослідження методами мікроструктурного аналізу (x50) і мікротвердості зони стружкоутворення при вільному ортогональному різанні сталі 10 у незміцненому (а – HV 1,1 ГПа) та після ХДЗ (б –  $\varepsilon = 0,25$ ; HV 2,1 ГПа; в –  $\varepsilon = 0,95$ ; HV 2,6 ГПа) стані:  $v = 0,15$  м/с,  $S_z = 0,15$  мм; різець – сталь Р6М5;  $\gamma = 15^\circ$ ;  $\rho = 0,008$  мм; МОР – сульфозфрезол; розмірності характеристик НДС:  $H_\mu$  – ГПа;  $\eta$ ,  $\eta_k$  – МПа

Щодо фізичної природи явища наростоутворення наше дослідження при протягуванні показало наступне.

Формування тіла наросту відбувається на початковій ділянці протягування з певного об'єму оброблюваного матеріалу (ОМ), який переходить під дією деформацій зсуву і стиску в пластичний стан, і практично закінчується після повного включення зубця протяжки у роботу. Довжину цієї ділянки можна визначати за характерним збільшенням товщини стружки на початку її валика. На початковій ділянці протягування відбувається формування клиноподібної зони стружкоутворення. При цьому НДС ОМ біля різальної кромки таке, що матеріал, перетворюючись у наріст, набуває деформацій відносного зсуву  $\varepsilon = 20\text{--}50$  незалежно від ступеня зміцнення. Графоаналітична обробка ліній текстури на «коренях стружки» показує, що вказані значення деформацій на порядок вищі первинних деформацій зсуву у стружці ( $\varepsilon = 1,5\text{--}5$ ). Характерно, що і мікротвердість наросту значно перевищує мікротвердість струж-

ки і не залежить від ступеня зміцнення ОМ. Так, при протягуванні сталі 10 це перевищення досягає 30–35% (відповідно 3,8–4,1 ГПа і 2,8–3,1 ГПа). Відмінність процесів наростоутворення при різанні незміцненого і зміцненого металу полягає в розмірах і об'ємі тіл наросту (див. рис. 1).

На ділянці стабільного протягування (між ділянками входу і виходу інструменту) тіло наросту перебуває в пружному стані, оскільки напруження, що діють на його передній та задній поверхнях, завдяки надзвичайно високому градієнту зміцнення матеріалу наросту недостатні для переведення останнього у пластичний стан. Навпаки, у контактному шарі стружки і поверхневому шарі деталі, які межують з наростом, відбуваються глибокі пластичні деформації, про що свідчить текстура, що виникає в них, і зростання мікротвердості. Так, в зоні вторинної деформації стружки значення мікротвердості наближаються до значень мікротвердості наросту.

Результати досліджень дозволили відповісти на одне з основних питань учення про наріст – чому можливим в принципі є різання певного матеріалу наростом з того ж матеріалу. Сталь 10, що використовувалась в даному дослідженні, мала структуру із зернами фериту 4–5 балів (40–80 мкм), оточеними карбідною сіткою з невеликою кількістю зерен перліту розміром 15–30 мкм. Це створило зручності для вивчення мікроструктур на оптичному і растровому електронному мікроскопах.

Вивчення мікрофотографій «коренів стружки» показало, що ОМ, перетворюючись у наріст під дією великих пластичних деформацій, зберігає свою структуру. Тіло наросту складається із сильно витягнутих зерен фериту, оточених карбідною сіткою, що повністю збереглася, і дещо менш деформованих зерен перліту. Характеристичні лінії заліза на мікро-рентгеноспектрограмах сталі 10 у початковому стані, після зміцнення, у стружці і у тілі наросту повністю співпадають. На досліджених зразках не виявлено ніяких ознак структурних або хімічних перетворень, а також наслідків інтенсивної теплової дії.

Такими чином, наріст має ту саму структуру і хімічний склад, що і ОМ у початковому стані. Так, мікротвердість наросту у 3–5 раз перевищує мікротвердість ОМ. Тим не менше, виняткові для звичайних конструкційних і маловуглецевих сталей фізико-механічні і різальні властивості наросту мають виключно деформаційну природу.

Більшість дослідників (Я.Г. Усачов, О.М. Розенберг, М.М. Зорєв, М.Ф. Полетика та ін.) відзначають подвійну – позитивну і негативну роль наросту у процесі різання. З одного боку, наріст захищає найбільш уразливу частину інструменту – різальну кромку і прилегли до неї ділянки передньої та задньої поверхонь від зношування, теплових перевантажень і надмірних контактних напружень. Крім того, збільшуючи передній кут, тобто, зменшуючи кут різального клину, наріст поліпшує НДС процесу. Проте, тут слід зауважити, що одночасне значне збільшення радіуса округлення кромки наросту спричиняє зворотній процес. З іншого боку, нульові значення заднього кута і

періодичні зриви частинок тіла наросту та їх відхід через задню поверхню (ЗП) різко погіршують характеристики якості обробленої поверхні (ОП): шорсткість, точність та фізико-механічні властивості. Сказане підтверджується мікрофотографіями «кореня стружки» при вільному ортогональному різанні сталі 10 у незміщеному стані, отриманими за допомогою растрового електронного мікроскопу скануючого аналізатора «Camscan 4-DV» (рис. 2).

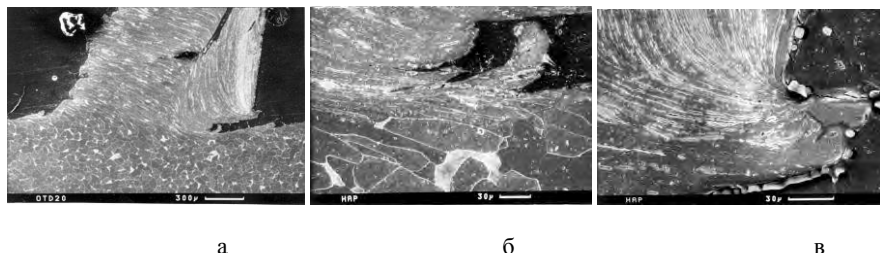


Рисунок 2 – Мікрофотографії зони стружкоутворення при вільному ортогональному різанні сталі 10 у не зміщеному стані ( $HV = 1,1$  ГПа;  $v = 0,15$  м/с;  $S_z = 0,25$  мм; різець – сталь Р6М5;  $\gamma = 15^\circ$ ;  $\rho = 0,008$  мм; МОР – сульфорезол): а – загальний план зони стружкоутворення; б – частинка наросту, що залишилась на ОП; в – частинка наросту, що нависає над ЗП інструменту.

Вивчення зони стружкоутворення, поданої на мікрофотографіях наведених вище, дозволяє стверджувати наступне. Частинки наросту, що залишаються на ОП (див. рис. 2а і 2б) з певною періодичністю, стають, по-перше, вершинами виступів на цій поверхні, тобто формують характерну для низькошвидкісних процесів різання (протягування, стругання, довбання тощо) «лускатість» чи «крокодилячу шкіру». У наведеному прикладі вершини лусочок утворювались з кроком 0,47–0,49 мм при висоті мікровиступів 35–40 мкм. По-друге, ці частинки наросту, руйнуючись приблизно навпіл, генерують абразивний матеріал високої твердості, що разом з «лускатістю» погіршує якість ОП. Ще одним наслідком процесу наростоутворення є зависання його частини над ЗП інструменту (див. рис. 2в). У цьому випадку, захищаючи останній вид зношування, нарост у той же час створює нульові значення заднього кута, тобто ініціює інтенсивне тертя та адгезійні явища у контактній зоні системи «інструмент–ОП».

Взаємозв'язок явищ при різанні матеріалів після ХДЗ схематично подано на рис. 3.



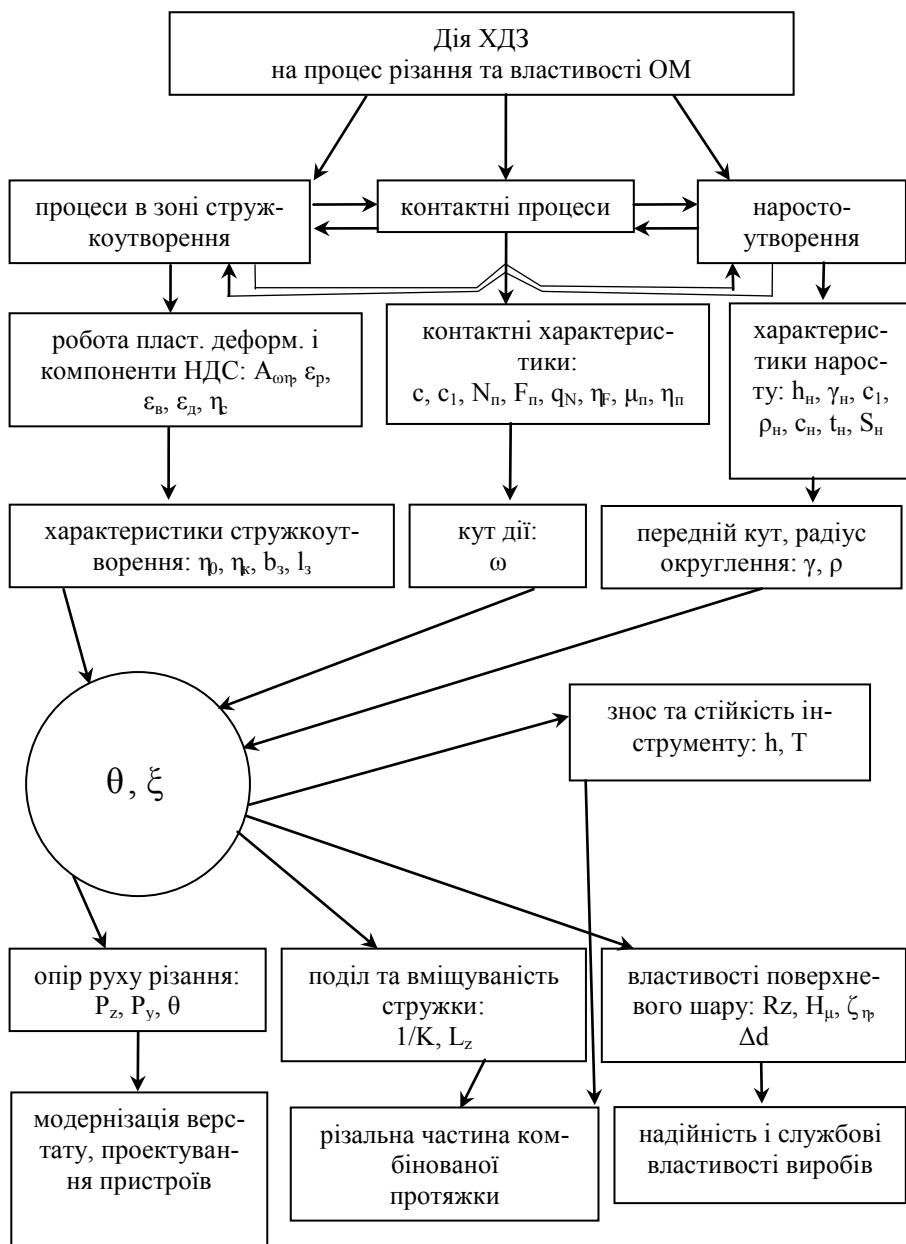


Рисунок 3 – Схема взаємозв'язку явищ при різанні металу, зміцненого холодною деформацією

Позначення характеристик на рисунку 3:

$A_{от}$  – питома робота пластичної деформації;

$\varepsilon_p$  – відносний зсув;

$\varepsilon_e$  – головна деформація відносного видовження;

$\varepsilon_0$  – головна деформація дійсного видовження;

$\tau_c$  – максимальні напруження в зоні стружкоутворення;

$c, c_1$  – загальна довжина і довжина пластичної ділянки контакту стружки з передньою поверхнею (ПП);

$N_n, F_n$  – нормальна сила і сила тертя на ПП;

$q_n, \tau_F$  – контактний тиск і питома сила тертя на ПП;

$\mu_n, \eta_n$  – середній коефіцієнт тертя та кут тертя на ПП;

$\tau_0, \tau_k$  – опір зсуву на початковій та кінцевій границях зони стружкоутворення;

$b_z, l_z$  – ширина зовнішньої границі зони стружкоутворення та довжина останньої;

$h_n, \gamma_n, \rho_n, c_n, t_n, S_n$  – характеристики наросту відповідно: висота, передній кут, радіус округлення, довжина контакту зі стружкою, висота нависання над ЗП і площа у поперечному перерізі;

$\omega, \gamma, v$  – кути дії, передній і зсуву;

$\rho$  – радіус округлення різального клину;

$\xi$  – коефіцієнт усадки стружки;

$h, T$  – ширина фаски зносу по задній поверхні інструменту та стійкість останнього;

$P_z, P_y, \theta$  – складові сили та температура різання;

$1/K, L_z$  – допустимі коефіцієнт заповнення стружкової канавки та довжина протягування;

$Rz, H_v, \sigma, \Delta d$  – властивості поверхневого шару після деформуюче-різальної обробки відповідно: параметр шорсткості, мікротвердість, залишкові напруження, усадка (розбивка) отвору.

Зміна властивостей ОМ деформаційним зміцненням впливає на узагальнюючі критерії оброблюваності через процеси у зоні стружко-утворення, контактні процеси на ПП та наростоутворення. Зниження величини роботи пластичної деформації у зоні стружкоутворення і зменшення об'єму останньої приводять до збільшення кута зсуву за рахунок повороту цієї зони. ХДЗ ОМ впливає також на контактні процеси. Так, зниження інтенсивності адгезійних процесів і сили тертя на ПП приводять до зменшення коефіцієнта тертя удвоє. Це зближує вектори сили стружкоутворення і швидкості різання, тобто зменшує кут дії. Деформаційне зміцнення ОМ призводить до різкого зниження інтенсивності наростоутворення, яке полягає у зменшенні об'єму тіла наросту і наближенні переднього кута та радіуса округлення останнього до відповідних характеристик гостро заточеного інструменту.

Отже, ХДЗ ОМ викликає зміну усіх факторів, що безпосередньо сильно впливають на процес різання: властивостей матеріалу, кута дії та переднього

кута. Через кут зсуву і деформацію зрізуваного шару ці фактори діють на усі узагальнюючі критерії оброблюваності: опір руху різання, поділ та вміщуваність стружки, знос та стійкість інструменту, якість та властивості поверхневого шару. При цьому зміна усіх основних характеристик процесу різання: сил і температури, допустимого ступеню заповнення стружкової канавки і допустимої довжини протягування, стійкості інструменту, геометричних, фізико-механічних та службових властивостей ОП і виробу в цілому свідчать про позитивний вплив ХДЗ ОМ на його оброблюваність.

У процесі дослідження вивчалась також взаємодія деформуючого елемента (ДЕ) та різального зуба при комбінованому протягуванні трубчастих деталей. Виявилось, що розміщення зуба протяжки відносно ДЕ суттєво впливає на усі характеристики процесу різання, які залежать від двох наступних факторів. По-перше, це дійсна товщина зрізу, що визначається радіальним переміщенням поверхні отвору в зоні хвилі позаконтактної деформації (ХПД), яка обов'язково супроводжує рух ДЕ. По-друге, на процес різання впливає фактор змінної твердості по товщині стінки деталі після проходження ДЕ. Однак, дією останнього фактору допустимо знехтувати через незначну товщину текстурованого шару.

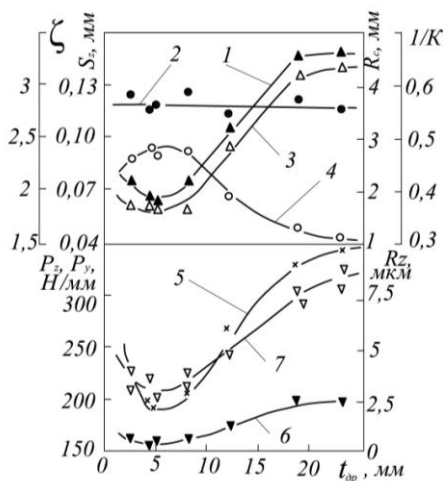


Рисунок 4 – Залежності характеристик процесу різання і ОП від відстані  $t_{op}$  між ДЕ і зубом при протягуванні ступок із сталі 20Г зі швидкістю 0,15 м/с; МОР – сульфорезол: 1– товщина зрізу  $S_z$ ; 2 – коефіцієнт усадки стружки  $\zeta$ ; 3 – радіус валика стружки  $R_c$ ; 4 – допустимий ступінь заповнення стружкової канавки  $1/K$ ; 5, 6 – відповідно осьова  $P_z$  і радіальна  $P_r$  складові сили протягування; 7 – параметр  $Rz$  шорсткості ОП. Характеристики ХПД:  $l_2 = 5,6$  мм;  $l_3 = 19,0$  мм. Геометричні параметри зуба:  $\gamma = 15^\circ$ ;  $\alpha = 3^\circ$ ; глибина стружкової канавки  $h_c = 5$  мм.

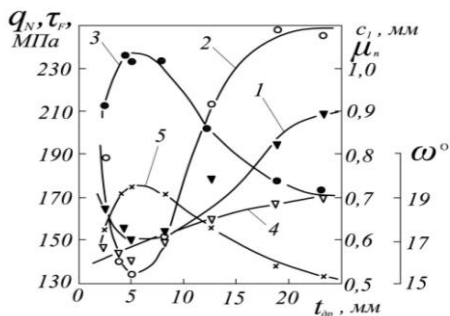


Рисунок 5 – Залежності контактних характеристик процесу різання від відстані  $t_{dp}$  між ДЕ і зубом при протягуванні ступок із сталі 20Г зі швидкістю 0,15 м/с; МОР – сульфорезол: 1 – загальна довжина контакту стружки з ПП зуба  $c_l$ ; 2 – середній контактний тиск  $q_N$ ; 3 – середній коефіцієнт тертя на ПП зуба  $\mu_n$ ; 4 – середнє контактне тангенціальне напруження  $\tau_F$ ; 5 – кут дії  $\omega$ . Характеристики ХПД:  $l_2 = 5,6$  мм;  $l_3 = 19,0$  мм. Геометричні параметри зуба:  $\gamma = 15^\circ$ ;  $\alpha = 3^\circ$ ; глибина стружкової канавки  $h_c = 5$  мм.

Із поданих на рис. 4 і рис. 5 експериментальних даних витікає наступне.

Більша частина факторів процесу різання у позаконтактній зоні має екстремальний характер. Найменша товщина зрізу відповідає найбільшому переміщенню поверхні деталі в зоні ХПД. При віддаленні зуба в обидва боки від максимуму хвилі радіальне переміщення цієї поверхні зменшується, тому товщина зрізу зростає. За межами позаконтактної зони товщина зрізу не залежить від відстані між ДЕ та зубом. Подібний характер мають залежності радіуса валика стружки, складових сили різання, шорсткості ОП, загальної довжини контакту стружки з ПП зуба та середнім контактним тиском на цій поверхні. Їх характер визначається зміною залежності товщини зрізу, причому у мінімумі кривих помітно посилюється вплив ХДЗ. Коефіцієнт усадки стружки у позаконтактній зоні та за її межами залишається незмінним, оскільки незмінною є швидкість різання, а дії товщини зрізу і ХДЗ на усадку взаємно нівелюються. При наближенні зуба до максимуму хвилі поліпшуються умови вміщуваності стружки у канавках протяжки, що свідчить про позитивний вплив зменшення товщини зрізу і зростання ступеня ХДЗ на допустимий ступінь заповнення канавки. Середнє контактне тангенціальне напруження не суттєво залежить від відстані між ДЕ та зубом, що узгоджується з положенням М.Ф. Полетики про незалежність цієї характеристики від більшості факторів, що впливають на процес різання. Криві, що описують зміну середнього коефіцієнта тертя і середнього контактного тиску мають чітко виражені екстремуми. При постійному значенні переднього кута в наших експериментах в залежності для кута дії і коефіцієнта тертя корелюють.

### Висновки.

Встановлено, що оброблюваний матеріал, перетворюючись у наріст під дією великих пластичних деформацій, зберігає свою структуру; при цьому у тілі наросту не виявлено ніяких структурних та хімічних перетворень, а також наслідків інтенсивної теплової дії, впливу середовища та хімічного складу інструментального матеріалу. Таким чином, виняткові для оброблюваний

матеріалів фізико-механічні і різальні властивості наросту мають виключно деформаційну природу.

Визначені наступні основні способи управління процесом наростоутворення при різанні: вплив на властивості ОМ попереднього холодного пластичного деформування, термообробки (поліпшення) або поєднання цих процесів; оптимізація геометричних параметрів інструменту, в першу чергу, кута різання та форми передньої поверхні; вплив на температуру процесу через режими різання, зокрема швидкості різання; управління контактними явищами та процесом тертя застосуванням ефективних МОР, спеціальних покриттів та плівок на робочих поверхнях інструмента та оптимізації заточування останнього. Встановлено, що найбільш ефективним з цих способів є холодне деформаційне зміцнення ОМ.

Зміна властивостей ОМ деформаційним зміцненням впливає на узагальнюючі критерії оброблюваності через процеси у зоні стружко-утворення, контактні процеси на ПП та наростоутворення. ХДЗ ОМ викликає зміну усіх факторів, що безпосередньо сильно впливають на процес різання: властивостей матеріалу, кута дії та переднього кута. Через кут зсуву і деформацію зрізуваного шару ці фактори діють на усі узагальнюючі критерії оброблюваності: опір руху різання, поділ та вміщуваність стружки, знос та стійкість інструменту, якість та властивості поверхневого шару. При цьому зміна усіх основних характеристик процесу різання: сил і температури, допустимого ступеню заповнення стружкової канавки і допустимої довжини протягування, стійкості інструменту, геометричних, фізико-механічних та службових властивостей ОП і виробу в цілому свідчать про позитивний вплив ХДЗ ОМ на його оброблюваність.

Результати дослідження можуть бути використані при створення процесу комбінованого деформуюче-різального протягування деталей типу гільз. Кожна окрема секція протяжного інструменту повинна складатися з групи: «деформуючий елемент – 2–3 різальні зубці», при цьому останні працюють за схемою –мінного різання. Позитивна дія ХДЗ на процес різання та властивості ОМ повинна враховуватись при модернізації верстату та проектуванні пристроїв, а також при визначенні надійності та службових властивостей виробів.

**Список використаних джерел:** 1. Усачев Я.Г. Явления, происходящие при резании металлов / Я.Г. Усачев // Русские ученые – основоположники науки о резании металлов: Монография / Под ред К.П. Панченко. – М.: Машгиз, 1952. – С. 356–384. 2. Розенберг А.М. Элементы теории процесса резания металлов: Монография / А.М. Розенберг, А.Н. Еремин. – Москва–Свердловск: Машгиз, 1956. – 320 с. 3. Качество поверхности обработанной деформирующим протягиванием / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Э.И. Гриценко, Э.К. Посвятенко. – К.: Наук. думка, 1977. – 188 с. 4. Посвятенко Э.К. Исследование характеристик процесса резания при деформирующе-режущем протягивании / Э.К. Посвятенко, И.В. Лунгол // Повышение эффективности протягивания. – Рига: Рижский. политехн. ин-т, 1988. – С. 64–74. 5. Посвятенко Э.К. Наростообразование при протягивании стали, упрочненной холодной деформацией / Э.К. Посвятенко, И.В. Лунгол // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: ХГПУ. – 1997. – Вып. 51. – С. 195–198. 6. Серeda Л.П. Основи розробки ресурсозберігального процесу та комбінованого інструменту для отримання якісних поверхонь глибоких отворів гільз гідроциліндрів / Л.П. Серeda, Р.В. Будяк // Промислова гідравліка і пневматика. – 2010. – № 4. – С.84–88.

*Поступила в редакцію 15.06.2012*

Н.С. Равская, д-р техн. наук, Л.И. Ковалева, канд. техн. наук,  
Р.П. Родин, канд. техн. наук, Киев, Украина

## **ОПРЕДЕЛЕНИЕ СКОРОСТИ РЕЗУЛЬТИРУЮЩЕГО ДВИЖЕНИЯ РЕЗАНИЯ ПРИ ЗАТЫЛОВАНИИ ФАСОННЫХ ФРЕЗ И ТОЧЕНИИ МНОГОГРАННЫХ ВАЛОВ**

*Розглянуті стандартні визначення головного результуючого руху різання і руху подачі. Показано, що є деяка невизначеність цих термінів, яка не враховує те, що кінематичні схеми різання можуть включати в собі декілька обертальних рухів і прямолінійно поступальних рухів зі значними швидкостями.*

*Вирішені задачі визначення швидкостей результуючих формоутворювальних рухів, кінематична схема різання яких відповідає затылованню фасонних фрез і точінню багатограних валів.*

*Рассмотрены стандартные определения главного, результирующего движения резания и движения подачи. Показана некоторая неопределенность этих определений, которая не учитывает то, что кинематические схемы резания могут включать несколько вращательных и прямолинейно-поступательных движений со значительными скоростями.*

*Решены задачи определения скоростей результирующих формообразующих движений, кинематическая схема резания которых соответствует затылованию фасонных фрез и точению многогранных валов.*

*We consider the standard definition of principal, the resulting movement of the cutting and feed movement. Shown a degree of uncertainty of these determinations, which ignores the fact that the kinematic scheme could include cutting several rotational and translational motions of a straight line, at great speeds.*

*The tasks of determination of speeds of resulting shape-generating motions are decided, the kinematics chart of cutting of which corresponds the backoff of the shaped milling cutters and sharpening of many-sided billows.*

**Введение:** Согласно стандарту ДСТУ 2249-93 рассматриваются главное движение резания, результирующее движение резания и движение подачи. Главное движение резания – это прямолинейно-поступательное или вращательное движение заготовки или инструмента, проходящее с наибольшей скоростью в процессе резания. В стандарте отмечается, что оно может входить в состав сложного формообразующего движения.

Результирующее движение резания – это суммарное движение режущего инструмента относительно заготовки, включающее главное движение резания, движение подачи и касательное движение.

Движение подачи – это прямолинейно - поступательное или вращательное движение режущего инструмента или заготовки, скорость которого меньше скорости главного движения резания, предназначенного для того, чтобы распространить отделение слоя материала. Аналогично главному дви-

жению движение подачи может входить в состав формообразующего движения.

Указанные движения рассматриваются на всех этапах проектирования режущего инструмента, в частности при анализе загрузки режущей части инструмента и его геометрии [1, 2]. Вместе с тем в определениях ДСТУ 2249-93 отмечается некоторая неоднозначность. Как отмечается в работе [3], в данном стандарте не учитывается то, что кинематические схемы могут включать несколько вращательных и прямолинейно-поступательных движений со значительными скоростями, что приводит к неопределенности отдельных движений инструмента.

К такой же неопределенности приводят движения, совершаемые инструментом и заготовкой при затыловании и точении многогранных валов.

В этом случае результирующее движение скорости может рассматриваться движением подачи, входящее в состав формообразующего.

Учитывая, что движение подачи является одним из определяющих параметров при расчете усилий резания [4,5,6,7] и других характеристик процесса резания, определение скорости результирующего формообразующего движения для этих видов обработки является актуальным.

### **Определение формообразующего движения резания при вращательном и прямолинейно-поступательном движении инструмента, скорость которого перпендикулярна оси вращения**

Рассматриваемая кинематика резания соответствует радиальному затылованию фасонных фрез (рис.1). При радиальном затыловании фрез по Архимедовой спирали фреза равномерно вращается вокруг своей оси с угловой скоростью  $\omega$ , а резец движется прямолинейно-поступательно со скоростью  $\bar{V}_1$ , перпендикулярной оси фрезы. В системе XYZ скорость  $\bar{V}_1$  прямолинейно-поступательного движения будет равна:

$$\bar{V}_1 = \bar{i} \cdot V_1. \quad (1)$$

Скорость при вращении исследуемой точки режущей кромки резца вокруг оси фрезы равна:

$$\bar{V}_2 = -\bar{j}\omega \cdot r, \quad (2)$$

где  $r$  – радиус рассматриваемой точки режущей кромки. Таким образом, скорость  $\bar{V}_\Sigma$  результирующего формообразующего движения резания будет равна:

$$\bar{V}_\Sigma = \bar{V}_1 + \bar{V}_2 = \bar{i} \cdot V_1 - \bar{j}\omega \cdot r. \quad (3)$$

Отсюда  $\bar{V}_\Sigma$  равна:

$$V_\Sigma = \sqrt{V_1^2 + V_2^2} = \sqrt{V_1^2 + (\omega \cdot r)^2}. \quad (4)$$

При затыловании по спирали Архимеда соотношение скорости  $\bar{V}_1$  к величине угловой скорости  $\omega$  равно:

$$\frac{V_1}{\omega} = \frac{K \cdot Z}{2\pi}. \quad (5)$$

Отсюда:

$$V_1 = \frac{KZ\omega}{2\pi}, \quad (6)$$

где  $K$  – величина затылования, равная пути затыловочного реза при его прямолинейно-поступательном движении со скоростью  $\bar{V}_1$  при повороте фрезы на один зуб, то есть на угол  $\frac{2\pi}{Z}$  рад;  $Z$  – число зубьев затылуемой фрезы.

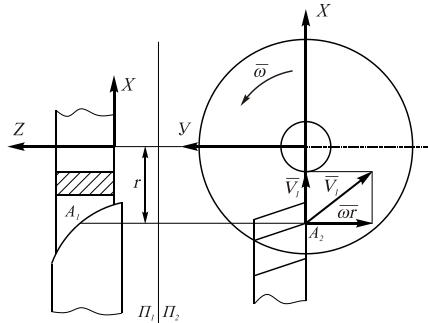


Рисунок 1 – Радиальное затылование фасонных фрез

То есть:

$$V_{\Sigma} = \sqrt{\left(\frac{KZ\omega}{2\pi}\right)^2 + (\omega r)^2} = \omega \sqrt{\left(\frac{KZ}{2\pi}\right)^2 + r^2}. \quad (7)$$

Если вместо угловой скорости  $\bar{\omega}$  будет задано число оборотов фрезы  $n$ , то скорость результирующего формообразующего движения резания определяется по формуле:

$$V_{\Sigma} = n\sqrt{(2\pi r)^2 + (KZ)^2}. \quad (8)$$

Таким образом скорость результирующего формообразующего движения в исследуемой точке режущей кромки при радиальном затыловании фасонных фрез зависит от угловой скорости вращения фрезы (числа оборотов затылуемой фрезы), величины затылования и радиуса, который определяет исследуемую точку режущей кромки.

### Определение формообразующего движения при угловом затыловании фасонных фрез

При угловом затыловании фасонных фрез по спирали Архимеда фреза равномерно вращается вокруг оси с угловой скоростью  $\bar{\omega}$ . Резец в процессе резания движется прямолинейно-поступательно со скоростью  $\bar{V}$ , наклонной по отношению к оси фрезы (рис.2).



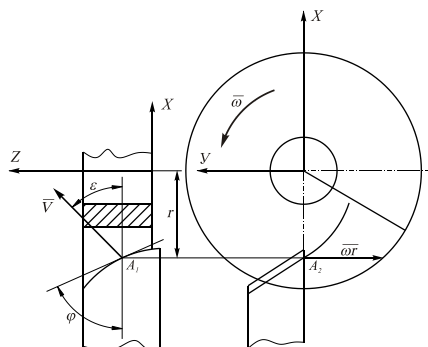


Рисунок 2 – Угловое затылование фасонных фрез

Угол между вектором скорости  $\vec{V}$  и плоскостью, перпендикулярной оси фрезы, равняется  $\varepsilon$ . Его величина зависит от формы режущей кромки фрезы и определяется при проектировании фрез с целесообразными величинами задних углов в различных точках режущих кромок.

В системе  $XYZ$  скорость  $\vec{V}$  прямолинейно-поступательного движения будет равна:

$$\vec{V} = \vec{i} \cdot V \cdot \cos \varepsilon + \vec{k} \cdot V \cdot \sin \varepsilon. \quad (9)$$

Скорость  $V_2$  вращения исследуемой точки режущей кромки вокруг оси фрезы равна:

$$\vec{V}_2 = [\vec{\omega} \times \vec{r}] = -\vec{j} \omega r, \quad (10)$$

где  $r$  – радиус рассматриваемой точки режущей кромки.

Скорость  $\vec{V}_\Sigma$  результирующего формообразующего движения резания будет равна:

$$\vec{V}_\Sigma = \vec{V} + \vec{V}_2 = \vec{i} \cdot V \cdot \cos \varepsilon - \vec{j} \cdot \omega \cdot r + \vec{k} \cdot V \cdot \sin \varepsilon. \quad (11)$$

При затыловании по спирали Архимеда соотношение скорости  $\vec{V}$  к величине угловой скорости  $\omega$  равно:

$$\frac{V}{\omega} = \frac{K \cdot Z}{2\pi}, \quad (12)$$

где  $K$  – величина затылования, равная пути по наклонному направлению, определяемому углом  $\varepsilon$ , при прямолинейно-поступательном движении резца со скоростью  $\vec{V}$  при повороте фрезы на один зуб, то есть на угол  $\frac{2\pi}{Z}$  рад.;  $Z$  – число зубьев затылуемой фрезы.

Таким образом, скорость  $V$  равна:

$$V = \frac{K \cdot Z \cdot \omega}{2\pi}. \quad (13)$$

Следовательно:

$$\overline{V}_{\Sigma} = \bar{i} \cdot \omega \frac{kZ}{2\pi} \cos \varepsilon - \bar{j} \cdot \omega \cdot r + \bar{k} \frac{kZ}{2\pi} \omega \cdot \sin \varepsilon. \quad (14)$$

Величина скорости  $\overline{V}_{\Sigma}$  результирующего формообразующего движения резания будет равна:

$$V_{\Sigma} = \sqrt{\left( \omega \frac{KZ}{2\pi} \cos \varepsilon \right)^2 + (\omega r)^2 + \left( \frac{KZ}{2\pi} \omega \cdot \sin \varepsilon \right)^2}. \quad (15)$$

Преобразуя, получим:

$$V_{\Sigma} = \omega \sqrt{\left( \frac{KZ}{2\pi} \right)^2 + r^2}. \quad (16)$$

При известном числе оборотов  $n$  фрезы в минуту угловая скорость  $\omega$  будет равна:

$$\omega = 2\pi n \frac{\partial \ddot{a}\ddot{a}}{\partial \dot{t} \partial \dot{t}}$$

Соответственно, скорость результирующего формообразующего движения резания при известном числе оборотов  $n$  будет равна:

$$V_{\Sigma} = n \sqrt{(2\pi r)^2 + (KZ)^2}. \quad (17)$$

Анализ формул (7), (8) и (16), (17) показывает, что скорость результирующего формообразующего движения при затыловании фасонных фрез не зависит от вида затылования (радиального или углового).

### **Определение результирующей скорости резания при движении инструмента относительно заготовки, включающем два вращения вокруг параллельных осей**

Рассматриваемая кинематика резания соответствует обработке точением цилиндрических поверхностей, в частности, многогранных валов (рис.3). При точении цилиндрических поверхностей многозубых деталей резец вращается вокруг своей оси с угловой скоростью  $\overline{\omega}_1$ , а заготовка вращается вокруг ее оси с угловой скоростью  $\overline{\omega}_2$ . Резец совершает также медленное движение подачи вдоль оси заготовки, которое при определении скорости главных движений резания не учитывается. Обработка ведется резцовой головкой, включающей  $m$  резцов. Число граней обрабатываемой детали будет  $N$ . Расстояние между осями инструмента и заготовки обозначено  $\ell$ , а радиус вершины резца  $A$  резцовой головки –  $f$ . Относительное движение инструмента определяется как сложение двух вращений вокруг параллельных осей. При этом заготовке сообщается обратное вращение со скоростью –  $\overline{\omega}_2$ .

При определении скорости главных движений резания воспользуемся положением о том, что в результате сложения двух вращений, направленных

в разные стороны, вокруг параллельных осей  $O_1$  и  $O_2$  получается вращательное движение вокруг оси  $O_3$ , параллельной осям  $O_1$  и  $O_2$  и лежащей в одной с ними плоскости. Угловая скорость  $\bar{\omega}_3$  результирующего вращения равна  $\bar{\omega}_3 = \bar{\omega}_1 - \bar{\omega}_2$  и направлена в сторону большей угловой скорости  $\bar{\omega}_1$ .

Расстояние  $r$  от вектора  $\bar{\omega}_3$  до  $\bar{\omega}_1$  равно:

$$r = \frac{\omega_1 \ell}{\omega_1 - \omega_2}. \quad (18)$$

Отношение скоростей  $\omega_1$  и  $\omega_2$  равно:

$$\frac{\omega_1}{\omega_2} = \frac{N}{m}. \quad (19)$$

В системе координат  $XVZ$  плоскость  $XV$  идет перпендикулярно осям  $O_1$  и  $O_2$  инструмента и заготовки. Ось  $X$  соединяет оси  $O_1$  и  $O_2$ .

Рассматривается точка  $A$  режущей кромки резца, положение которой в произвольный момент времени характеризуется радиусом  $f$  и углом поворота  $\varepsilon$ . Радиус  $\bar{R}_i$  точки  $A$ , соединяющий рассматриваемую точку  $A$  с осью  $O_3$ , будет равен:

$$\bar{R}_i = -\bar{i}(r - f \cdot \cos \varepsilon) + \bar{j} \cdot f \cdot \sin \varepsilon. \quad (20)$$

Скорость резания  $V$ , как скорость вращательного движения вокруг оси  $O_3$  с угловой скоростью  $\bar{\omega}_3$  равна:

$$\bar{V} = [\bar{\omega}_3 \times \bar{R}_i]. \quad (21)$$

Угловая скорость  $\bar{\omega}_3$  равна:

$$\bar{\omega}_3 = \bar{\omega}_1 - \bar{\omega}_2 = \bar{\omega}_1 - \bar{\omega}_1 \frac{m}{N} = \bar{\omega}_1 \left(1 - \frac{m}{N}\right) = \bar{\omega}_1 (1 - C). \quad (22)$$

Таким образом:

$$\bar{V} = \begin{vmatrix} i & j & k \\ 0 & 0 & \omega_1(1-C) \\ -(r - f \cdot \cos \varepsilon) & f \cdot \sin \varepsilon & 0 \end{vmatrix}. \quad (23)$$

Раскрывая определитель, получим:

$$\bar{V} = \bar{i}[-f \cdot \sin \varepsilon \cdot \omega_1(1-C)] - \bar{j}[(r - f \cdot \cos \varepsilon)\omega_1(1-C)]. \quad (24)$$

Величина скорости  $\bar{V}$  результирующего формообразующего движения равна:

$$V = \sqrt{[-f \cdot \sin \varepsilon \omega_1(1-C)]^2 + [(r - f \cdot \cos \varepsilon)\omega_1(1-C)]^2}. \quad (25)$$

Преобразуя, получим:

$$\bar{V} = \omega_1(1-C) \sqrt{f^2 \sin^2 \varepsilon + (r - f \cos \varepsilon)^2}. \quad (26)$$

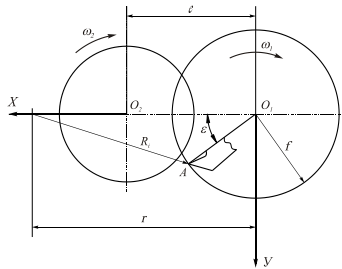


Рисунок 3 – Кинематика резания при точении цилиндрических поверхностей

Анализ показывает, что вершина резца, в относительном движении на участке контакта с деталью, описывает кривую, близкую к прямой, что позволяет рассматриваемым процессом резания с достаточно высокой точностью обрабатывать многогранники.

**Выводы:** Показана некоторая неопределенность в определениях по стандарту главного движения резания, результирующего движения и движения подачи, которое касается кинематических схем резания, включающих несколько вращательных и прямолинейно-поступательных движений со значительными скоростями.

Рассмотрены задачи определения скоростей результирующих формообразующих движений резания при затыловании фрез и точении многогранных валов.

Показано, что результирующее формообразующее движение при затыловании фасонных фрез не зависит от вида затылования (радиального или углового).

При точении многогранных валов скорость формообразующего движения резания зависит от количества резцов резцовой головки, которые обрабатывают многогранный вал, от числа обрабатываемых граней, угловой скорости резцов вокруг своей оси, положения исследуемой точки режущей кромки в произвольный момент времени и радиуса  $R_i$  вращательного движения, полученного в результате сложения двух вращений.

**Список использованных источников:** 1. Родин П.Р. Основы проектирования режущих инструментов / П.Р. Родин – К.: Вища школа, 1990 – С. 203-221. 2. Равська Н.С. Основы формообразования поверхностей при механической обработке / Н.С. Равська, П.Р. Родин, Т.П. Николаенко, П.П. Мельничук – Житомир: ЖІТІ, 2000 – 332 с. 3. Равська Н.С. Визначення швидкості різання при різних кінематичних схемах / Н.С. Равська, А.О. Охріменко // Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Збірник наукових праць. Вип.8 – Житомир; 2010 – с 138-162. 4. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов / В.Ф. Бобров – М.: Машиностроение, 1978 – 344 с. 5. Мазур М.П. Основы теории резания материалов // М.П. Мазур, Ю.М. Внуков, В.Л. Доброскок, В.О. Залого, Ю.К. Новосолов, Ф.Я. Якубов – Львів: Новий світ, 2010 – 422 с. 6. Верещака А.С. Резание металлов / А.С. Верещака, В.С. Кушнер – М.: Высшая школа, 2009 – 535 с. 7. Криворучко Д.В. Основы 3D - моделирования процессов механической обработки методом скінченних елементів / Д.В. Криворучко, В.А. Залого, В.Г. Карбог – Суми: Вид-во СумДУ, 2010 – 208 с.

Поступила в редколлегию 10.06.2012

Д.В. Ромашов, Харьков Украина,  
Д.В. Криворучко, д-р техн. наук, Сумы Украина,  
В.А.Федорович, д-р техн. наук, Харьков Украина

## **ДИНАМИЧЕСКОЕ 3D МОДЕЛИРОВАНИЕ УСТОЙЧИВОСТИ ПРОЦЕССА ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ШЛИФОВАНИЯ**

*Шліфування з високими швидкостями - це складний процес, для успішного використання якого необхідно досягти високого рівня розвитку, як обладнання, так і інструменту. У кожному конкретному випадку необхідний глибокий і всебічний аналіз визначення області ефективного використання даного методу. Необхідно враховувати не тільки високу продуктивність, а й безпеку інструменту в даних умовах.*

*Шлифование с высокими скоростями – это сложный процесс, для успешного использования которого необходимо достичь высокого уровня развития, как оборудования, так и инструмента. В каждом конкретном случае необходим глубокий и всесторонний анализ определения области эффективного использования данного метода. Необходимо учитывать не только высокую производительность, но и безопасность инструмента в данных условиях.*

*High speed grinding is a complex process and for its successful use is necessary to achieve a high level of development of equipment and tools. Each specific case requires a deep and comprehensive analysis of the determination of the effective use of this method. It is necessary to consider not only performance but also safety of the tool in these conditions.*

### **Введение**

Долгосрочной целью анализа при помощи конечных элементов (МКЭ) является физическое моделирование всего процесса. Однако сложность процесса алмазно-абразивной обработки требует значительных вычислительных ресурсов. Для проверки моделирования необходимо большое количество экспериментов, возможность которых ограничена современными методами измерений, которые не позволяют устанавливать законы поведения материала при варьировании большого числа параметров.

Кроме того вычислительные мощности не позволяют полностью моделировать весь процесс шлифования с микроскопическими конечными элементами на поверхности зерна.

Например, Чанг(Zhang) [1] использует МКЭ для моделирования напряжений, вызванных механической нагрузкой, термоциклическими и фазовыми переходами. Ванг(Wang) [2], использует метод для исследования усталости и деформации алмазных отрезных дисков с различными структурами, с целью получения минимальной температуры в процессе обработки и более равномерного ее распределения. Джайн (Jain) [3, 4] использовал МКЭ, чтобы определить распределение температур в заготовке под влиянием высокоскоростного процесса алмазной обработки и последующие остаточные напряжения.

Для кругов, работающих в режимах высокоскоростного шлифования необходимо получить не только высокую производительность, но и безопасность инструмента в данных условиях. При разработке конструкций кругов необходимо решать следующие задачи:

- выбор материала основания круга;
- конструкция основания круга
- способ адгезии связующего слоя и основания круга;
- прочность алмазонасного слоя

Для основания высокоскоростного шлифовального круга выбранный материал должен иметь высокий коэффициент жесткости. Этим критериям, например, отвечают алюминиевые сплавы, титановые сплавы, пластмассы (углепластики), армированные углеродными волокнами. Поскольку смещения (деформации) и напряжения можно уменьшать правильным сочетанием материалов и введением, например, наноструктурированных добавок, то жесткость будет высокой, как показано в формулах. (1) и (2):

$$\sigma_{\max} = \frac{1}{4} \left\{ (3 + \theta) + \frac{(1-\theta)}{k^2} \right\} \frac{\rho R^2 \omega^2}{g} \quad (1)$$

$$U = \frac{1}{4} E \left\{ (3 + \theta) + \frac{(1-\theta)}{k^2} \right\} \frac{\rho R^2 \omega^2}{g}, \quad (2)$$

где, E – модуль Юнга;  $\theta$  - коэффициент Пуассона;  $\rho$  - удельная плотность;  $\omega$  - угловая скорость;  $k = \frac{R}{r}$ ; R – внешний диаметр; r – внутренний диаметр; g – ускорение свободного падения

Кроме того, необходимо учитывать легкость получения выбранного материала. Несмотря на это, на периферических скоростях в 200 м/с используются сплавы титана и алюминия, сталь используется при окружной скорости 160 м/с [5]

В данной работе на основе динамического 3D моделирования (Explicit Dynamics) проведены модельные эксперименты по расчету устойчивости работы кругов, а также расчеты производительности при высокоскоростном шлифовании.

### Результаты и их обсуждение

Поскольку при обработке с высокими скоростями существует опасность разрушения конструкции круга под действием значительных центробежных сил, необходимо на стадии проектирования учитывать данные особенности. Исследования проводим в два этапа: расчет конструкции круга и расчет фрагмента алмазонасного слоя.

На рисунке 1 показана картина напряженно-деформированного состояния при прочностных испытаниях круга и отдельного фрагмента алмазонасного слоя.

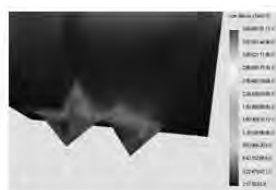


скорость 100 м/с  
температура 100 °С



скорость 350 м/с  
температура 400 °С

а



скорость 100 м/с  
температура 100 °С



скорость 350 м/с  
температура 400 °С

б

Рисунок 1 – Распределение напряжений в исследуемом круге:

а – конструкция круга в целом; б – отдельно взятый фрагмент алмазоносного слоя.

Модуль упругости связки -  $6,9\text{e}+011$  МН/м<sup>2</sup>, КТР металлофазы -  $0,5\text{e}-05$  1/К

При шлифовании на элементарный объем круга действует центробежная сила инерции прямо пропорциональная квадрату угловой скорости и расстоянию до центра вращения. Исходными данными при расчете являются геометрические размеры круга, его угловая скорость и мощность главного привода, определяемые технической характеристикой станка. Из эпюры видно, что разрушающие напряжения возникают на скорости в 350 м/с, при температурной нагрузке в 400 °С и концентрируются на границе перехода основания круга в рабочий алмазоносный слой.

Целью динамического моделирования является получение необходимого сочетания характеристик круга и режимов обработки, которые позволят сохранить высокую производительность, точность и стабильность процесса при высоких скоростях.

Для определения производительности и устойчивости процесса высокоскоростного шлифования расчеты проводились при помощи динамического решателя LS-DYNA (Explicit Dynamics). Моделировался фрагмент режущего алмазоносного слоя (500х600х100мкм), учитывающий марку круга (пористость), концентрацию алмазных зерен, марку алмазных зерен (AC4), зернистость (100х80 мкм) и различные варианты заделок зерен в связке.

Сборка модели производилась в SolidWorks с экспортом в ANSYS для задания необходимых начальных параметров: тип сетки, начальные условия.

Сгущение сетки выполнялось в областях заделки абразивных зерен в связку, в местах контакта зерен с заготовкой и включения металлофаз.

На рисунке 2 показан расчет объема разрушенных алмазных зерен и остаточные напряжения в связующем компоненте.

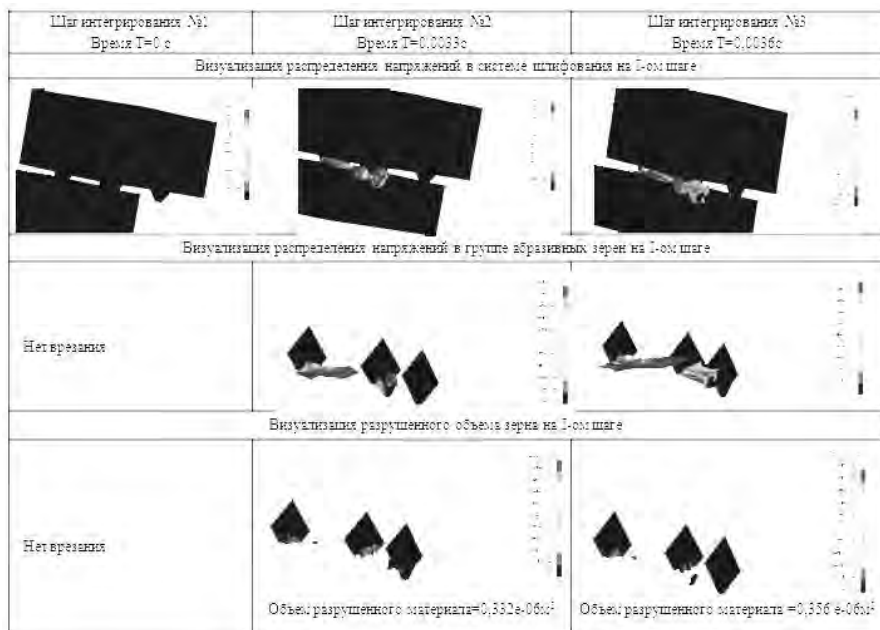


Рисунок 2 – Теоретическое определение повреждений в рабочей группе зерен.  
Скорость обработки 170 м/с

По результатам динамического 3D моделирования установлено, что при превышении скорости круга более 120 м/с алмазные и абразивные зерна становятся острыми. Причиной этого явления, является разрушение затупленных зерен при ударе о деталь. При работе на высоких скоростях связка становится настолько жесткой, что зерна не могут демпфировать при ударе и разрушаются хрупко с образованием острых граней. Данное уникальное явление актуально при обработке сверхтвердых материалов. При таких режимах значительно увеличивается качество обработанной поверхности и сохраняется высокая производительность высокоскоростного шлифования.

На рисунке 3 показано теоретическое определение объема разрушенного материала.



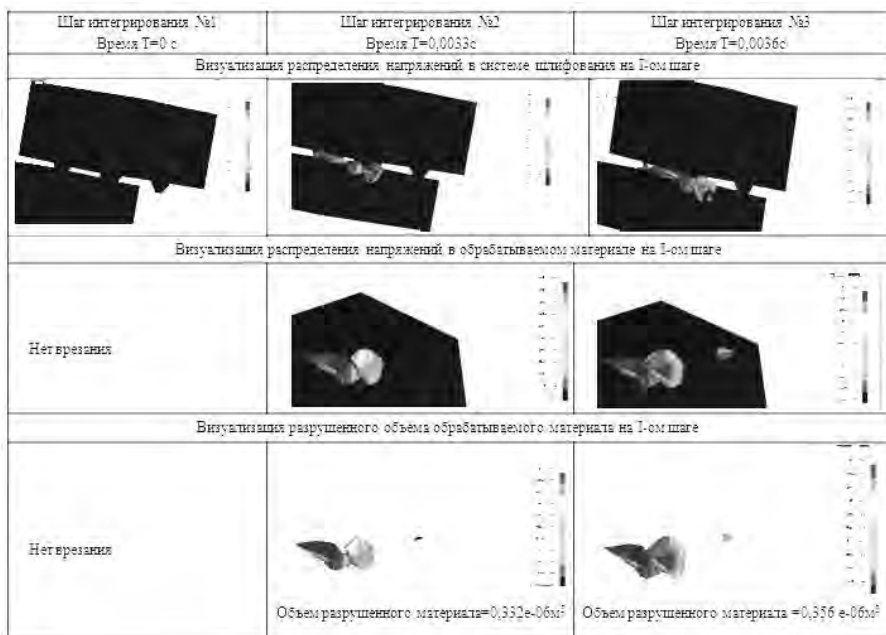


Рисунок 3 – Теоретическое определение объема разрушенного материала в обрабатываемой сверхтвердой заготовке и качества полученного слоя.  
Скорость обработки 170 м/с

Для алмазных зерен и обрабатываемого материала использовался критерий разрушения по Джонсону-Холмквисту (Johnson-Holmquist). Модель поведения материала Джонсона-Холмквиста впервые предложена для описания реакции хрупких материалов при больших деформациях. В данных расчетах применялась вторая версия этой модели, известная как JH-2 [6] в которой прочность и повреждение материала рассматриваются как функции от представляющих переменных. Более того, в материале рассматривается развитие повреждений.

Несмотря на то, что модель JH-2 не учитывать эффекты скорости деформации, было отмечено, что эти эффекты, как правило, вторичны по сравнению эффектами от давления [6]. Это было отмечено экспериментально, и находит отражение в типичных значениях для констант в модели. В настоящее время прочность материала определяется из уравнения 3.

$$\sigma^* = \sigma_i^* - D(\sigma_i - \sigma_f) \quad (3)$$

где,  $D$  – накопленное повреждение материала,  $\sigma^*$  – текущая нормальная прочность,  $\sigma_i$  – прочность не разрушенного материала,  $\sigma_f$  – прочность разрушенного материала.

Значительный интерес представляет обработка алмазов на высоких скоростях. Установлено, что при этом силы резания снижаются многократно. В дальнейшем, путем установления влияния температурного фактора на остаточные напряжения в обработанном сверхтвердом материале можно будет более корректно судить о качестве получаемой поверхности.

### **Выводы**

Разработана общая методология теоретических исследований влияния количественных и качественных характеристик кругов и обрабатываемого материала на эффективность их взаимного микроразрушения в режиме сверхскоростного шлифования, согласно которой этапы изготовления и эксплуатации алмазного инструмента призваны корректировать друг друга.

Усовершенствован процесс разработки кругов для сверхскоростного алмазного шлифования путем внедрения в процесс проектирования теоретических модельных экспериментов по расчету прочности конструкции круга в целом, и отдельных фрагментов алмазоносного слоя.

Используя динамическое 3D моделирование, изучив остаточные напряжения, деформации и температурные поля, получены сведения о качестве поверхностного слоя обработанного СТМ при сверхскоростном шлифовании.

Показан эффект упрочнения связки вокруг заделки алмазного зерна в рабочем диапазоне скоростей от 150 до 180 м/с. При обработке сверхтвердых материалов это способствует образованию субмикроромок на алмазных зернах, что приводит к улучшению качества обрабатываемого СТМ.

**Список использованных источников:** 1. *M. Mahdi and L. Zhang*, Applied Mechanics in Grinding: Part VI, residual stresses and surface hardening by coupled thermo-plasticity and phase transformation, International Journal of Machine Tools Manufacture, 38 (1998) 1289-1340. 2. *H. Sakamoto, S. Shimizu, K. Suzuki, T. Uematsu, and A. Shimotokube*, Effects of the Megasonic Coolant on Cylindrical Grinding Performance, 6th International Symposium on Advances In Abrasive Technology (ISAAT), Bristol, England, 2003. 3. *Yadav, Vinod, Jain V.K., Dixit, Parametric Study Of Temperature Distribution In Electro-Discharge Diamond Grinding*, P. M., 2004 4. *Vinod Yadava, V.K.Jain, and Prakash M. Dixit*, 2004, "Theoretically Analysis Of Thermal Stresses In Electro-Discharge Diamond Grinding", Machining Science and Technology Vol. 8, No. 1, pp.119-140. 5. *Norihiro Funayama and Junichi Matsuda*, Development of High-Performance cBN and Diamond Grinding Wheels for High-Speed Grinding, New Diamond and Frontier Carbon Technology Vol. 15, No. 4, 2005 MYU Tokyo 6 *Duane S. Cronin, Khahn Bui, Christian Kaufmann, Grant McIntosh, Todd Berstad* Implementation and Validation of the Johnson-Holmquist Ceramic Material Model in LS-Dyna, 4th European LS-DYNA Users Conference p 47-60.

*Поступила в редколлегию 15.06.2012*

Ю.А. Сизый, д-р техн. наук, М.С. Степанов, д-р техн. наук, Харьков, Украина,  
А.В. Евтухов, канд. техн. наук, Скиба Ю.С., Сумы, Украина

## **ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯ ЗАГОТОВКИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ НА ЕЕ НАГРЕВ**

*У статті виконано аналітичний аналіз впливу швидкості заготовки на максимальну температуру шліфованої поверхні із залученням експериментальних даних для процесів плоского шліфування периферією круга і круглого зовнішнього врізного.*

*В статье выполнен аналитический анализ влияния скорости заготовки на максимальную температуру шлифуемой поверхности с привлечением экспериментальных данных для процессов плоского шлифования периферией круга и круглого наружного врезного.*

*The analytic analysis of influence the speed of a part on the maximum temperature in differencing views grinding processer war duffield.*

Скорость перемещения заготовки (скорость подачи) при шлифовании является одним из важных параметров режимов шлифования определяющих как качество шлифуемой поверхности так и производительность процесса. В то же время в литературе нет однозначного мнения на влияние скорости подачи на нагрев заготовки; т.е. нет четких рекомендаций как управлять скоростью подачи для уменьшения нагрева шлифуемой поверхности.

Так Лурье Г.Б. [1] указывает на сложную взаимосвязь параметров процесса в зависимости от скорости вращения заготовки при круглом шлифовании. Он указывает, что скорость заготовки в меньшей степени влияет на температуру чем глубина резания. Так же он указывает, что при врезном шлифовании с изменением глубины и скорости заготовки изменяется время воздействия источника тепла, площадь контакта, т.е. плотности теплового потока. Причем влияние этих факторов противоположно. В связи с этим какой-либо однозначный ответ на вопрос влияния скорости заготовки на температуру шлифования в [1] отсутствует.

Сипайлов В.А. [2] указывает, что при фиксированной плотности теплового потока увеличение скорости заготовки ведет к уменьшению температуры ее. Однако, с увеличением скорости заготовки увеличивается мощность шлифования, т.е. увеличивается плотность теплового потока и он делает вывод, что все зависит от того, что в большей степени влияет на температуру – уменьшение температуры за счет уменьшения времени действия теплового потока и увеличение его за счет увеличения скорости заготовки. При этом какие-либо четкие рекомендации для управления скоростью заготовки отсутствуют.

В настоящей статье делается попытка выполнить аналитический анализ влияния скорости заготовки на максимальную температуру шлифуемой по-

верхности с привлечением экспериментальных данных для процессов плоского шлифования периферией круга и круглого наружного врезного.

В статье [3] авторами получена формула расчета температуры шлифуемой поверхности при быстродвижущемся источнике тепла, условиям которого соответствуют как процессы круглого шлифования периферией круга так и плоского:

$$T_{max} = \frac{q_0 a}{\lambda \sqrt{\pi}} \left[ \frac{e^{-\alpha^2}}{\alpha} + \frac{e^{-\alpha^2}}{\alpha} \right] \quad (1)$$

где  $\alpha = \frac{x}{\sqrt{4\lambda\tau}}$  и  $\alpha = \frac{y}{\sqrt{4\lambda\tau}}$

Максимальный нагрев шлифуемой поверхности имеет место во время выхода ее из зоны контакта т.е. при времени наблюдения за температурой  $\tau$  равным времени действия источника тепла  $\tau_1$ . При этом максимальная температура будет на поверхности и в середине источника по ширине, т.е. при  $x = 0$  и  $y = 0$ .

Рассматривая нагрев только за время пребывания поверхности заготовки в зоне контакта с кругом можно не учитывать теплоотдачу охлаждением, т.к. СОЖ практически не поступает в зону контакта, а если и учитывать, то различие в расчете максимальной температуры не превышает 2% [3]. Таким образом можно в (1) принять  $\alpha = 0$ .

После подстановки в (1)  $x = 0$ ,  $y = 0$  и  $\alpha = 0$  получаем:

$$T_{max} = \frac{q_0 a}{\lambda \sqrt{\pi}} \left[ \frac{e^{-\alpha^2}}{\alpha} + \frac{e^{-\alpha^2}}{\alpha} \right] \quad (2)$$

где  $B$  – ширина шлифования.

Интеграл в (2) можно заменить на  $\int_0^{\tau_1} \frac{1}{\sqrt{\tau_1 - t}} dt$  что показано на распечатке расчета рис.1 в пакете «Mathcad».

Таким образом получаем:

$$T_{max} = \frac{q_0 a}{\lambda \sqrt{\pi}} \int_0^{\tau_1} \frac{1}{\sqrt{\tau_1 - t}} dt \quad (3)$$

Интеграл в (3) берется в явном виде и получаем

$$T_{max} = \frac{q_0 a}{\lambda \pi} \sqrt{\tau_1} \quad (4)$$

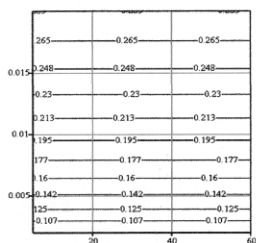
где  $q$  – плотность теплового потока от работы шлифования;  $a, \lambda$  – коэффициенты температуро- и теплопроводности.

$$B := 5, 6..60 \quad \tau_1 := 0.002, 0.003..0.02 \quad a := 5$$

$$F(B, \tau_1) := \int_0^{\tau_1} \frac{\operatorname{erf}\left[\frac{B}{2\sqrt{4 \cdot a \cdot (\tau_1 - t)}}\right]}{\sqrt{\tau_1 - t}} dt$$

$$F1(\tau_1) := \int_0^{\tau_1} \frac{1}{\sqrt{\tau_1 - t}} dt \quad F2(\tau_1) := 2\sqrt{\tau_1}$$

M := CreateMesh(F, 5, 60, 0.002, 0.02, 10, 10)



M

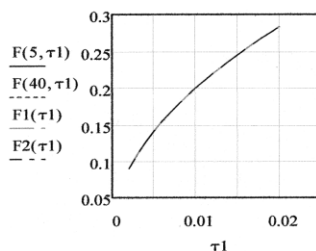


Рисунок 1 – Анализ интеграла в формуле (2)

В (4) следует учесть тепло уносимое стружкой. Оно может быть учтено величиной  $\beta$  - долей тепла от работы шлифования. Поэтому (4) с учетом  $\beta$  имеет следующий вид:

$$T_{\max} = \frac{2q\beta a}{\lambda \tau} \sqrt{\tau} \quad (5)$$

Величину  $\beta$  можно рассчитать по данным [2]

$$\beta = \sqrt{\frac{4V_z}{L a \pi}} \quad (6)$$

где  $h$  - глубина шлифования;  $V_z$  - скорость заготовки;  $L$  - длина дуги контакта.

В свою очередь  $L = \sqrt{D_e h}$ , где  $D_e = \frac{D_k}{1 + \frac{D_k}{d_z}}$ ,  $D_k$  – диаметр круга,  $d_z$  - диаметр заготовки. Эквивалентный диаметр  $D_e$  используется при круглом шлифовании, при плоском шлифовании  $D_e = D_k$ .

Підставив  $L$  в (6) отримаємо

$$\beta \hbar \frac{\sqrt{4V_z}}{\sqrt{D_e \hbar a \pi}}. \quad (7)$$

Для анализа  $T_{\max}$  согласно (4) необходимо еще рассчитывать время контакта  $\tau_1$  и  $q$  - плотность теплового потока:

$$\tau_1 = \frac{L}{V_z}, \quad (8)$$

$$q = \frac{P_z \cdot V_\kappa}{L}, \quad (9)$$

где  $P_z$  – окружная составляющая силы резания на 1 мм высоты круга;  
 $V_k$  – скорость круга (шлифования)

Для круглого врезного наружного шлифования силу  $P_z$  (в Ньютонах) можно рассчитать по формуле, полученной в станочной лаборатории опытно-конструкторского бюро шлифовальных станков Харьковского станкостроительного производственного объединения Ходаковым Л.В. и Степановым М.С.

$$\frac{\begin{array}{ccccccc} 2 & 3 & 4 & 5 & 6 & 7 & 8 \\ P & B & A & V & \text{non} & & \\ \hline 9 & 5 & 1 & 8 & 3 & 2 & 6 \\ Z & V & P & P & P & P & P \end{array}}{\text{Pr}} \quad (10)$$

где  $\sigma_B$  – предел прочности материала заготовки при температуре 600°С, кгс/мм<sup>2</sup>;  $H$  и  $z$  – звуковой индекс (ГОСТ 18118-72) и зернистость шлифовального круга соответственно;  $V_{non}$  – скорость поперечной (врезной) подачи, мм/мин;  $V_z$  – скорость вращения заготовки, м/мин;  $S_{pr}$  – продольная скорость правки алмазным карандашом, мм/мин;  $t_{pr}$  – глубина правки, мм.

Эксперименты выполнялись на станке 3А151 с кругом диаметром 750мм при шлифовании заготовок диаметром 100мм.

Поскольку обычно фазы цикла врезного шлифования определяются скоростью  $V_{non}$ , то влияние  $V_z$  на  $T_{max}$  следует анализировать одновременно с влиянием и  $V_{non}$  на  $T_{max}$ . При этом следует проанализировать влияние  $V_z$  и  $V_{non}$  на каждый параметр  $T_{max}$  согласно (5), т.е. на  $P_z$ ,  $\beta$ ,  $q$  и  $\tau_1$ , а затем и суммарное влияние  $V_z$  и  $V_{non}$  на  $T_{max}$ .

Расчет и анализ производим для следующих неизменных условий:  $\sigma_B = 22 \text{ кгс/мм}^2$ ,  $H = 1,38$ ,  $z = 16$ ,  $S_{pr} = 150 \text{ мм/мин}$ ,  $t_{pr} = 0,01 \text{ мм}$ ,  $D_K = 750 \text{ мм}$ ,  $d_z = 100 \text{ мм}$ ,  $a = 5 \text{ мм}^2/\text{с}$ ,  $\lambda = 0,0226 \frac{\text{Дж}}{\text{мм} \cdot \text{град}}$ . Эти условия соответствуют шлифованию стали 40х кругом 24А16НСМ1К. Все двумерные за-

зависимости  $P_z(V_{non}, V_z)$ ,  $h(V_{non}, V_z)$ ,  $\beta(V_{non}, V_z)$ ,  $q(V_{non}, V_z)$ ,  $\tau_1(V_{non}, V_z)$  и  $T_{max}(V_{non}, V_z)$  приведены на распечатках их расчета на рис. 2 и 3. Варьируемые значения  $V_{non}$  (0,3... 4) мм/мин,  $V_z = (30... 120)$  м/мин.

$$\sigma_b := 22 \quad H_{\text{вв}} := 1.38 \quad Z := 16 \quad \text{Spr} := 150 \quad \text{tpr} := 0.01$$

$$V_{non} := 0.3, 0.31 \dots 4 \quad Dk := 750 \quad dz := 100 \quad V_k := 50 \quad a := 5 \quad \lambda := 0.0226$$

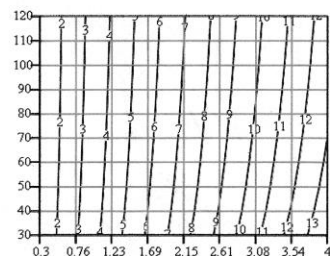
$$V_z := 30, 40 \dots 120 \quad P_z(V_{non}, V_z) := 2.254 \cdot \frac{\sigma_b^{0.342} \cdot H_{\text{вв}}^{0.258} \cdot V_{non}^{0.945}}{Z^{0.051} \cdot V_z^{0.073} \cdot \text{Spr}^{0.073} \cdot \text{tpr}^{0.026}}$$

$$M := \text{CreateMesh}(P_z, 0.3, 4, 30, 120, 10, 10)$$

$$De := \frac{Dk}{1 + \frac{Dk}{dz}} \quad De = 88.235$$

$$h(V_{non}, V_z) := \frac{\pi \cdot dz \cdot V_{non}}{V_z \cdot 1000}$$

$$M1 := \text{CreateMesh}(h, 0.3, 4, 30, 120, 10, 10)$$

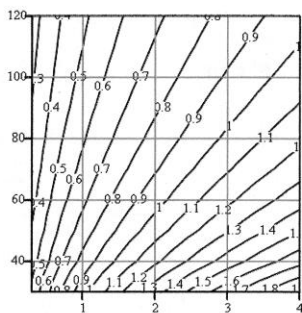
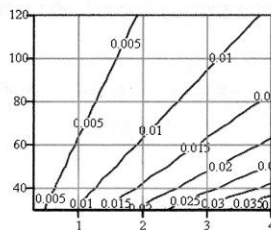


M

$$L(V_{non}, V_z) := \sqrt{\frac{De \cdot \pi \cdot dz \cdot V_{non}}{V_z \cdot 1000}}$$

$$M2 := \text{CreateMesh}(L, 0.3, 4, 30, 120, 10, 10)$$

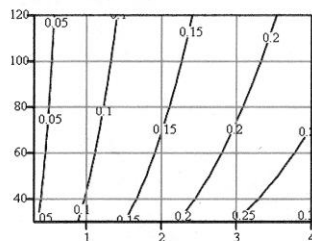
M1



M2

$$\beta(V_{non}, V_z) := \sqrt{\frac{V_z \cdot 10^3}{15 \cdot a \cdot \pi \cdot \sqrt{De}}} \cdot \left( \frac{\pi \cdot De \cdot V_{non}}{V_z \cdot 10^3} \right)^{1.5}$$

$$M3 := \text{CreateMesh}(\beta, 0.3, 4, 30, 120, 10, 10)$$



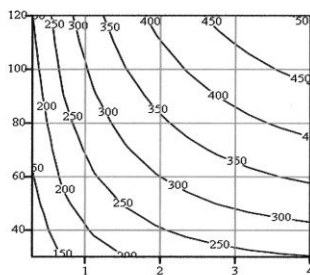
M3

Рисунок 2 – Влияние  $V_{non}$  и  $V_z$  на  $P_z$ ,  $h$ ,  $\beta$

Если обратиться к формуле (5) то видно, что  $T_{\max}$  определяется величиной плотности теплового потока идущего в обрабатываемую поверхность  $q(1-\beta)$  и временем контакта  $\tau_1$ . Проанализируем влияние  $V_z$  на эти параметры. Тепловой поток растет с ростом  $V_z$ , чему способствует незначительный рост силы  $P_z$  (см. двумерный массив  $M_1$  (рис.2), уменьшение длины дуги контакта  $L$  (массив  $M_2$ ) и доли тепла  $\beta$  переходящего в стружку (массив  $M_3$ ). Вследствие этого тепловой поток в заготовку с ростом  $V_z$  с 30 м/мин до 120 м/мин увеличивается почти в два раза (массив  $M_4$  рис.3).

$$q(V_{\text{non}}, V_z) := \frac{P_z(V_{\text{non}}, V_z) \cdot (1 - \beta(V_{\text{non}}, V_z)) \cdot V_k}{L(V_{\text{non}}, V_z)}$$

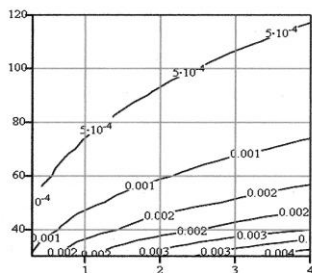
M4 := CreateMesh(q, 0.3, 4, 30, 120, 10, 10)



M4

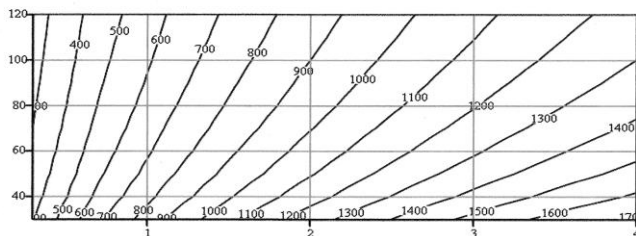
$$\tau_1(V_{\text{non}}, V_z) := \frac{L(V_{\text{non}}, V_z)}{V_z \cdot 10^3} \cdot 60$$

M5 := CreateMesh( $\tau_1$ , 0.3, 4, 30, 120, 10, 10)



M5

$$T_{\max}(V_{\text{non}}, V_z) := \frac{2 \cdot q(V_{\text{non}}, V_z) \cdot \sqrt{a}}{\lambda \cdot \sqrt{\pi}} \cdot \sqrt{\tau_1(V_{\text{non}}, V_z)} \quad M6 := \text{CreateMesh}(T_{\max}, 0.3, 4, 30, 120, 10, 10)$$



M6

$$q(1, 30) = 172.869$$

$$\sqrt{\tau_1(1, 30)} = 0.044$$

$$q(1, 80) = 269.831$$

$$\sqrt{\tau_1(1, 80)} = 0.021$$

Рисунок 3 – Влияние  $V_{\text{поп}}$  и  $V_z$  на  $q$ ,  $\tau_1$ ,  $T_{\max}$



Однако время контакта в степени 0,5 уменьшается в большей степени чем рост  $q$ . Это хорошо видно на распечатке значений  $q$  и  $\sqrt{\tau_1}$  в нижней части рис.3. При  $V_{non} = 1$  мм/мин с ростом  $V_z$  с 30 м/мин до 80 м/мин тепловой поток вырос с  $172,8 \frac{\text{Дж}}{\text{мм}^2 \cdot \text{с}}$  до  $269,8 \frac{\text{Дж}}{\text{мм}^2 \cdot \text{с}}$ , т.е в 1,56 раза. При этом  $\sqrt{\tau_1}$  при тех же значениях  $V_{non}$  и  $V_z$  уменьшится более чем в два раза.

Таким образом, время контакта  $\tau_1$  оказывает более сильное влияние на  $T_{\max}$ , чем плотность теплового потока, и рост скорости вращения детали  $V_z$  ведет к уменьшению температуры  $T_{\max}$  на поверхности детали (массив М6. рис.3). При этом следует заметить, что характер и степень влияния скорости вращения заготовки на  $T_{\max}$  практически неизменны для всего диапазона поперечных подач  $V_{non}$ .

Возникает вопрос - является ли такая закономерность общей для различных видов шлифования.

Анализ влияния  $V_z$  на  $T_{\max}$  при плоском шлифовании выполнен на основе результатов экспериментального определения силы резания  $P_z$  (кгс) на миллиметр высоты круга при шлифовании стали У8А кругом диаметром 200мм 25A25CM24K2 при скорости круга 30 м/с [2]. В экспериментах варьировалась скорость заготовки  $V_z$  в пределах (3...12) м/мин и глубина шлифования  $h$  в пределах (0,01...0,05) мм.

На основе приведенных данных [2] сформирована матрица условий опытов  $X$  для аппроксимации результатов опытов (вектор-столбец  $Y$ ) полиномом 2-ой степени (рис.4). Второй и третий столбцы матрицы  $X$  это скорость заготовки  $V_z$  и глубина  $h$  соответственно.

$$X := \begin{pmatrix} 1 & 3 & 0.01 & 9 & 1 \cdot 10^{-4} & 0.03 \\ 1 & 3 & 0.03 & 9 & 9 \cdot 10^{-4} & 0.09 \\ 1 & 3 & 0.05 & 9 & 25 \cdot 10^{-4} & 0.15 \\ 1 & 6 & 0.01 & 36 & 1 \cdot 10^{-4} & 0.06 \\ 1 & 6 & 0.03 & 36 & 9 \cdot 10^{-4} & 0.18 \\ 1 & 6 & 0.05 & 36 & 25 \cdot 10^{-4} & 0.3 \\ 1 & 9 & 0.01 & 81 & 1 \cdot 10^{-4} & 0.09 \\ 1 & 9 & 0.03 & 81 & 9 \cdot 10^{-4} & 0.27 \\ 1 & 9 & 0.05 & 81 & 25 \cdot 10^{-4} & 0.45 \\ 1 & 12 & 0.01 & 144 & 1 \cdot 10^{-4} & 0.12 \\ 1 & 12 & 0.03 & 144 & 9 \cdot 10^{-4} & 0.36 \\ 1 & 12 & 0.05 & 144 & 25 \cdot 10^{-4} & 0.6 \end{pmatrix}$$

$$Y := \begin{pmatrix} 0.05 \\ 0.15 \\ 0.29 \\ 0.1 \\ 0.3 \\ 0.5 \\ 0.14 \\ 0.46 \\ 0.73 \\ 0.2 \\ 0.6 \\ 1.0 \end{pmatrix}$$

$$B := (X^T X)^{-1} \cdot (X^T \cdot Y)$$

$$B = \begin{pmatrix} 6.354 \times 10^{-3} \\ -6.639 \times 10^{-3} \\ 1.187 \\ 5.556 \times 10^{-4} \\ -3.125 \\ 1.558 \end{pmatrix}$$

$$Y1 := X \cdot B$$

|    |       |
|----|-------|
|    | 0     |
| 0  | 0.05  |
| 1  | 0.164 |
| 2  | 0.277 |
| 3  | 0.092 |
| 4  | 0.3   |
| 5  | 0.506 |
| 6  | 0.143 |
| 7  | 0.445 |
| 8  | 0.744 |
| 9  | 0.205 |
| 10 | 0.6   |
| 11 | 0.993 |

$$Y1 =$$

|    |      |
|----|------|
|    | 0    |
| 0  | 0.05 |
| 1  | 0.15 |
| 2  | 0.29 |
| 3  | 0.1  |
| 4  | 0.3  |
| 5  | 0.5  |
| 6  | 0.14 |
| 7  | 0.46 |
| 8  | 0.73 |
| 9  | 0.2  |
| 10 | 0.6  |
| 11 | 1    |

$$Y =$$

Рисунок 4 – Аппроксимация экспериментальной зависимости  $P_z(V_z, h)$ , (кгс/мм) при плоском шлифовании

Вектор столбец коэффициентов модели  $B$  получен методом наименьших квадратов по формуле приведенной на рис.4. Сравнение экспериментальных данных (вектор  $Y$ ) с рассчитанными по модели (вектор  $Y1$ ) показывает очень хорошее совпадение результатов (см. рис.4).

Модель силы резания  $P_z(V_z, h)$  в виде полинома 2-ой степени приведена в верхней части рис. 5. На этом же рисунке приведены зависимости  $\beta(V_z, h)$ ,  $q(V_z, h)$ ,  $\tau_l(V_z, h)$  и  $T_{\max}(V_z, h)$ .

Обратимся сразу к конечному результату, т.е. зависимости максимальной температуры  $T_{\max}$  от  $V_z$  (массив  $M_4$ , рис.5). Из него видно, что рост скорости заготовки  $V_z$  ведет к увеличению максимальной температуры поверхности детали.

Таким образом, получено противоположное влияние скорости заготовки на  $T_{\max}$  в сравнении с круглым врезным шлифованием.

В нижней части рис.5 приведены расчеты двух важнейших параметров  $q$  и  $\sqrt{\tau_1}$  определяющих  $T_{\max}$  согласно (5) при  $h=0,03$  мм с изменением  $V_z$  от 3 м/мин до 12 м/мин. Из этих результатов видно, что изменение  $V_z$  увеличивает  $q$  с  $196,017 \frac{\text{Дж}}{\text{мм}^2 \cdot \text{с}}$  до  $65,3 \frac{\text{Дж}}{\text{мм}^2 \cdot \text{с}}$ , т.е. более чем в 3 раза. Величина  $\sqrt{\tau_1}$  при таких же условиях уменьшалась всего в два раза.

Таким образом, при плоском шлифовании рост скорости подачи  $V_z$  в большей степени увеличивает тепловой поток в деталь  $q$ , чем уменьшает время его действия -  $\tau_1$ . Такое принципиальное различие во влиянии  $V_z$  на  $T_{\max}$  анализируемых видов шлифования объясняется следующим. Увеличение скорости вращения заготовки при круглом врезном шлифовании ведет не только к уменьшению времени пробега заготовкой пути длиной  $L$  – длиной дуги контакта, но, что особенно важно, к уменьшению этого пути, т.е. к уменьшению длины дуги контакта (см. рис.2, массив М2).

Это результат, того что с ростом  $V_z$  при непрерывной и неизменной врезной подаче  $V_{\text{non}}$  с увеличением  $V_z$  естественно автоматически уменьшается подача на оборот, т.е.  $h$  (см. рис.2, массив М1).

Таким образом, увеличение  $V_z$  не только уменьшает время пробега заготовкой какого-то пути  $L$  но и укорачивает этот путь.

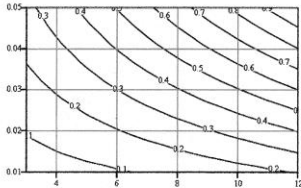
При плоском шлифовании путь, т.е. дуга контакта, при увеличении скорости  $V_z$  не укорачивается. Длина дуги контакта остается неизменной определяемой неизменно заданной глубиной шлифования и диаметром круга.

Поэтому степень влияния  $V_z$  на время контакта  $\tau_1$  в сравнении с влиянием ее на плотность теплового потока  $q$  значительно меньше, чем при круглом врезном шлифовании.

$$P_z(V_z, h) := 6.354 \cdot 10^{-3} - 6.639 \cdot 10^{-3} \cdot V_z + 1.187 \cdot h + 5.556 \cdot 10^{-4} \cdot V_z^2 - 3.125 \cdot h^2 + 1.558 \cdot V_z \cdot h$$

$$M := \text{CreateMesh}(P_z, 3, 12, 0.01, 0.05, 10, 10)$$

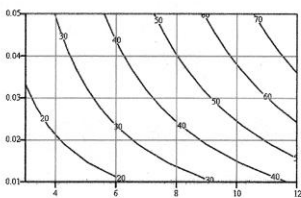
$$Dk := 200 \quad a := 7.5 \quad Vk := 30$$



M

$$q(V_z, h) := \frac{P_z(V_z, h) \cdot 10 \cdot (1 - \beta(V_z, h)) \cdot V_k}{\sqrt{Dk \cdot h}}$$

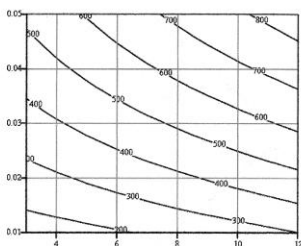
$$M2 := \text{CreateMesh}(q, 3, 12, 0.01, 0.05, 10, 10)$$



M2

$$T_{\max}(V_z, h) := \frac{2 \cdot q(V_z, h) \cdot \sqrt{a}}{\lambda \cdot \sqrt{\pi}} \cdot \sqrt{\tau_1(V_z, h)}$$

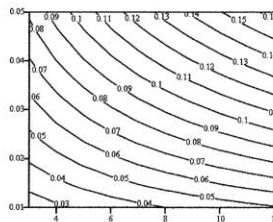
$$M4 := \text{CreateMesh}(T_{\max}, 3, 12, 0.01, 0.05, 10, 10)$$



M4

$$\beta(V_z, h) := h \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot V_z \cdot 10^3}{60 \cdot \sqrt{Dk \cdot h} \cdot a \cdot \pi}}$$

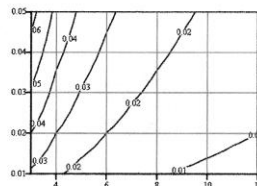
$$M1 := \text{CreateMesh}(\beta, 3, 12, 0.01, 0.05, 10, 10)$$



M1

$$\tau_1(V_z, h) := \frac{\sqrt{Dk \cdot h}}{V_z \cdot 10^3} \cdot 60$$

$$M3 := \text{CreateMesh}(\tau_1, 3, 12, 0.01, 0.05, 10, 10)$$



M3

$$q(3, 0.03) = 19.017 \quad q(12, 0.03) = 65.317$$

$$\sqrt{\tau_1(3, 0.03)} = 0.221 \quad \sqrt{\tau_1(12, 0.03)} = 0.111$$

Рисунок 5 – Зависимости  $P_z(V_z, h)$ ,  $\beta(V_z, h)$ ,  $q(V_z, h)$ ,  $\tau_1(V_z, h)$  и  $T_{\max}(V_z, h)$  при плоском шлифовании

Анализ сравниваемых процессов шлифования позволят сделать выводы относительно других его видов. В частности процесс круглого продольного шлифования отличается от круглого врезного шлифования, тем, что скорость

вращения заготовки не влияет на глубину шлифования задаваемую неизменной. Поэтому следует ожидать при круглом продольном шлифовании, так же как и при плоском шлифовании периферией круга, увеличение скорости вращения заготовки будет увеличивать температуру нагрева детали.

Если обратиться к процессу обдирочного шлифования, то он в некоторой мере похож на процесс круглого врезного шлифования. При увеличении скорости осевой подачи  $V_{oc}$  проката при его зачистке шлифованием глубина шлифования уменьшается, как и в процессе врезного круглого шлифования. Это связано с тем, что процесс обдирочного шлифования реализует упругую схему шлифования, т.е. с постоянным усилием прижима круга к прокату. Поэтому естественно при неизменном усилии прижима круга к прокату с изменением  $V_{oc}$  меняется и глубина шлифования  $h$ . Это подтверждают экспериментальные данные приведенные в монографии Сталинского Д.В. [4]. Таким образом, следует ожидать, что увеличение скорости осевой подачи проката  $V_{oc}$  будет, как и при врезном шлифовании, уменьшать время контакта круга с прокатом как за счет абсолютно большей скорости  $V_{oc}$ , так и за счет уменьшения длины дуги контакта, которая уменьшается с уменьшением глубины шлифования  $h$ .

Следовательно, рост  $V_{oc}$  должен способствовать уменьшению температуры шлифования, что также подтверждается результатами исследований в [4].

На основании изложенного можно сделать следующий вывод, что в процессах шлифования, в которых увеличение скорости перемещения заготовки

$V_z$  уменьшает глубину шлифования, приводит к уменьшению температуры шлифуемой поверхности. В прочих видах шлифования, в которых увеличение  $V_z$  не изменяет глубину шлифования, это увеличение  $V_z$  ведет к увеличению температуры шлифуемой поверхности.

**Список использованных источников:** 1. Лурье Г.Б. Шлифование металлов. Из-во «Машиностроение», Москва, 1969, 175 с. 2. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. Москва, «Машиностроение», 1978, 167 с. 3. Сизый Ю.А., Степанов М.С. Математическое моделирование температурного поля в шлифуемой заготовке периферией круга. «Восточно-европейский журнал передовых технологий», №2(8), 2004. с.52-63. 4. Сталинский Д.В. Теория и методы проектирования технологии обдирочного шлифования. Харьков, «Рубикон», 2001, 230 с.

*Поступила в редакцию 11.06.2012*

М.Д. Узунян, д-р техн. наук,  
Р.М. Стрельчук, канд. техн. наук, Харьков, Украина

## **НАНОСТРУКТУРНЫЕ ТВЕРДЫЕ СПЛАВЫ – ОСОБЕННОСТИ ШЛИФОВАНИЯ, КАЧЕСТВО И ЕГО СТОИМОСТНАЯ ОЦЕНКА**

*Розглянуто особливості шліфування наноструктурного твердого сплаву «ВолКар». Встановлено показники – коефіцієнт шліфування, енергоємність і продуктивність процесу в порівнянні зі сплавом ВК6. Вивчено якість поверхневого шару і визначена його вартісна оцінка.*

*Рассмотрены особенности шлифования наноструктурного твердого сплава «ВолКар». Установлены показатели – коэффициент шлифования, энергоемность и производительность процесса в сравнении со сплавом ВК6. Изучено качество поверхностного слоя и определена его стоимостная оценка*

*The features of grinding of nanostructured hard alloy «WolKar» are considered. Process indices – coefficient of grinding, power consumption and productivity are established in comparison with ВК6 alloy. Quality of surface layer is studied and its cost assessment is defined.*

Перспективы развития высоких технологий машиностроения несомненно обеспечиваются расширением областей использования нанотехнологий, что явится важным вкладом в становление нового технологического уклада, под которым в более широком смысле следует понимать совокупность технологий, определяющих общий уровень экономики.

Эффективное развитие интегрированных технологий обработки резанием может быть обеспечено существенным повышением качества инструментальных материалов, которое в настоящее время связано с разработкой и созданием новых наноструктурных твердых сплавов. Одной из таких разработок является созданный новый сплав на основе наноразмерных зерен монокарбида вольфрама (ВолКар) [1].

Разработанный инструментальный материал показал высокую твердость и износостойкость, сопоставимую с инструментальными материалами на основе кубического нитрида бора. Особенность способа получения сплава «ВолКар» состоит в том, что при изготовлении режущих пластин из наноразмерных зерен монокарбида вольфрама (WC) отпадает необходимость использования при спекании специальных связующих материалов. Исключается также важная и ответственная технологическая операция, как перемешивание смесей порошков, наноразмерных зерен WC и связки, негарантирующее однородности материала. Быстрый подъем температуры в процессе горячего прессования ограничивает рост зерен, способствует повышению прочности связей между зернами за счет образования контактных шеек между ними. Возможность спекания наноразмерных зерен с помощью электрического тока без связующих добавок значительно сокращает технологический цикл изго-

товления пластин и препятствует возникновению источников образования трещин и пор [2, 3].

Вследствие специфических физико-механических свойств, прежде всего, высокой твердости, низкой теплопроводности и размера зерен, рассматриваемый инструментальный материал обладает худшей обрабатываемостью; традиционные методы алмазно-абразивной обработки не обеспечивают качественного изготовления инструментов и необходимой производительности.

Как известно, для обработки труднообрабатываемых материалов применяются комбинированные процессы шлифования. Одним из таких процессов является процесс алмазно-искрового шлифования (АИШ), разработанный в Национальном техническом университете «Харьковский политехнический институт». Он характеризуется стабилизацией высоких показателей работоспособности алмазных кругов, которая достигается введением в зону резания дополнительной энергии в виде электрических импульсов, выявлением условий шлифования, характеризующихся устойчивым состоянием рельефа и обеспечивающих качественное состояние поверхностного слоя (остаточные напряжения, микрогеометрия). Следует заметить, что процесс АИШ не только позволяет значительно расширить технологические возможности алмазного шлифования, что само по себе имеет большое практическое значение. В связи с изложенным, в работе представлены результаты исследований рациональных условий шлифования твердых сплавов из наноразмерных зерен монокристалла вольфрама (WC).

Как известно, одним из наиболее распространенных критериев оценки взаимодействия рабочей поверхности алмазных кругов с обрабатываемым материалом является коэффициент шлифования ( $K_{ш}$ ). Он отражает процесс резания в динамике, влияние температурно-скоростного фактора, характеризует свойства обрабатываемого материала, условия внедряемости рельефа в него, а значит и сравнительную режущую способность круга, поскольку процесс осуществляется по упругой схеме шлифования. Рассматриваемый критерий меньше единицы и при определенных условиях обработки может приближаться даже к коэффициенту трения пары шлифовальный круг – обрабатываемый материал.

Коэффициент шлифования определяется из соотношения:

$$K_{ш} = \frac{P_z}{P_y}, \quad (1)$$

где  $P_z$  – тангенциальная сила резания, Н;  $P_y$  – радиальная сила резания, Н.

Он оценивался в зависимости от различных факторов: режимов резания – нормального давления ( $P_n$ ), скорости резания ( $V$ ), характеристик алмазного круга – зернистости ( $Z$ ), концентрации ( $K$ ), а также времени шлифования ( $T$ ).

Для сравнения исследовалась также обрабатываемость пластин традиционного твердого сплава ВК6. Поскольку тангенциальное усилие в условиях упругой схемы шлифования определяется суммарным мгновенным сечением

среза, то лучшей обрабатываемости твердого сплава соответствует большее значение тангенциальной силы резания  $P_z$ . На рис. 1 представлено влияние нормального давления на коэффициент шлифования.

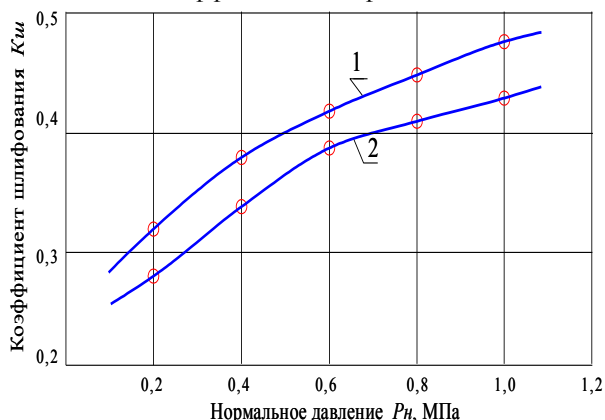


Рисунок 1 – Влияние нормального давления на коэффициент шлифования  
1–BK6, 2 – «ВолКар»;  $V=25$  м/с; круг 12A2-45° AC6 100/80 M1-01-4

В условиях АИШ во всем диапазоне увеличения нормальных давлений  $K_{ш}$  возрастает, что объясняется развитостью рабочей поверхности круга, высокой внедряемостью режущих микрокромки и, как следствие, опережающим ростом силы  $P_z$ . Дальнейшее повышение нормального давления приводит к замедлению роста силы  $P_z$  из-за некоторого притупления режущих элементов и периодически появляющейся вероятности контакта связки круга с обрабатываемым материалом.

При АИШ взаимодействие обрабатываемого материала с кругом определяется в основном характером контактирования его с алмазными зернами, трение связки занимает небольшую долю в общей работе шлифования и оказывает слабое влияние на изменение тангенциальной силы  $P_z$ . В связи с изложенным следует отметить, что по величине  $K_{ш}$  можно установить сравнительную обрабатываемость материалов, а именно – большим значениям  $K_{ш}$  соответствует лучшая обрабатываемость.

Оценка взаимодействия рабочей поверхности алмазных кругов с обрабатываемым материалом проводилась также с помощью критерия удельной энергоёмкости  $B_m$ . Удельная энергоёмкость шлифования оценивает энергию (работу  $A$ ), расходуемую на снятие массы ( $\Delta M$ ) материала:

$$B_m = \frac{A}{\Delta M}, \quad (2)$$

где  $A$  – работа, Дж;  $\Delta M$  – масса, кг.



Работа шлифования ( $A$ ) рассчитывалась как произведение тангенциальной силы резания ( $P_z$ ) и скорости резания ( $V$ ), а масса материала определялась исходя из объема снятого материала в единицу времени (производительность  $Q_m$ ) и его плотности. Тангенциальная сила резания ( $P_z$ ) измерялась по упругой схеме шлифования с помощью специального динамометра. На рис. 2 представлено влияние нормального давления на удельную энергоёмкость шлифования.

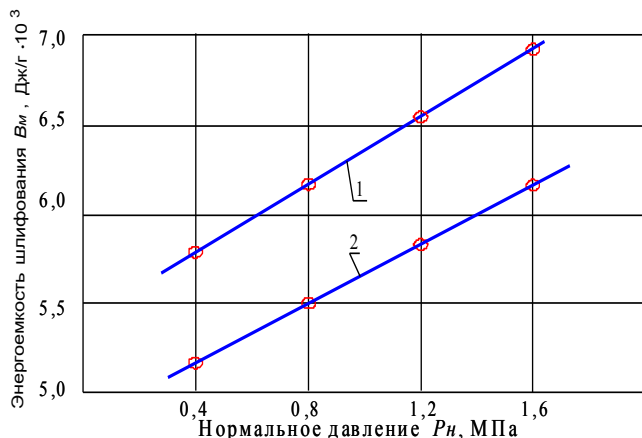


Рисунок 2 – Влияние нормального давления на энергоёмкость шлифования  
1 – «ВолКар», 2 – ВК6;  $V=25$  м/с; круг 12A2-45° AC6 100/80 M1-01-4

В условиях алмазно-искрового шлифования влияние нормального давления на удельную энергоёмкость при обработке наноструктурного твердого сплава «ВолКар» и твердого сплава ВК6 по характеру зависимостей проявляется одинаково. Однако, энергоёмкость шлифования твердого сплава «ВолКар» выше, чем ВК6, что связано с более интенсивным износом субмикроромок алмазных зерен вследствие низкой теплопроводности и высокой твердости наноразмерных карбидов вольфрама; в этих условиях частично теряется способность режущих кромок внедряться и производить пропорциональный съём материала; в связи с этим рост энергетических затрат опережает увеличение производительности. Следует отметить, что несмотря на более низкую обрабатываемость, превалирующим фактором успешного применения твердого сплава «ВолКар» следует считать качественный фактор, выражающийся в стоимостной характеристике, а именно в суммарной технологической себестоимости, учитывающий как себестоимость собственно шлифования, так и себестоимость точения этим материалом, определяемую длиной пути резания, что будет показано ниже.

Оптимизация параметров алмазно-искрового шлифования твердого сплава «ВолКар», анализ работоспособности алмазных кругов проводились с использованием методов планирования экспериментов второго порядка, применялся Д-оптимальный план  $B_4$  для 4-х факторов: нормального давления  $P_n$ , скорости резания  $V$ , зернистости  $Z$  и концентрации  $K$ . Оценка работоспособности алмазных кругов проводилась по следующим критериям: производительности –  $Q$  (мм<sup>3</sup>/мин), относительному расходу алмазов –  $q$  (мг/г), удельной себестоимости обработки –  $C_{ш}$  (коп/см<sup>3</sup>). После реализации матрицы планирования, программы расчета на ЭВМ и преобразования уравнений регрессии строились двумерные сечения поверхности отклика и соответствующие однофакторные зависимости.

На рис. 3 представлено двумерное сечение поверхности отклика  $Q = f(P_n, V)$ , а на рис. 4 один из примеров однофакторной зависимости. Увеличение нормального давления и скорости резания приводит к росту производительности. С одной стороны вследствие более глубокого внедрения алмазных зерен в обрабатываемый материал, т.е. увеличения толщины среза, а также за счет увеличения числа встреч алмазных зерен с обрабатываемым материалом и лучшей самозатачиваемости кругов. Но как показано на рис. 4 наибольшая производительность обработки получена при скорости резания  $V = 25$  м/с. Это связано, очевидно, с более высокой твердостью нового сплава «ВолКар» по сравнению с традиционными твердыми сплавами. При увеличении скорости резания свыше  $V = 25$  м/с интенсифицируется микровыкрашивание режущих кромок алмазных зерен, в результате чего степень внедрения в твердый сплав «ВолКар» несколько снижается и, таким образом, нивелируется эффект увеличения числа встреч алмазных зерен, который более заметен при шлифовании обычных твердых сплавов.

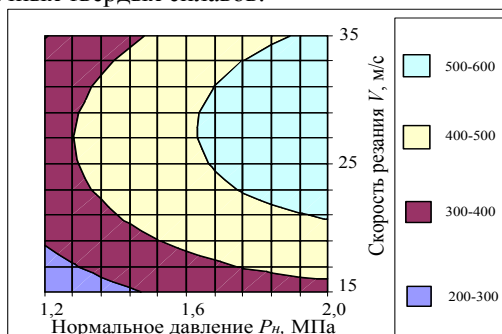


Рисунок 3 – Двумерные сечения поверхности отклика  $Q = f(P_n, V)$ :  
 $Z = 100/80$ ;  $K = 4$

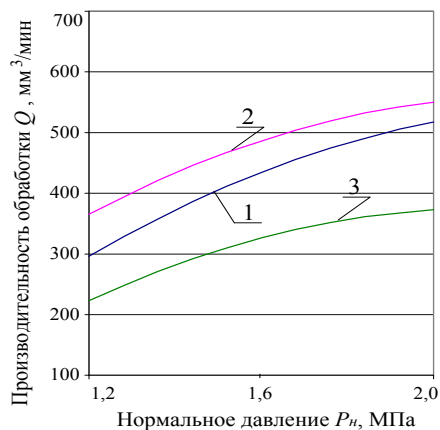


Рисунок 4 – Влияние  $P_n$  на  $Q$ :  $Z=100/80$ ,  $K=4$ ; 1 –  $V=35$  м/с,  
2 –  $V=25$  м/с, 3 –  $V=15$  м/с

Таким образом, с помощью способа высокопроизводительного алмазно-искрового шлифования были установлены оптимальные условия обработки:  $P_n=2,0$  Мпа,  $V=25$  м/с,  $K=4$ ,  $Z=100/80$ .

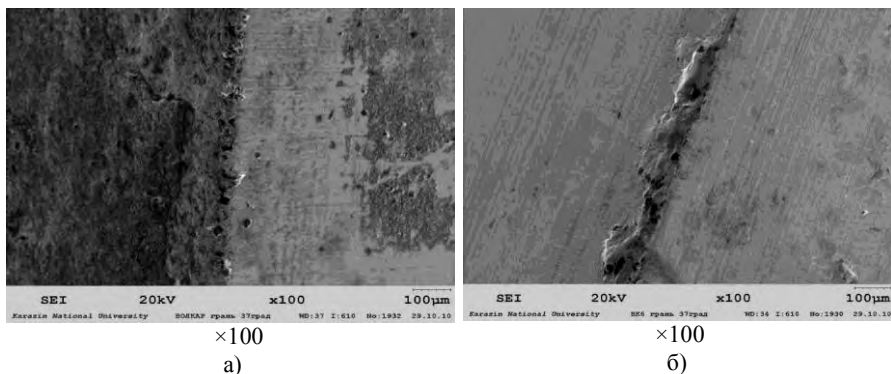


Рисунок 5 – Микрофотографии состояния режущих кромок  
а – сплав «ВолКар», б – твердый сплав ВК6

Для оценки преимуществ твердого сплава «ВолКар» по сравнению с традиционными сплавами представляют интерес результаты анализа и таких показателей качества как шероховатость и острота (радиус округления) режущей кромки. В связи с этим были проведены специальные эксперименты. На микрофотографиях (рис. 5), полученных с помощью сканирующего микроскопа «Jeol-JSM-840» представлены состояние и характер режущей кромки инструментов из рассматриваемых материалов.

Видно, что в отличие от сплава ВК6 режущая кромка наноструктурного сплава «ВолКар» менее подвержена выкрашиванию и отличается более ровной структурой.

Анализ отпечатка режущих кромок сравниваемых сплавов на обрабатываемой поверхности также характеризует их состояние; с этой целью были проведены специальные эксперименты. На токарно-винторезном станке 16К20 устанавливалась в центрах деталь цилиндрической формы с размерами  $d = 55$  мм,  $l = 300$  мм. Материал детали – латунь Л60 с твердостью НВ 30...49. Режущий инструмент устанавливался таким образом, чтобы режущая кромка была параллельна оси вращения детали. Резцы имели следующие геометрические параметры:  $\gamma = 0^\circ$ ;  $\alpha = 6^\circ$ ;  $\lambda = 0^\circ$ ;  $\nu = 45^\circ$ ;  $\nu_l = 45^\circ$ . Эксперименты проводились при врезном точении на токарно-винторезном станке 16К20 при следующих режимах:  $V = 70$  м/мин,  $S_{\text{non}} = 0,05$  мм/об. Режущие кромки при минимальной поперечной подаче вводились в контакт с деталью и оставляли свои отпечатки на ее поверхности. Иллюстрация вида обработанной поверхности латуни показана на микрофотографиях рис. 6; шероховатость реплики – отпечатка оцениваемая критерием  $Ra$  также показала преимущество сплава «ВолКар».

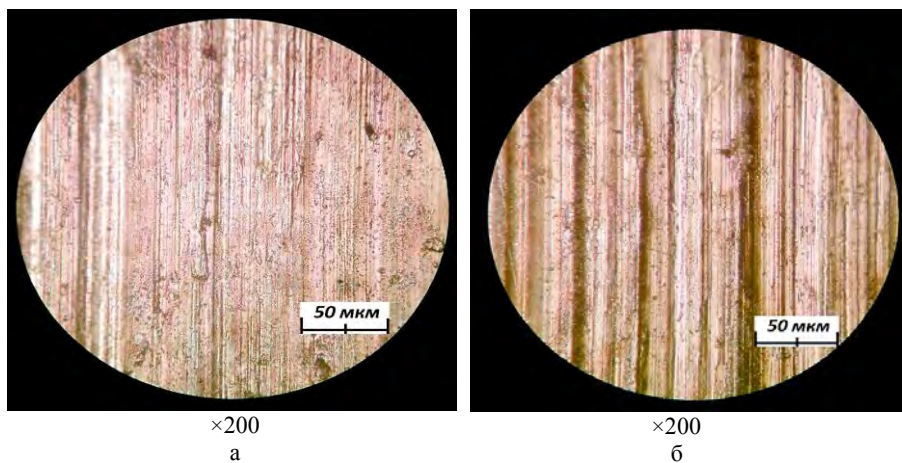
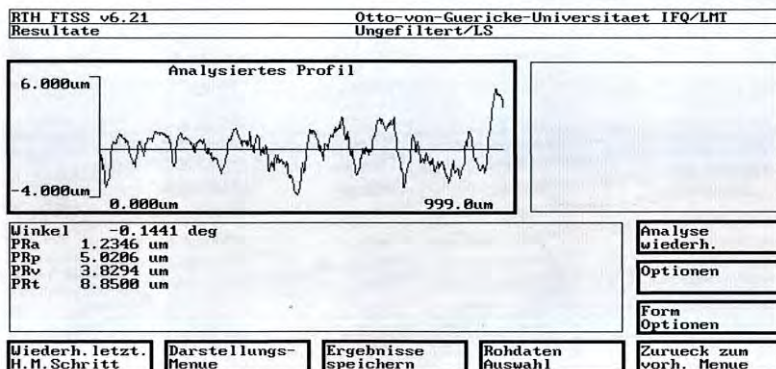


Рисунок 6 – Микрофотографии обработанной поверхности латуни  
а – после обработки твердым сплавом «ВолКар»,  
б – после обработки твердым сплавом ВК6.

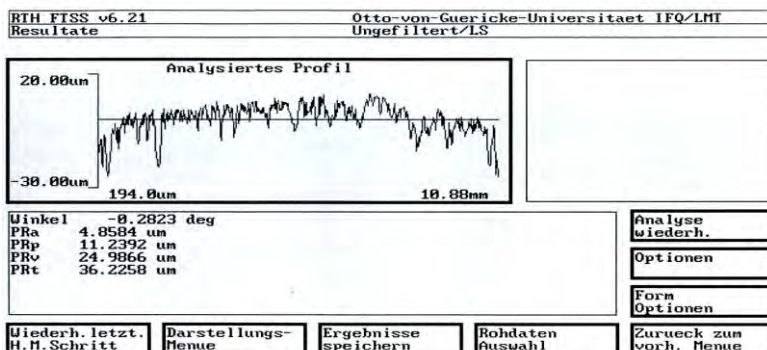
Кроме того, на универсальной измерительной станции HOMMELWERKE T8000 были получены профилограммы шероховатости режущих кромок твердых сплавов «ВолКар» и ВК6.

Как видно, шероховатость кромки твердого сплава «ВолКар» (рис. 7, а) существенно отличается от шероховатости кромки твердого сплава ВК6 (рис.

7, б). Это можно объяснить механизмом образования режущих кромок; они формируются за счет сколов при обработке рабочих поверхностей инструмента, естественно величина сколов прикромочных участков у сплава «ВолКар» с наноразмерными зёрнами карбида вольфрама существенно меньше.



а)



б)

Рисунок 7 – Профилограммы шероховатости режущей кромки  
 круг 12A2-45° AC6 100/80 M1-01;  $P_H = 1,2$  МПа,  $V = 25$  м/с  
 а – сплав «ВолКар», б – твердый сплав ВК6

Большое значение при чистовых операциях с малыми сечениями среза имеет острота режущих кромок. Для определения ее был проведен эксперимент по следующей методике. Режущая кромка вдавливалась в боковой торец доведенной поверхности медных пластин. Две полированные поверхности поверхности медных пластин с размерами 30×20×2 мм сжимались струбциной. С целью исключения искажения полученных контуров в результате навалов на доведенных поверхностях, одна из пластин была изготовлена из более мягкой отожженной меди (НВ 55), что позволяет получить на исследуе-

мой поверхности второй медной пластины (НВ 125) более четкий без значительных искажений контур отпечатка (реплики) режущей кромки. После чего пластины разжимались, и с помощью металлографического микроскопа изучались микрофотографии отпечатков кромок на полированной поверхности медной пластины (рис. 8). Для сравнения исследовались режущие пластины из наноструктурного сплава «ВолКар» и твердого сплава ВК6.

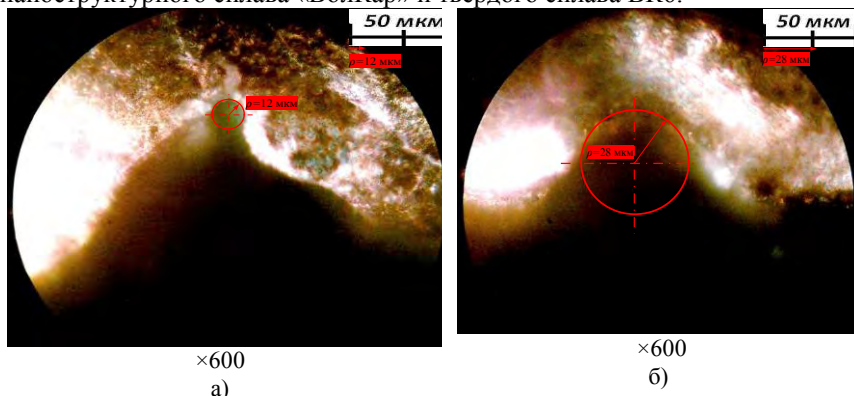


Рисунок 8 – Микрофотографии отпечатка остроты кромки  
а – наноструктурный сплав «ВолКар», б – твердый сплав ВК6

Острота режущей кромки оценивалась величиной ее радиуса округления  $\rho$ . В действительности режущая кромка описывается сложной кривой, которую приближенно при оценке можно принять в виде дуги окружности. Анализ микрофотографий показал, что для наноструктурного сплава «ВолКар» радиус округления имеет значение  $\rho = 12$  мкм, а для твердого сплава ВК6 –  $\rho = 28$  мкм. Радиус округления режущей кромки играет существенную роль в процессе резания и формирования поверхностного слоя. От радиуса округления зависит образование неровностей обработанной поверхности, наклеп поверхностного слоя, величина возникающих сил, минимальная толщина стружки, которую можно срезать в условиях нормального процесса резания, что особенно существенно при выполнении отделочных операций.

Микрофотографии боковых поверхностей режущих пластин свидетельствуют, что радиус округления  $\rho$  для наноструктурного сплава «ВолКар» и твердого сплава ВК6 имеет такие же значения как и на снимках, полученных после вдавливания режущих кромок в медные пластины (рис. 9).



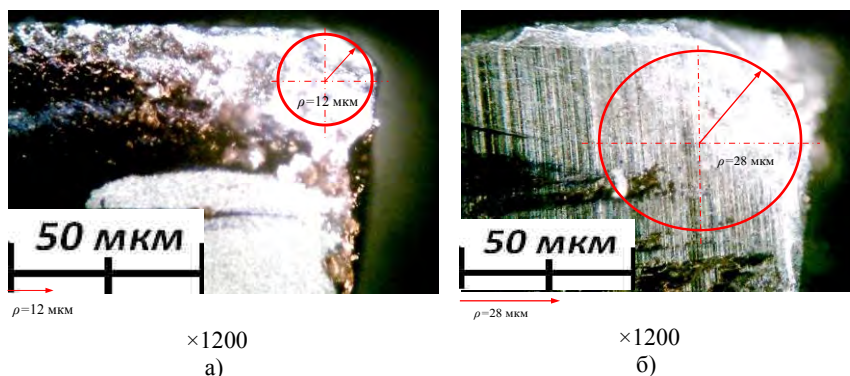


Рисунок 9 – Микрофотографии боковой поверхности режущей пластины  
а – наноструктурный сплав «ВолКар», б – твердый сплав ВК6.

Оценивая свойства материалов, их устойчивость в различных условиях эксплуатации в последнее время рассматривается такая характеристика как величина удельного модуля Юнга Еуд, определяемого как отношение его к плотности материала [4]. Применительно к условиям работы пластин из твердого сплава марки «ВолКар» целесообразно по нашему мнению отметить следующее. Как известно, при оценке свойств одной из важнейших характеристик является модуль Юнга. Он является структурно-нечувствительным свойством, определяется природой межатомного взаимодействия, и поэтому упругие характеристики материала не зависят от той формы, в которой он представлен. При высокоскоростной обработке (высокие температуры) режущий клин у кромки инструмента, его форма с малым объемом (массой) материала не должна терять устойчивость, которая, несомненно зависит от жесткости материала (способности деформироваться при изгибе). Поскольку масса наноструктурной пластины у режущей кромки является критичной величиной, поэтому, в свете отмеченного выше, важной характеристикой может служить не величина модуля упругости сама по себе, а величина удельного модуля, т. е. модуля отнесенного к плотности материала. У рассматриваемого инструментального наноструктурного материала при плотности  $\rho = 14,5 \cdot 10^{-3} \text{ кг/м}^3$  и принятом  $E = 720 \text{ МПа}$  этот показатель составляет  $E_{уд} = 49,66 \text{ (м/с)}^2$ , а у твердого сплава ВК6 при плотности  $\rho = 14,7 \cdot 10^{-3} \text{ кг/м}^3$  и принятом  $E = 590 \text{ МПа}$  этот показатель составляет  $E_{уд} = 40,14 \text{ (м/с)}^2$ , т. е. этот показатель на 25% выше у наноструктурного материала, чем у традиционного твердого сплава. Кроме того, на устойчивость режущей кромки влияет собственно размер зерна WC в материале. Очевидно, чем мельче зерно, тем меньше выкрашивание, и следовательно, выше устойчивость и износостойкость режущей кромки инструмента.

В этой связи представляет интерес оценка отмеченных преимуществ сплава «ВолКар» в процессе и после эксплуатации инструментов. Анализ

шероховатости и остроты (радиуса округления) режущей кромки после точения без охлаждения закаленной стали ХВГ (HRC 55...58) показал, что в отличие от обычных твердых сплавов при высокоскоростной обработке резанием, наноструктурный твердый сплав «ВолКар», менее подвержен воздействию температурного фактора, поскольку в сплаве «ВолКар» отсутствует связующий, деформируемый компонент; ослабление карбидной структуры не происходит, а выкрашивание наноразмерных зерен WC происходит менее интенсивно. Поэтому шероховатость режущей кромки и ее острота (радиус округления) изменяются не значительно, что и способствует повышению работоспособности инструмента. На рис. 10 представлены профилограмма шероховатости и микрофотография остроты (радиуса округления) режущей кромки твердого сплава «ВолКар» после точения со скоростью резания.

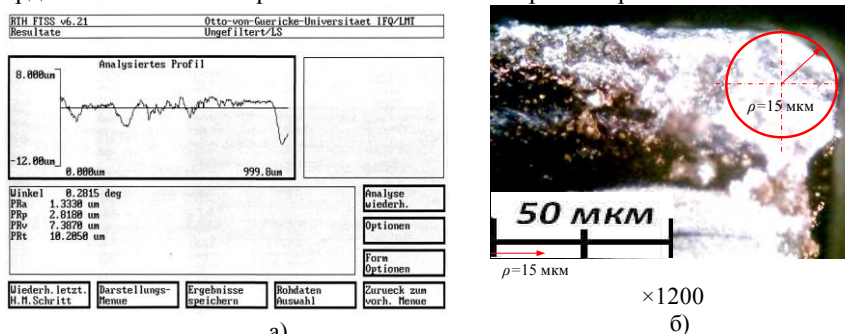


Рисунок 10 – Профилограмма шероховатости (а) и микрофотография радиуса округления (б) режущей кромки твердого сплава «ВолКар»

На эксплуатационные свойства инструментов, кроме геометрических характеристик, большое влияние оказывает физико-механическое состояние его рабочих поверхностей. Поэтому произведена оценка влияния состояния поверхностного слоя инструмента из сплава «ВолКар» на его износостойкость после алмазно-искрового шлифования.

Состояние поверхностного слоя изучалось в пластинах «ВолКар» в исходном состоянии после спекания и полирования, и после алмазно-искрового шлифования при нормальном давлении 0,4 и 1,2 МПа и скорости резания 25 м/с.

Алмазно-искровое шлифование (АИШ) образцов проводилось с обратной полярностью (круг – анод, режущая пластина – катод) на специально модернизированном универсально-заточном станке модели 3Д642Е торцом алмазного круга 12А2-45°АС6100/80М1-01-4; источником питания являлся специальный генератор импульсов; электрические режимы составляли: величина технологического тока  $I_{cp}=5\text{А}$ , частота электроимпульсов  $f=22 \text{ кГц}$ , скважность  $n_{скв}=2$ .



Модельные образцы подвергались рентгеновскому исследованию на дифрактометре ДРОН 2.0 в фильтрованном излучении железного анода. Дифрактограммы регистрировались поточно через  $0,1^\circ$  с экспозицией в каждой точке  $10''$ . Размер областей когерентного рассеяния оценивался по уширению линии (001) по формуле Селякова-Шеррера. Анализ напряженного состояния проводился с помощью  $\sin^2\psi$ -метода. Для съемок было выбрана линия (112) на угле  $2\theta \approx 145^\circ$ . Для каждого образца было проведена перпендикулярная съемка и наклонные съемки при  $\psi = \pm 30^\circ$  и  $\pm 50^\circ$ . Уровень напряжений определяли по формуле:

$$\sigma = \frac{E}{1+\mu} \cdot \frac{d_\psi - d_\perp}{d_\perp} \cdot \frac{1}{\sin^2\psi}, \quad (3)$$

где  $E$  – модуль нормальной упругости;  $\mu$  – коэффициент Пуассона;  $d_\psi$ ,  $d_\perp$  – межплоскостные расстояния, измеренные под углом и по нормали к поверхности образца;  $\psi$  – угол между нормалью к поверхности образца и соответствующей нормалью к отражающим плоскостям.

В расчетах приняты макроскопические значения упругих постоянных:  $E=720$  ГПа,  $\mu=0,18$ .

Для характеристики состояния поверхностного слоя проводился качественный фазовый анализ, оценивался размер областей когерентного рассеивания и уровень (величина и знак) остаточных макронапряжений.

На рис. 11 приведена дифрактограмма исходного образца «ВолКар». Как и ожидалось, основной фазой является WC. Кроме WC, выявляется небольшое количество  $\alpha$ -W<sub>2</sub>C, о чем сигнализирует появление линии (101) на угле  $2\theta \approx 50^\circ$ .

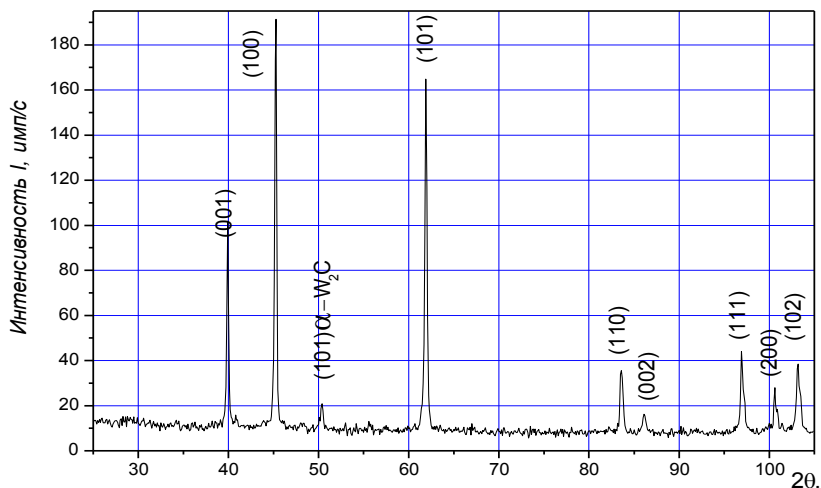


Рисунок 11 – Дифрактограмма исходного образца «ВолКар»

По уширению дифракционных линий на малых углах по формуле Селякова-Шеррера можно оценить размеры областей когерентного рассеяния (ОКР):

$$L_{\text{окр}} = \frac{\lambda}{b \cos \theta} , \quad (4)$$

где  $\lambda=1,93728 \text{ \AA}$ ,  $\theta \approx 22,65^\circ$  – линия (100),  $b$  – уширение линии (100).

Оказалось, что самые большие размеры областей когерентного рассеяния характерны для исходного образца –  $600 \text{ \AA}$ , после щадящего режима шлифования ( $P=0,4 \text{ МПа}$ ) размеры ОКР существенно меньше –  $150 \text{ \AA}$ , а после более жесткого ( $P=1,2 \text{ МПа}$ ) несколько увеличиваются и составляют  $200 \text{ \AA}$ .

На рис. 12 приведены  $\sin^2 \psi$  – графики исследованных образцов. Представленные графики позволяют оценить уровень деформации, а также знак и величину остаточных макронапряжений. Для исходного образца  $\sin^2 \psi$  – график представляет собой практически прямую линию параллельную оси  $\sin^2 \psi$ , что свидетельствует об отсутствии макронапряжений в исследованных образцах после спекания. Те небольшие деформации ( $\varepsilon=0,2 \cdot 10^{-3}$ ) и остаточные сжимающие макронапряжения ( $\sigma=-0,22 \text{ ГПа}$ ) по-видимому вызваны полированием. После щадящего шлифования ( $P=0,4 \text{ МПа}$ ) выявляемые деформации существенно выше ( $\varepsilon = 6 \cdot 10^{-3}$ ), оценка уровня остаточных сжимающих напряжений дает значение  $\sigma=-3,8 \text{ ГПа}$ . В образце после жесткого шлифования ( $P=1,2 \text{ МПа}$ ) деформация  $\varepsilon = 2 \cdot 10^{-3}$ , а  $\sigma = -1,2 \text{ ГПа}$ . Снижения уровня остаточных макронапряжений при жестких режимах шлифования можно объяснить более высоким уровнем развивающихся в зоне резания температур. Об этом свидетельствует и увеличение размеров ОКР.

Таким образом, в исследованных модельных образцах после шлифования при разных режимах наблюдается измельчение элементов структуры и формирования остаточных сжимающих напряжений, причем при щадящем режиме шлифования их уровень гораздо выше, чем при жестком. Учитывая это обстоятельство, можно предположить, что благоприятные условия взаимодействия рабочей поверхности алмазного круга со сплавом «ВолКар» могут быть обеспечены при более щадящих режимах шлифования (меньшие значения нормального давления или поперечной подачи), т.е. при меньшей производительности; при этом удельная себестоимость шлифования ( $C_{\text{ш}}$ ) может быть больше. Однако, следует отметить что удельная себестоимость шлифования и заточки не отражает качественное состояние изделий и инструмента в реальных условиях эксплуатации. Поэтому более важным представляется обеспечение условиями шлифования высокой износостойкости инструментов, что будет способствовать меньшей суммарной технологической себестоимости, и это является главной характеристикой надежности для потребителя, т.е. появляется возможность стоимостной оценки качества.

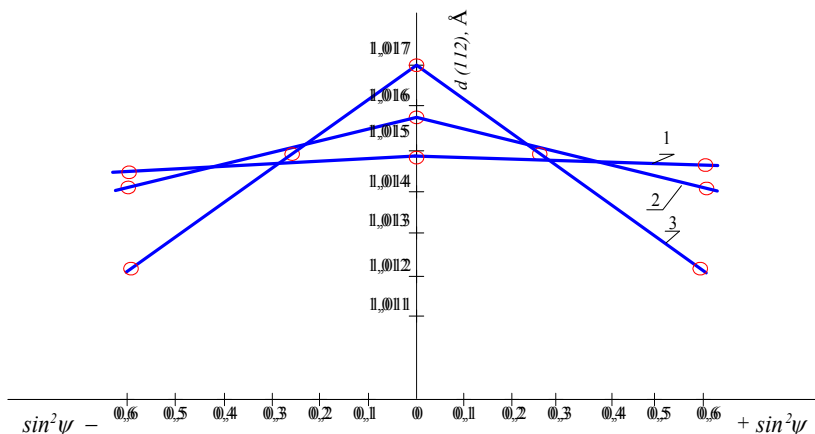


Рисунок 12 –  $\sin^2 \psi$  – графики образцов «ВолКар»  
 1 – исходное состояние, 2 – после АИШ при  $P=1,2$  МПа,  
 3 – после АИШ при  $P=0,4$  МПа

Для оценки влияния варианта шлифования на стойкость инструмента были установлены оптимальные режимы резания, при которых следует производить испытания. Известно, что для каждой пары контактирующих инструментального и обрабатываемого материалов существует свое значение оптимальной температуры и скорости, при которой работоспособность режущего инструмента реализуется наиболее полно [5, 6]. Эксперименты проводились на токарно-винторезном станке 16К20 при точении без охлаждения закаленной стали ХВГ HRC 55...58 при различных скоростях резания с подачей  $S = 0,075$  мм/об и глубиной резания  $t = 0,2$  мм. Резцы имели следующие геометрические параметры:  $\gamma = 0^\circ$ ;  $\alpha = 6^\circ$ ;  $\lambda = 0^\circ$ ;  $\theta = 45^\circ$ ;  $\theta_1 = 45^\circ$ . За критерий затупления был принят износ по задней поверхности  $h_z = 0,4$  мм, который измерялся непосредственно на станке с помощью микроскопа «Мир – 2».

На рис. 13 представлена зависимость длины пути резания от скорости резания, значение которой можно считать оптимальной при проведении соответствующих системных испытаний инструментов; отметим, что подача и глубина резания несущественно влияет на значение оптимальной скорости резания. Выявленная скорость резания при точении наноструктурным твердым сплавом «ВолКар» ( $V = 110$  м/мин) была принята в дальнейшем в качестве базовой при оценке оптимального варианта шлифования пластин по стойкостным показателям инструмента, характеризующимся длиной пути резания ( $L$ , м) в метрах.

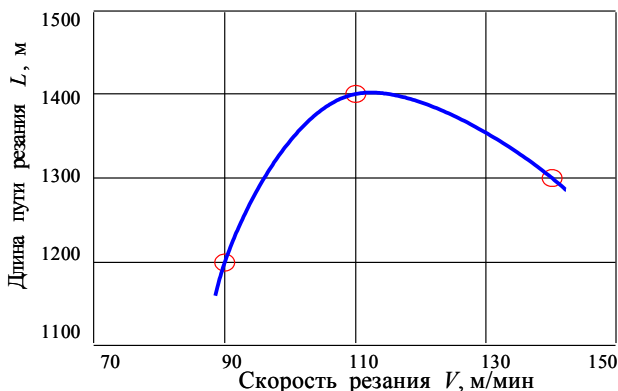


Рисунок 13 – Зависимость длины пути резания от скорости резания  
 $S = 0,075$  мм/об,  $t = 0,2$  мм.

Изучение износостойкости резцов показало, что резцы, изготовленные АИШ при щадящем режиме ( $P_n=0,4$  МПа) имеют износостойкость на 35% больше ( $L=1350$  м), чем при жестком режиме ( $P_n=1,2$  МПа) –  $L=1000$  м.

Следовательно, проблему оценки качественного результата шлифования следует рассматривать не только при изготовлении изделий и инструментов, но и в процессе их реальной эксплуатации [6], что важно с позиций привлекательности для потребителя.

Несмотря на то, что удельная себестоимость собственно шлифования при щадящих режимах обработки больше ( $C_{ш} = 57,3$  коп/см<sup>3</sup>) (меньше производительность), чем при более жестких режимах ( $C_{ш} = 32,5$  коп/см<sup>3</sup>), интегральным показателем качества следует признать суммарную технологическую себестоимость ( $C_m$ , коп/мин), которая включает не только удельную себестоимость шлифования, но и себестоимость механической обработки. Она учитывает стойкость инструмента, характеризуемую длиной пути резания в метрах до принятого критерия износа по его задней поверхности; фактически оценивается надежность инструмента в стоимостном выражении.

На рис. 14 приведена сравнительная диаграмма значений остаточных макронапряжений, длины пути резания и суммарной технологической себестоимости.

Таким образом, анализ представленных результатов показывает, что работоспособность шлифованных инструментов зависит от возникающих в поверхностном слое остаточных макронапряжений. Большим значениям макронапряжений сжатия ( $\sigma$ ) соответствуют более высокие значения длины пути резания ( $L$ ) и меньшая суммарная технологическая себестоимость обработки ( $C_m$ ).

На основании изложенного можно утверждать, что качественные характеристики процессов обработки можно определять в стоимостном выражении, и следовательно стоимостная оценка качества несомненно является важ-

ным фактором при сравнительной оценке различных технологий и способов изготовления изделий.

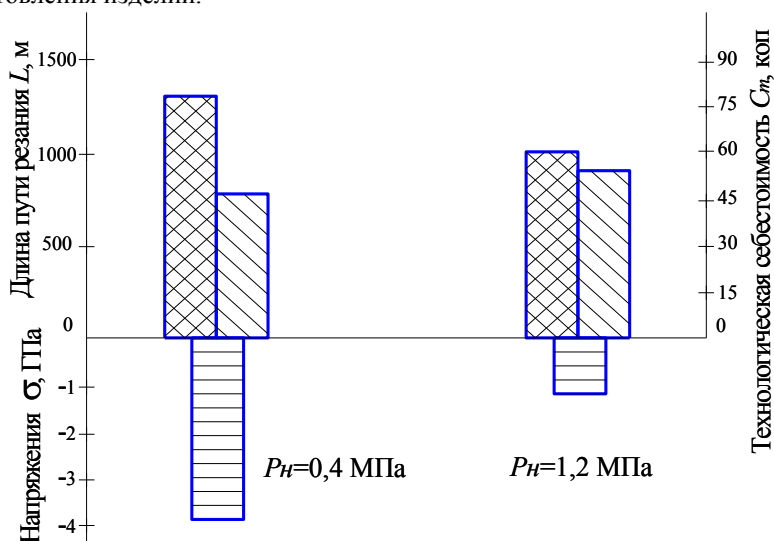


Рисунок 14 – Сравнительна диаграмма значений остаточных макронапряжений, длины пути резания и суммарной технологической себестоимости  $\sigma$ ,  $L$ ,  $C_m$ , круг 12A2-45° AC6 100/80 M1-01-4;  $V = 25 \text{ м/с}$ ; обрабатываемый материал «ВолКар»

**Список использованных источников:** 1. United States Patent № 6,617,271 B1 МКИ C04 B35/36. Tungsten carbide cutting tool materials / Gevorkian E., Kramer M., Kodash V. – Заявл. 08.09.2003; Оpubл. 17.03.2005 – 14р. 2. Боровский Г.В. Инструментальное производство в России / Г. В. Боровский. – М.: «ВНИИинструмент», 2008. – 160 с.: ил. 3. Геворкян Э.С. Горячее прессование нанопорошков монокристалла вольфрама при нагревании электрическим током / Э. С. Геворкян, Л. А. Тимофеева, В. А. Чишкала, П. С. Кислый // Наноструктурное материаловедение. – Киев, 2007. – № 1. – с. 103–108. 4. Милейко С. Т. Композиты и наноструктуры // Механика композитных материалов. 2009. 46. №1– с. 6–37. 5. Макаров А. Д. Оптимизация процессов резания / А. Д. Макаров – М.: Машиностроение, 1976. – 178 с. 6. Зубарь В. П. Особенности применения лезвийного инструмента из сверхтвердых материалов / В. П. Зубарь // Современные технологии в машиностроении. – 2006. – Т 1. – С. 99–116. 7. Харрингтон Дж. Х. Управление качеством в американских корпорациях / Дж. Х. Харрингтон – М. Экономика. – 1990. – 271 с.

Поступила в редколлегию 15.03.2012

В.А. Фадеев, д-р техн. наук, Д.О.Федоренко, Д.В. Ромашов,  
В.А.Федорович, д-р техн. наук, Харьков, Украина

## **ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ АЛМАЗНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ ПУТЕМ УПРАВЛЕНИЯ ПРОЦЕССОМ САМОЗАТАЧИВАНИЯ КРУГОВ**

*Найбільш поширеним в машинобудуванні високопродуктивним способом прецизійної обробки є шліфування з використанням алмазних кіл. В даній статті розглянуті основні проблеми, що виникають при шліфуванні, а також визначені перспективні шляхи їх вирішення з використанням методів планованого експерименту та математичного моделювання за методом скінчених елементів.*

*Наиболее распространенным в машиностроении высокопроизводительным способом прецизионной обработки является шлифование с применением алмазных кругов. В данной статье рассмотрены основные проблемы, возникающие при шлифовании в режиме самозатачивания, а также определены пути их решения с использованием методов планируемого эксперимента и математического моделирования по методу конечных элементов.*

*Diamond grinding is the most common way to high-precision machining. This article describes the main problems associated with self sharpening grinding process, as well as the prospects for their solution, using mathematical planning and finite element method.*

### **Введение**

Алмазно-абразивная обработка занимает ведущую позицию в обработке сверхтвёрдых материалов. Эффективность процесса алмазного шлифования определяется качеством и характеристиками алмазных кругов и правильностью выбора условий шлифования. Первое условие в большой степени обеспечивается на стадии изготовления алмазных кругов, второе – на стадии их эксплуатации.

При шлифовании абразивные инструменты подвергаются периодическим и перманентным силовым, тепловым и физико-химическим воздействиям, в результате которых их рабочие поверхности изнашиваются, затупляются и засаливаются [1]. Режущая способность шлифовального круга снижается с увеличением наработки вследствие затупления и засаливания его рабочей поверхности.

Наиболее рациональными условиями алмазного шлифования является режим их самозатачивания в процессе обработки, который обеспечивается оптимальным сочетанием прочности алмазных зерен, прочности связи и режимами обработки. Свойство самозатачивания проявляется только в том случае, если характеристика круга соответствует технологическим условиям работы. Если же она выбрана неправильно, происходит либо преждевременный износ, либо быстрое затупление круга. Последнее вызывает огранку детали, прижоги, увеличение сил резания и сопровождается

ся шумом. Часто из-за неправильной характеристики обрабатываемый материал втирается в поверхность круга, засаливая ее и вместо шлифования имеет место вредная работа трения [2].

Повышение эффективности работы алмазно-абразивных инструментов является важной научно-практической задачей, решение которой требует, на наш взгляд, разработки научно обоснованных режимов шлифования. Результаты многочисленных теоретических и экспериментальных исследований в области абразивной обработки, свидетельствуют об эффективности применения методов моделирования при оптимизации процессов спекания и шлифования [3-6].

В настоящее время практически отсутствуют разработки по моделированию процессов спекания и шлифования алмазных кругов, позволяющие без длительных трудоемких и дорогостоящих экспериментальных исследований определять рациональные условия, реализующие самозатачивание алмазных кругов при шлифовании. В связи с этим в задачу настоящих исследований входило изучение влияния прочностных характеристик связки, покрытий, обрабатываемых материалов, температуры спекания, а также качественного и количественного состава металлофазы на НДС в зоне шлифования, определяющее степень разрушения зерна в процессе микрорезания, что позволит установить основные критерии и условия, определяющие реализацию режима самозатачивания.

### **Результаты и их обсуждение**

При проведении исследований были использованы современные методы проведения модельных экспериментов. Для прогнозирования эксплуатационных характеристик использовался метод конечных элементов (МКЭ). Для решения поставленных задач в работе применялись новейшие аналитические CAD/CAE- комплексы, такие как: SolidWorks, CosmosWorks, ANSYS. Для получения математической модели процессов изготовления и эксплуатации кругов из СТМ был использован метод многофакторного планируемого эксперимента.

Общий вид математической модели:

$$Y = b_0 + \sum b_i X_i + \sum b_{i,j} X_i X_j + \sum b_{ii} X_i^2 + \dots \quad (1)$$

где  $X$  – независимые переменные, факторы;  $Y$  – зависимые переменные, отходы, параметры оптимизации, функции цели;  $b_i$  – коэффициенты находящиеся расчетным путем.

В таблице 1 приведены значения и принятые уровни независимых факторов, влияющих на процесс изготовления абразивных кругов из СТМ. С использованием выбранных факторов была проведена серия модельных экспериментов по спеканию алмазонасного слоя, в результате которых получены эпюры распределения полей напряжений и деформаций в зоне спекания.

Таблица 1. Значения факторов для моделирования процесса изготовления абразивных кругов из СТМ

| Уровни факторов | КТР металлофазы          |                             | Модуль упругости связки               |                             | Модуль упругости покрытия             |                             | Температура             |                             |
|-----------------|--------------------------|-----------------------------|---------------------------------------|-----------------------------|---------------------------------------|-----------------------------|-------------------------|-----------------------------|
|                 | Натуральное значение 1/К | Кодированное значение $X_1$ | Натуральное значение Н/м <sup>2</sup> | Кодированное значение $X_2$ | Натуральное значение Н/м <sup>2</sup> | Кодированное значение $X_3$ | Натуральное значение °С | Кодированное значение $X_4$ |
| 1               | 1,7e-05                  | +1                          | 6,9e+011                              | +1                          | 9e+011                                | +1                          | 800                     | +1                          |
| 0               | 1,1e-05                  | 0                           | 4,4e+011                              | 0                           | 5,05e+011                             | 0                           | 600                     | 0                           |
| -1              | 0,5e-05                  | -1                          | 1,9e+011                              | -1                          | 1,01e+011                             | -1                          | 400                     | -1                          |

Обработка результатов планируемого эксперимента позволила получить математическую модель, адекватно описывающую процесс спекания шлифовальных кругов из СТМ в представленном диапазоне варьирования независимых факторов.

$$Y = 31,09 - 0,393X_1 - 0,169X_2 - 2,287X_3 - 3,604X_4 + 8,54X_1X_2 + 0,848X_1X_3 + 0,84X_1X_4 + 0,605X_2X_3 + 1,603X_2X_4 + 0,381X_3X_4 - 12,893X_1^2 - 8,598X_2^2 + 14,497X_3^2 - 10,033X_4^2 \quad (2)$$

На рисунке 1 представлены зависимости напряжений, возникающие в системе «зерно–связка–металлофаза–покрытие» от температуры спекания при изменении КТР металлофазы, определяемой маркой алмазных зерен, и модуля упругости связки, зависящей от ее марки. При анализе результатов моделирования выявлено, что при КТР металлофазы в пределах  $(1,0 \div 1,7) \cdot 10^{-5}$  1/К напряжения в системе минимальны. Присутствие металлофазы с КТР =  $0,5 \cdot 10^{-5}$  1/К приводит к увеличению напряжений в 2-2,5 раза.

Визуализация полей напряжений для случаев их минимального и максимального уровня, наблюдаемых в зоне спекания показана на рисунке 2.

Моделирование процесса шлифования осуществлялась аналогично с той лишь разницей, что в данном опыте при создании модели связки была заложена пористая структура, что отображает реальные ее особенности в спеченном круге.

В табл. 2 представлены уровни и значения факторов, принятые для исследования НДС системы в зоне микрорезания, при шлифовании, как наиболее влияющие на данный процесс.

Для описания процесса обработки была получена следующая математическая модель:



$$Y = 36,023 - 0,332X_1 - 0,378X_2 - 2,397X_3 + 0,343X_4 - 0,3874X_1X_2 + 0,379X_1X_3 + 0,388X_1X_4 + 0,358X_2X_3 + 0,387X_2X_4 - 0,387X_3X_4 + 2,925X_1^2 - 19,35X_2^2 + 2,945X_3^2 + 2,9303X_4^2 \quad (3)$$

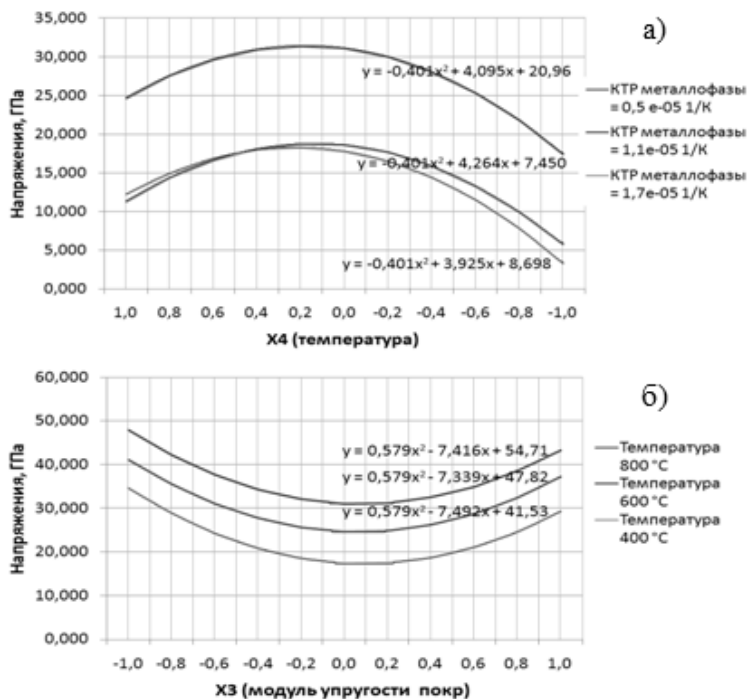


Рисунок 1 – Зависимость напряжений от КТР металлофазы и температуры спекания (а), от модуля упругости связки и температуры спекания (б)

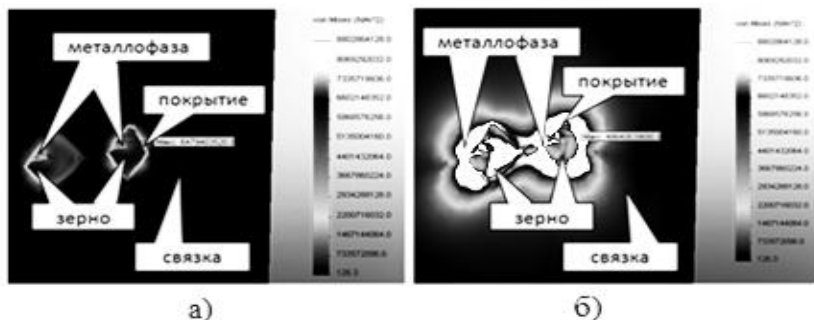


Рисунок 2 – Эпюры полей минимальных (а) и максимальных (б) напряжений, наблюдаемых в серии опытов по спеканию кругов в выбранном диапазоне факторов

Таблица 2 – Принятые значения факторов для процесса высокоскоростного шлифования

| Уровни факторов | КТР металлофазы          |                             | Модуль упругости связи                |                             | Модуль упругости ОМ      |                             | Температура             |                             |
|-----------------|--------------------------|-----------------------------|---------------------------------------|-----------------------------|--------------------------|-----------------------------|-------------------------|-----------------------------|
|                 | Натуральное значение 1/К | Кодированное значение $X_1$ | Натуральное значение Н/м <sup>2</sup> | Кодированное значение $X_2$ | Натуральное значение МПа | Кодированное значение $X_3$ | Натуральное значение °С | Кодированное значение $X_4$ |
| 1               | 1,7e-05                  | +1                          | 9e+011                                | +1                          | 800                      | +1                          | 800                     | +1                          |
| 0               | 1,1e-05                  | 0                           | 5,05e+011                             | 0                           | 600                      | 0                           | 600                     | 0                           |
| -1              | 0,5e-05                  | -1                          | 1,1e+011                              | -1                          | 400                      | -1                          | 400                     | -1                          |

На рисунке 3 проиллюстрированы результаты модельных экспериментов по расчету зависимостей напряжений в зоне микрорезания от модуля упругости связи, и обрабатываемого материала при варьировании КТР металлофазы.

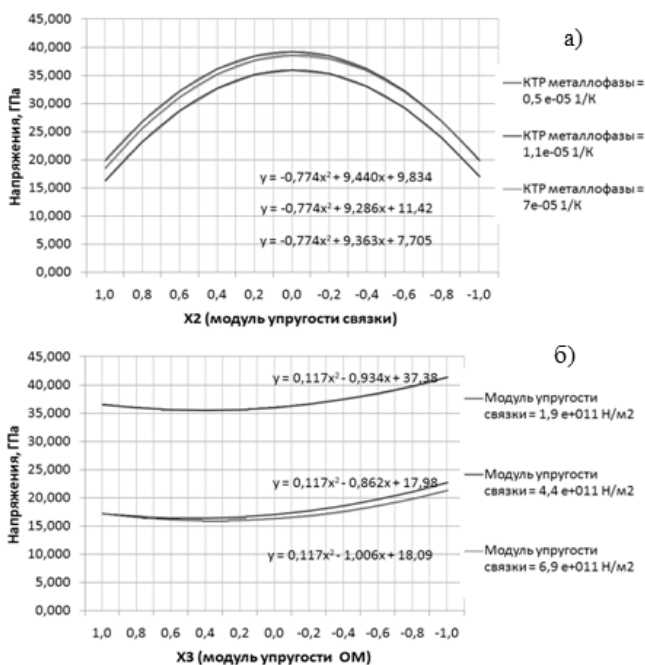


Рисунок 3 – Зависимость напряжений, возникающих в зоне микрорезания от модуля упругости связи и КТР металлофазы (а); модуля упругости связи и обрабатываемого материала (б)

Анализ полученных зависимостей позволил установить, что максимальный уровень напряжений, возникающих в системе «зерно – металлофаза – связка – ОМ» наблюдается для значений модуля упругости связки, соответствующему нулевому уровню данного параметра (см. табл.2). Модуль упругости обрабатываемого материала является практически незначимым параметром и в сравнении с КТР металлофазы зерна и модуля упругости связки не оказывает заметного влияния на величину возникающих в системе напряжений.

На рисунке 4 представлена визуализация полей напряжений, возникающих в системе «зерно – металлофаза – связка – ОМ» при шлифовании.

В результате анализа распределений напряжений, возникающих при шлифовании в системе «зерно – металлофаза – связка – ОМ» для случая пористой связки установлено, что при определенном сочетании значений выбранных независимых факторов зона максимальных напряжений смещается из области контакта зерна с обрабатываемым материалом в зону расположения наиболее тонких мостиков связки между порами.

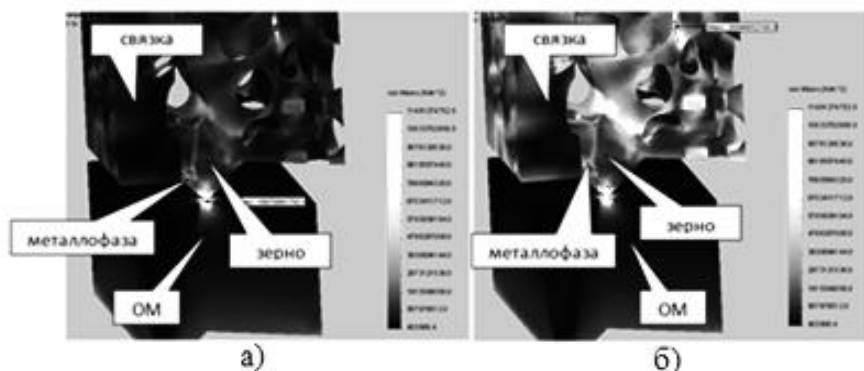


Рисунок 4 – Эпюры полей минимальных (а) и максимальных (б) напряжений, наблюдаемых в серии опытов по шлифованию в выбранном диапазоне факторов

## Выводы

С использованием метода 3D моделирования исследованы процессы спекания алмазных кругов и шлифования в выбранном диапазоне варьирования основных характеристик абразивного инструмента и режимов шлифования, а также широкого спектра обрабатываемых материалов.

В ходе проведенного цикла модельных экспериментов при реализации метода математического планирования получены математические модели, описывающие процессы спекания алмазных кругов и шлифования. Анализ полученных зависимостей напряжений, возникающих в системе «зерно – металлофаза – связка – ОМ» от модуля упругости связки позволил установить, что максимального уровня напряжения достигают при значений модуля упругости связки  $5,05 \times 10^{11}$  Н/м<sup>2</sup>. Модуль упругости обрабатываемого материала практически не оказывает заметного влияния на величину возникающих в системе напряжений. Установлено, что наиболее значимым фактором, влияющим на НДС исследуемых систем, является КТР металлофазы. Показано, что присутствие металлофазы с ТКЛР =  $0,5 \times 10^{-5}$  1/К приводит к увеличению напряжений в 2 – 2,5 раза.

Показано, что фактор пористости связки (количество, размеры пор и характер их распределения) в большой степени определяет возникновение критических напряжений, приводящих к выкрашиванию затупившихся зерен, а следовательно обуславливает возможность управления процессом самозатачивания за счет регулирования характеристик пористости связки. Принимая во внимание естественную пористость связки, показано, что даже при соотношении модуля упругости связки и обрабатываемого материала близком 4,4 : 1, зона максимальных напряжений располагается на наиболее тонких мостиках связки между порами.

**Список использованных источников:** 1 Худобин Л.В., Унянин А.Н. Минимизация засаливания шлифовальных кругов. – Ульяновск : УлГТУ, 2007. – 298 с.; 2 Переверзев П.П. Взаимосвязь производительности и точности операций шлифования с интенсивностью затупления кругов из различных абразивных материалов. – Автореф. дис. канд. техн. наук, Челябинск, 1981. – 23 с.; 3. Oliveira J.F.G, Silva E.J. and other. Industrial challenges in grinding // Annals of the CIRP. – v. 58. – p.663–680; 4 Jackson M.J., Barlow N., and other. Computer Aided Design of High-Performance Grinding Tools //Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers (London), Part B //Journal of Engineering Manufacture. – 2001. – v. 215. – p. 583-588; 5 Gol'din V.V., Zhuravsky V. G. and other. CALS technologies and tolerant translators Automation and Remote Control. – v. 68. – № 4. – p. 710-726; 6 Karpuschewski B., Wehmeier M. and other. Grinding Monitoring System Based on Power and Acoustic Emission Sensors // Annals of the CIRP. – 2000. – v.49. – № 1. –p.235-240.

*Поступила в редакцию 12.06.2012*

## МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ В МАТЕРИАЛЕ ПРИ РЕЗАНИИ

*In this article we examine the necessity of creating more simple technique for calculation of temperatural field which will help to detect temperatural deformations in a tool and blank. Here it's offered a new methodical way of the temperatural field detection in material by the example of cutting tool.*

Точность механической обработки сегодня является одной из приоритетных задач современного машиностроения. По ходу совершенствования оборудования, в том числе появления и развитие станков с числовым программным управлением (ЧПУ) изменяются приоритеты различных факторов, влияющих на точность обработки. На первый план выходят, ранее мало актуальные факторы и элементы. Одним из этих элементов является тепловая деформация (ТД) детали и инструмента. Пользуясь практическим опытом при работе на универсальном оборудовании, квалифицированный рабочий мог учитывать по мере необходимости ТД. С использованием станков ЧПУ такой учет стал возможным только с внесением коррекции в управляющую программу станка. Поэтому, становится актуальным создание математической модели для расчета температурного поля.

Существует большое количество математических моделей явления теплопроводности полученных различными путями: «классическим», исходя из положения термодинамики необратимых процессов, исходя из экспериментальных принципов, но в любом случае получаем одни и те же дифференциальные уравнения в частных производных второго порядка с соответствующими краевыми условиями. Такие уравнения решаются численными методами, что требует создания сложного алгоритма. Поэтому, разработка простого и наглядного метода является актуальной задачей.

Рассмотрим общую его постановку. Для конкретизации ее представления будем говорить о теле, которым является резец. Для исследуемого материала, в данном случае резца, с определенными поверхностями подвода тепла и его стоков «опытный глаз» определит направления градиентов температурного поля. Следуя направлениям «рисунка» градиентов резец можно разбить на фрагменты, в каждом из которых «пучок» градиентов будет более «компактным» по направлениям. Каждый фрагмент должен иметь плоскость входа и плоскости выхода градиентов, тогда температурное поле внутри фрагмента будет приближаться по форме к коническому, а, следовательно, к сферическому полю. Тепловой поток, описываемый законом Фурье, в сферическом поле интегрируется аналитически. Аналитическое описание температурного поля фрагмента здесь мы называем «интегральной заготовкой», которая имеет вид:

$$\theta = -\frac{Q}{\lambda \varphi R} \quad (1)$$

При заданном тепловом потоке и заданном на входе температурном поле можно вычислить температуру любой точки фрагмента, в том числе и на плоскостях-стоках фрагмента.

При таком описании теплового поля фрагментов входы и выходы ветвящегося теплового потока замыкаются друг на друга (выходы предыдущих фрагментов на входы последующих), соблюдая условия неразрывности температурного поля.

Система фрагментов, построенная на таком принципе, при заданном температурном поле на входе в блок материала позволяет определить тепловые потоки и температурное поле во всем блоке, в том числе и на плоскостях стоков. Здесь необходимо иметь в виду, что увеличение температурного поля на входе при неизменном тепловом потоке входа, увеличивает тепловой поток во внешнюю среду на плоскостях-стоках. Равенство потока на входе и потока во внешнюю среду говорит о том, что при данном температурном поле на входе устанавливается стационарный режим теплового процесса.

Такая задача алгоритмизируется и решается минимизацией квадрата отклонения температурного потока на входах, от потока во внешнюю среду по температуре поля на входе. Эта задача может быть развита на переменное температурное поле на входе, что решается представлением названного квадрата отклонения как функции многих переменных от разных частей переменного температурного поля и минимизации этого квадрата отклонений как функции многих переменных и имеет вид:

$$\min_{\theta_0(x_0, y_0, z_0)}, A\{Q_{cm}[\theta_0(x_0, y_0, z_0), A] - Q_{uct}\}^2 \quad (2)$$

Методический подход, который представлен в настоящей работе, отличается от используемых сегодня подходов большей наглядностью представления процесса, передачи тепла в материале и меньшим временем вычислительной процедуры для получения необходимых конечных результатов. Последнее делает его более применимым на станках с ЧПУ для модельного сопровождения процесса непосредственной обработки с упреждением корректировки управляющей программы.

**Список использованных источников:** 1. Резников А.Н. Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. Учебник для вузов по специальностям «Технология машиностроения» и «Металлорежущие станки и инструменты»: Машиностроение, 1990.-288 с.; 2. Резников А.Н. Теплофизика резания «Машиностроение», 1969.-288 с.; 3. А.С. Верещака, В.С. Кушнер. Резание материалов: Учебник/ - М.: Высш. Шк., 2009.-535 с. 4. Корсаков В.С Точность механической обработки. «МАШГИЗ» Москва 1961.-373 с. 5. Карслоу Г. и Егер Д. Теплопроводность твердых тел. Перевод со второго английского издания под редакцией проф. Померанцева А.А. М., Москва 1964.-488 с. 6. Коздоба Л.А. Методы решения нелинейных задач теплопроводности. Изд-во «Наука», Москва 1975.-227с.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

Ф.Я. Якубов, д-р техн. наук,  
С. И. Джелалов, канд. техн. наук, Симферополь, Украина.

## **К ВОПРОСУ О ПРЕЦИЗИОННОЙ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ЦЕМЕНТИРОВАННОЙ СТАЛИ 20 ИНСТРУМЕНТОМ, ОСНАЩЕННЫМ КЕРАМИКОЙ**

*У роботі приведено результати порівняльних досліджень процесу точіння цементованої сталі 20 інструментом з керамічних матеріалів змішаного типу. Розглянуто вплив подачі на якість поверхні оброблюваного виробу, а також вивчений характер зношування ріжучих пластин при різних швидкостях різання. Встановлено ефективність застосування нової кераміки марки «ZIRCA» вітчизняного виробництва в розглянутих умовах.*

*В работе приведены результаты сравнительных исследований процесса точения цементированной стали 20 инструментом из керамических материалов смешанного типа. Рассмотрено влияние подачи на качество поверхности обрабатываемого изделия, а также изучен характер износа режущих пластин при различных скоростях резания. Установлена эффективность применения новой керамики марки «ZIRCA» отечественного производства в рассмотренных условиях.*

*Work contains the results of comparative researches of turning process of the cemented steel 20 (C 20) by an mixed type (A2) ceramic materials instrument. Influence of feeding on quality of a surface of a processed workpiece is considered, and also nature of wear of cutting plates is studied at various cutting speeds. New ceramics «ZIRCA» (domestic production brand) use efficiency in the considered conditions is established.*

Опыт развитых машиностроительных предприятий показывает, что в условиях, сформировавшихся ныне на рынке индустрии, одним из наиболее важных требований, обеспечивающих конкурентоспособность, является возможность выпускать продукцию в наиболее короткие сроки. Одним из направлений, способствующих решению данного вопроса, является замена малопроизводительных операций механической обработки на более продуктивные, в частности, замена шлифования точением. Так называемое «твердое точение» [1, 2], основанное на применении высокоточного оборудования, в том числе станков с ЧПУ и сориентированное на чистовую обработку материалов с высокой твердостью (HRC 50...65) при высоких (200–300 м/мин.) скоростях, позволяет существенно сократить машинное время, что прежде всего вызвано повышением интенсивности съема материала по сравнению с шлифованием. Для выполнения такого типа операций может применяться инструмент на основе кубического нитрида бора (КНБ) и режущая керамика (РК). Одним из факторов, определяющих более широкое применение инструмента, оснащенного пластинами из керамических материалов, является способность наиболее хорошо противостоять адгезионному и химико-термическому взаимодействию с железоуглеродистыми сплавами. К тому же

пластины из минералокерамики отличается значительно более низкой себестоимостью по сравнению с инструментом на основе КНБ. Инструмент на основе РК, способен обеспечивать тонкое чистовое точение при высоких (150–300 м/мин) скоростях резания высокотвердых изделий [1–4].

Многие комплектующие для используемой в машиностроительных производствах оснастки изготавливаются предприятиями сориентированными на серийное производство самостоятельно. К примеру, на заводе «Фиолент» (г. Симферополь) производится широкий спектр изделий инструментального назначения, обладающих высокой твердостью и требующих обработки шлифованием на конечной стадии технологического процесса изготовления. Так, деталь «втулка гладкая» из стали 20, цементированной на глубину 0,8...1,2 мм (HRC 58...62), является типовым элементом конструкции штампов, используемых для получения изделий из листового металла (рис. 1; 2).

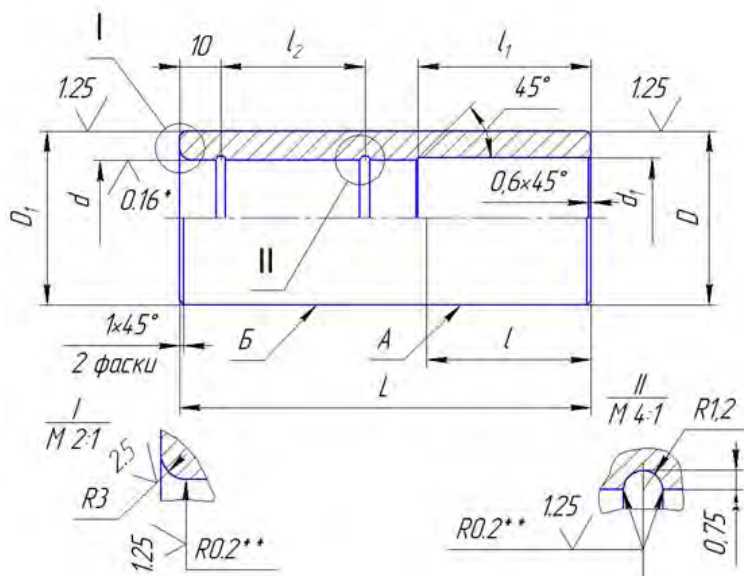


Рисунок 1 – Втулка из стали 20, цементированной (HRC 58...62) на глубину 0,8...1,2

Традиционная технология механической обработки наружной цилиндрической поверхности данной детали предполагает применение шлифования с целью достижения соответствующей размерной точности и шероховатости 1,25 Ra. Повышение эффективности обработки деталей данного типа возможно путем замены шлифования тонким точением.



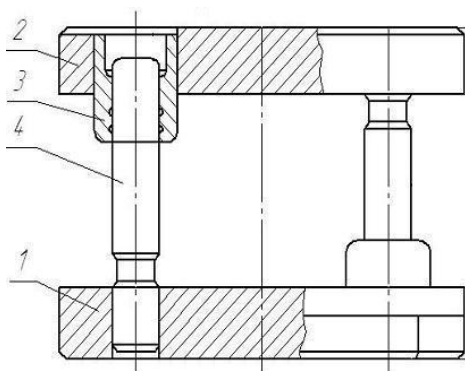


Рисунок 2 – Расположение втулки в блок штампа:

- 1 – плита нижняя;
- 2 – плита верхняя;
- 3 – втулка гладкая;
- 4 – колонка.

Основные преимущества твердого точения по сравнению с шлифованием определяются следующими факторами:

- сокращение времени обработки за счет замены принципа постепенного (с малыми величинами припусков) многопроходного снятия стружки;
- отсутствие применения СОЖ;
- образование стружки пригодной к восстановлению металла;
- твердое точение более технологичная операция – обработка сложно-профильных деталей не требует замены инструмента и подналадки станка.

Вышеприведенные данные, свидетельствуют об актуальности проведения исследований, направленных на установление возможности применения инструмента, оснащенного керамическими пластинами для прецизионной обработки изделий из стали высокой твердости, с целью замены шлифовальной операции на токарную, для решения проблемы повышения эффективности механической обработки.

Целью данной работы является установление зависимостей, характеризующих процесс тонкого точения изделий из цементированной стали 20 керамическим режущим инструментом, исследование характера его износа и определение оптимальных режимов обработки. Объектом исследования является процесс резания изделий из железоуглеродистых сплавов, позволяющий установить режимные параметры, определяющие производительность обработки инструментом, оснащенным керамикой. Предметом исследования являются закономерности износа режущих пластин при точении цементированной (HRC 58–62) стали 20.

Важным требованием, обуславливающим возможность реализации прецизионного точения, при скоростях свыше 100 м/мин является применение станка высокой жесткости и точности. Точение с небольшими глубинами резания позволяют задавать высокую скорость вращения шпинделя, что обычно приводит к повышению термобарических нагрузок в зоне соприкосновения режущей кромки инструмента с обрабатываемым материалом, кроме того процесс характеризуется склонностью к возникновению высокого уровня

вибраций. С учетом вышесказанного точение проводилось на токарно-винторезном станке повышенной точности «SAMAT-400M».

При точении использовались керамические пластины квадратной формы SNGN 120412 (рис. 2) различных марок BOK-71 (Светловодский комбинат твердых сплавов и тугоплавких металлов), CC650 (Sanvik Coromant), «ZIRCA» (ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Украины) [6]. Указанные инструментальные материалы относятся к режущей керамике типа «смешанная» (черная) и согласно рекомендациям производителей используются при точении сплавов повышенной твердости, в том числе железоуглеродистых.

В качестве режущего инструмента применяли резец проходной прямой правый с сечением державки  $25 \times 30$ . Режущие пластины устанавливались в стальном резцедержателе посредством механического крепления (см. рис. 3). Геометрические параметры режущих пластин и углы резания, которые достигались установкой пластин в резцедержателе, составляли:  $\theta = \theta_1 = 45^\circ$ ;  $\gamma = -10^\circ$ ;  $\alpha = \alpha_1 = 10^\circ$ ;  $\lambda = 0$ ;  $\gamma_f = -20^\circ$ .

В качестве обрабатываемой детали использовался вал цилиндрической формы диаметром 100 мм из стали 20, цементированной на глубину 0,8...1,2 мм (HRC 58...62).

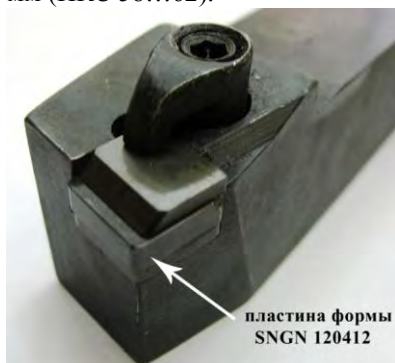


Рисунок 3 – Внешний вид резца, оснащенного пластиной формы SNGN 120412 из керамического материала

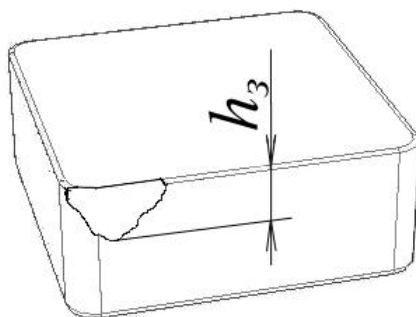


Рисунок 4 – Режущая пластина формы SNGN 120412 и измерение износа ее по задней поверхности

За критерий выхода из строя резцов при точении была принята величина износа по задней поверхности  $h_z = 0,3$  мм (рис. 4), которая измерялась на инструментальном микроскопе с отсчетной микрометрической головкой через каждые 2,5 мин. При каждом режиме резания испытывали по три режущих кромки каждого из видов пластин.

Согласно данным [1–5] эффективная скорость при чистовой обработке сталей повышенной твердости керамическими режущими пластинами стандартных марок смешанной керамики находится в пределах  $v=2,3\text{--}3,6$  м/с.

На первом этапе исследования были проведены эксперименты, позволившие установить оптимальную величину подачи при резании, которая позволяет достичь удовлетворительный уровень шероховатости поверхности обрабатываемой детали. Точение проводилось при различных значениях  $S = 0,05; 0,08; 0,1; 0,15$  мм/об., глубина резания при этом составляла  $t=0,25$  мм, а из вышеуказанного интервала скоростей резания было выбрано среднее значение  $v=2,8$  м/с.

На рис. 5 представлены результаты измерения шероховатости поверхности детали, обработанной при различных подачах.

Из рисунка видно, что с увеличением подачи чистота обработки исследуемых заготовок при резании пластинами всех используемых марок керамики ухудшается. При этом шероховатость поверхности, обработанной керамикой марки «ZIRCA» при подаче 0,05 мм/об. в 1,1 раза ниже шероховатости поверхности заготовки, обработанной пластинами марки ВОК-71; и в 1,46 раза выше шероховатости, полученной при обработке инструментом из керамики марки СС 650.

Наиболее низкий уровень чистоты поверхности, полученной при точении пластинами ВОК-71 вероятно обусловливается образованием в процессе резания микросколов на режущей кромке из-за более низкой стойкости инструмента к возникающим нагрузкам, по сравнению с пластинами марок «ZIRCA» и СС 650, а также наличием высокого уровня дефектов на поверхности режущей кромки, вызванным относительно низким технологическим уровнем производственной подготовки рабочих поверхностей пластин.

Было также установлено, что с увеличением подачи от 0,05 до 0,08 мм/об. шероховатость поверхности при обработке пластинами из керамики марок «ZIRCA» и ВОК-71 увеличивается в 1,06 и в 1,14 раза, при этом шероховатость образца, обработанного пластинами марки СС 650 растет в 1,43 раза (рис. 5).

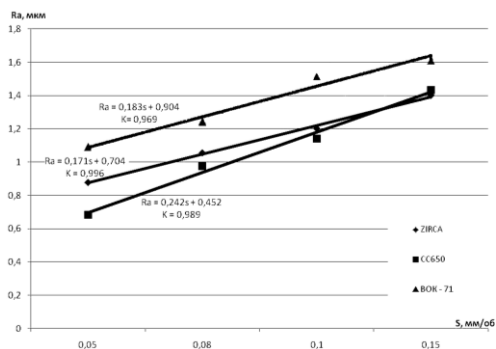


Рисунок 5 – Зависимость шероховатости обрабатываемой поверхности детали из стали 20, цементированной на глубину 0,8...1,2 мм (HRC 58...62) от величины подачи при точении ( $v=2,8$  м/с).

Это свидетельствует о большей чувствительности последней к растущей температурно-силовой нагрузке на режущий клин инструмента, что, вероятно, объясняется более низкими прочностными показателями керамики шведского производства (см. таблицу ниже).

Некоторые характеристики керамических материалов

| Марка режущей пластины | Твердость HV15, ГПа | Грещиностойкость $K_{1c}$ , МПа·м <sup>1/2</sup> | Теплопроводность $\lambda$ , Вт/(м·К) | Прочность при изгибе $R_{bm}$ , МПа |
|------------------------|---------------------|--------------------------------------------------|---------------------------------------|-------------------------------------|
| ZIRCA                  | 18,3–18,7           | 5,2–5,6                                          | 24–26                                 | 700–750                             |
| CC650                  | 19–19,2             | 4,1–4,4                                          | 24*                                   | 400–500*                            |
| ВОК-71                 | 18,5–18,8           | 4,2–4,5                                          | 20–24*                                | 650–750*                            |

Примечание. \* – справочные данные, другие – установлены измерениями.

Последующее увеличение подачи до 0,10 мм/об. приводит к повышению шероховатости обрабатываемой поверхности при этом обработка керамикой «ZIRCA» и CC 650 позволяет сохранить допустимый уровень (соответственно 1,20 и 1,14 мкм), а резание пластинами марки ВОК-71 приводит к повышению уровня шероховатости до средней величины 1,61 мкм, что превышает допустимый (1,25 мкм) уровень качества поверхности.

С учетом того, что дальнейшие исследования планировалось проводить также и при более высоких скоростях точения, эксперименты были ограничены применением режущих пластин марок «ZIRCA» и CC650.

На втором этапе исследований проведены стойкостные испытания, которые сопровождались изучением закономерностей износа выбранного режущего инструмента в зависимости от скорости резания. Исследования проводились при  $v=2,3; 2,8; 3,6$  м/с. На основании полученных выше зависимостей шероховатости поверхности от подачи оптимальной (удовлетворяющей параметры чистовой обработки детали «втулка») была принята величина  $S=0,10$  мм/об. Результаты стойкостных испытаний при чистовом продольном точении цементированной стали 20 (рис. 6) позволили установить зависимости стойкости исследуемых керамических инструментов от скорости резания:

$T_1 = -47,4v + 197,7v - 84$  – для керамики CC650 (коэффициент корреляции 1);

$T_2 = -54,1v + 230,6$  – для керамики ZIRCA (коэффициент корреляции 0,99), где  $T_1$  и  $T_2$  – стойкость соответствующего инструмента,  $v$  – скорость резания.

Как видно из графика (рис. 6), с увеличением скорости резания до 2,8 м/с стойкость инструмента, оснащенного керамикой ZIRCA, падает более интенсивно, чем CC650.

Согласно полученным данным, такая интенсивность сохраняется вплоть до скорости 3,6 м/с, о чем свидетельствует график зависимости  $T(v)$ , который описывается линейной функцией (прямая ■ на рис. 6). Последнее также свидетельствует о том, что процесс изнашивания инструмента происходит равномерно, при отсутствии микроскалывания режущей кромки, что подтверждается и металлографическими исследованиями (рис. 7, а). Было установлено, что изнашивание инструмента обеих марок керамики в диапазоне скоростей резания 2,3–2,8 м/с происходит в результате абразивного износа (рис. 7, а, б).

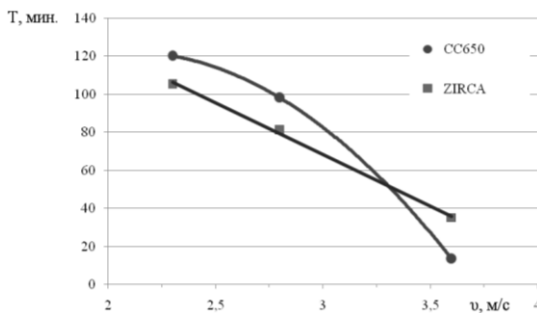
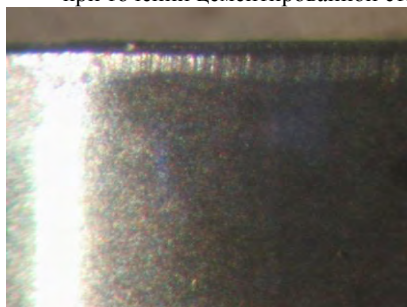
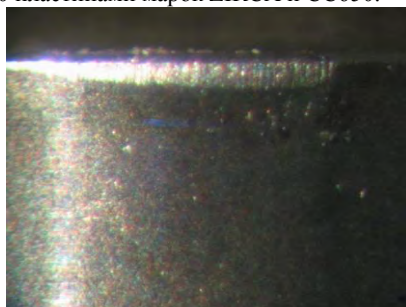


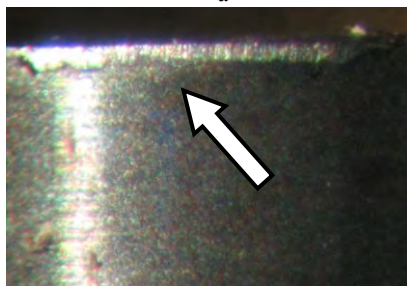
Рисунок 6 – Зависимость стойкости инструмента ( $T$ ) от скорости резания ( $v$ ) при точении цементированной стали 20 пластинами марок ZIRCA и CC650.



а



б



в

Рисунок 7 – Внешний вид пластин после обработки цементированной стали 20:  
а – ZIRCA при скорости 2,8 м/с;  
б – CC650 при скорости 2,8 м/с;  
в – CC650 при скорости 3,6 м/с.

Характер кривой износа инструмента, оснащенного керамикой CC650 указывает на то, что в рассматриваемом диапазоне скоростей стойкость пластин выше, чем у пластин ZIRCA. Однако последующее повышение скорости обработки приводит к постепенному повышению интенсивности изнашивания.

Следует также отметить, что с ростом скорости происходит ухудшение качества обрабатываемой поверхности, о чем свидетельствует появление неравномерно распределенных по периферии обрабатываемой заготовки борозд. При этом шероховатость некоторых участков находится либо на близком к предельному, либо превышает допустимый уровень.

Причиной этому может быть образование микросколов на поверхности режущей кромки (рис. 7, в), из-за повышения нагрузок на инструмент, что в к тому же снижает надежность работы режущей пластины. Таким образом при скорости 3,6 м/с стойкость керамики ZIRCA в 1,14 раз превышает срок работы инструмента на основе CC650.

Проведенные исследования позволили установить зависимости шероховатости поверхности обрабатываемой заготовки из цементированной стали 20 и определить оптимальное значение подачи при обработке инструментом, оснащенным керамическими режущими пластинами смешанного типа. Полученные результаты показали, низкую эффективность применения инструмента, оснащенного пластинами ВОК-71, уже при скорости 2,8 м/с, который разрушается в результате микроскалывания, что приводит к превышению допустимого уровня шероховатости обрабатываемой заготовки. Выявлено, что во всем диапазоне исследуемых скоростей 2,3–3,6 м/с происходит абразивный износ инструмента оснащенного пластинами ZIRCA. Это обуславливает более стабильную его работу, по сравнению с инструментом на основе CC650, который в диапазоне скоростей 2,8–3,6 м/с склонен к разрушению микроскалыванием. Меньшая чувствительность к повышению скорости обработки приводит к тому, что стойкость пластин марки ZIRCA при максимальном значении скорости (3,6 м/с) выше, чем у пластин CC650.

**Список использованных источников:** 1. Кундрак Я. Твердое точение: технологические возможности и экономическая эффективность / Оборудование и инструмент для профессионалов. – 2009. – № 9. – С. 24–27. 2. J. Kundrak, K. Gyani & oth. Hard turning-machining without cooling. Высокие технологии в машиностроении. Сборник научных трудов НТУ «ХПИ» Харьков. Вып. 1 (4) – 2001. 3. A. Senthil Kumar, A. Raja Durai & oth. Wear behaviour of alumina based ceramic cutting tools on machining steels / Tribology International. – 2006. – Vol. 39, Is. 3. – P. 191–197. 4. E. Aslan, N. Camuşcu & oth. Design optimization of cutting parameters when turning hardened AISI 4140 steel (63 HRC) with Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> + TiCN mixed ceramic tool. / Materials & Design. – 2007– Vol. 28, Is. 5. – P. 1618–16. 5. S. Lo Casto, E. Lo Valvo & oth. Ceramic materials wear mechanisms when cutting nickelbased alloys // Wear. – 1999. – Vol. 225 (1). – P. 227–233. 6. Дзелялов С. І. Закономірності формування структури та властивостей керамічного матеріалу інструментального призначення в системі ZrO<sub>2</sub>-Al-C.: автореф. дис. на здобуття наук. ступ. канд. техн. наук за спеціальністю 05.02.01 – «Матеріалознавство». / С. І. Дзелялов. – Київ, 2008. – 20 с.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

## СЛОВО О ЮБИЛЯРАХ

### АКАДЕМІК НАН УКРАЇНИ МИКОЛА ВАСИЛЬОВИЧ НОВІКОВ (до 80-річчя від дня народження)

*Для научного развития необходимо  
признание полной свободы личности,  
личного духа, ибо только при этом  
условии может одно научное миро-  
воззрение сменяться другим, созда-  
ваемым свободной, независимой ра-  
ботой личности.*

*В.И. Вернадский.*

Значимість особистості вченого залежить від ступеня реалізації його інтелектуального потенціалу, але і від того, в якій мірі ця реалізація стимулює консолідацію зусиль окремих вчених і різних наукових шкіл.

Це в повній мірі має відношення до директора інституту надтвердих матеріалів НАН України ім. В.М. Бакуля, генерального директора концерну АЛКОН, заслуженого діяча науки і техніки України, доктора технічних наук, професора, академіка Національної академії наук України Миколи Васильовича Новікова.

Відомий український вчений в галузі матеріалознавства, механіки матеріалів і конструкцій, наукових основ машинобудування, провідний науковець із створення та застосування надтвердих матеріалів як основи нової техніки та високих технологій ХХІ сторіччя, – М.В. Новіков народився 10 квітня 1932 року в Києві в родині службовців. Закінчивши в 1949 р. середню школу із срібною медаллю, вчився на механічному факультеті Київського політехнічного інституту, був персональним стипендіатом з II курсу і одержав в 1954 р. диплом інженера з відзнакою. Був рекомендований до аспірантури кафедри «Опір матеріалів», почав педагогічну роботу з 1955 року, впродовж останніх 23 років викладає як професор кафедри «Інструментальне виробництво», нині «Інтегровані технології машинобудування» НТУУ «КПІ». Почав наукову роботу молодшим науковим співробітником в 1957 р. в Інституті металокераміки та спецсплавів Академії наук України, нині Інститут проблем матеріалоз-

навства ім. І.М. Францевича НАН України. Вже на початку наукової діяльності виявляв його прихильність до широкого спектру проблем.

За дослідження впливу виду напруженого стану і температури на розсіювання енергії в матеріалі при коливаннях в 1958 р. одержав науковий ступінь кандидата технічних наук. Наукові результати кандидатської дисертаційної роботи М.В. Новікова мали важливе прикладне значення і одержали застосування у виробництві потужних газотурбінних двигунів, великих турбомашин, що сприяло зниженню динамічної напруженості та підвищенню надійності і довговічності лопаток, дисків і роторів двигунів.

Як науковець М.В. Новіков зріс та активно працював в науковій школі видатного вченого-механіка Г.С. Писаренка. В 1966 році на базі цієї лабораторії був організований Інститут проблем міцності АН УРСР, в якому М.В. Новіков очолив відділ міцності матеріалів при низьких температурах. Високий науковий потенціал М.В. Новікова формувався і розвивався в спільній роботі з колегами в колективі учнів Г.С. Писаренка, з якого вийшло більше двох сотень кандидатів, докторів наук, до десятка найталановитіших з них були обрані академіками та членами-кореспондентами Академії наук України.

В 1968-1977 рр. М.В. Новіков працює на посаді заступника директора з наукової роботи Інституту проблем міцності. Активно займається науковою та науково-організаційною роботою як заступник голови Комісії з космічних досліджень АН УРСР, організатор і член редколегії журналу «Космічні дослідження в Україні». В 1973 році від був удостоєний звання лауреата Державної премії УРСР і галузі науки і техніки за розробку нових композиційних матеріалів для луно ходів та іншої космічної техніки. В. 1975 р. М.В. Новіков успішно захищає докторську дисертацію з наукових основ підвищення несучої здатності зварних ємностей і трубопроводів при криогенних температурах, в якій обґрунтував можливість використання температурного зміцнення холодопластичних матеріалів – алюмінієвих та титанових сплавів, високолегованих нікельвміщуючих сталей для підвищення несучої здатності криогенних ємностей космічної техніки для рідкого водню. Це забезпечувало зниження їх металоемності та покращення технічних характеристик космічної техніки. Досягнення було стверджено відповідним нормативом.

В березні 1977 р. М.В. Новікова обрано директором Інституту надтвердих матеріалів (ІНМ) АН УРСР. В наступні 35 років він 6 разів переобирався на цю посаду і працює директором до цього часу (2012 р.).



На цій посаді М.В. Новіков спрямовано розгорнув фундаментальні дослідження із синтезу надтвердих матеріалів (НТМ) на основі фізико-хімії, термодинаміки, механіки твердого тіла. Ним розвинені теоретичні основи синтезу надтвердих матеріалів при екстремально високих тисках і температурах та комп'ютерне моделювання параметрів синтезу, що забезпечує підвищення продуктивності та довговічності технологічних апаратів високого тиску. Безпосередньо з його творчою участю створені нові марки висококоміцних термостійких, напівпровідних та надпровідних алмазів, зносостійких та надтвердих алмазних та з кубічного нітриду бору полікристалів і композитів, одержано неіснуючий в природі надтвердий матеріал, другий за твердістю після алмазу, кубічний карбонітрид бору. У 1985 р. М.В. Новіков був обраний академіком НАН УРСР.

М.В. Новіковим науково обґрунтовані методи оцінки та прогнозування закономірностей опору руйнування, деформаційних характеристик, тріщиностійкості алмазовмісних, направлено структурованих композиційних матеріалів та висококоміцної кераміки в умовах статичного та динамічного навантаження в інструментах та виробках, елементах нової техніки ХХІ сторіччя.

Ним розвинена теорія і числові методи механіки деформівного твердого тіла, які використовуються для вивчення стану та прогнозування надійності в розрахунках напружено-деформованого та граничного стану багатoelementних апаратів високого тиску складних за конструкціями. Розроблені та широко застосовані практичні рекомендації дозволили збільшити до 10 разів робочий об'єм та в 2 рази підвищити довговічність технологічних апаратів високого тиску, що використовуються при синтезі та спіканні надтвердих матеріалів. Вперше в світовій практиці здійснено повне застосування сталей замість твердих сплавів в конструкціях промислових апаратів високого тиску, що призвело до високого економічного ефекту. Розвиток досліджень в області механіки деформування і граничного стану надтвердих композитів дозволив створити сучасні методи проектування наперед заданої структури, що забезпечує одержання перспективних фізико-хімічних властивостей надтвердих матеріалів у різному функціональному використанні.

М.В. Новікову належать заслуги у створенні нових напрямків розвитку сучасного матеріалознавства – синтезу крупних висококоміцних кристалів алмазу різного кольору, одержання алмазних і алмазоподібних плівок та покриттів з особливими властивостями, високотемпературної структурованої кераміки і певних старт-матеріалів, комп'ютерного матеріалознавства в галузі екстремально високих параметрів діючого середовища – надвисоких тисків і

температури. В інституті за творчою ініціативою М.В. Новікова проводяться роботи зі створення нової аналітичної техніки, зокрема тунельної скануючої мікроскопії, досліджень при надвисоких тисках в алмазних ковадлах, приладів і технологічного устаткування для синтезу надтвердих матеріалів, комплексного дослідження властивостей, міцності і довговічності виробів і поверхонь, оброблених інструментами з НТМ та твердих сплавів.

Вперше в світовій науці теоретично обґрунтовані і розроблені методи оцінки міцності і тріщиностійкості монокристалів НТМ з урахуванням їхньої кристалографії і дефектності, отримані кількісні довідникові характеристики опору руйнуванню, зносостійкості, теплопровідності та інші фізико-механічні характеристики у широкому температурному діапазоні. Особливу увагу в останні роки М.В. Новіков приділяє перспективним напрямам сучасного матеріалознавства – наноструктурам і нанотехнологіям, фулеренам, графенам, старт і структурованим матеріалам, обґрунтуванню використання напівпровідникових та надпровідних алмазних монокристалів та функціонально ефективних алмазних і алмазоподібних плівок і покриттів в електронній і аерокосмічній техніці, застосуванню технологій найефективнішого алмазного мікроточіння, що відкриває важливий напрямок наномеханообробки. Під керівництвом М.В. Новікова створено високоефективні процеси прецизійної складно профільної обробки металевих, керамічних та інших неметалевих матеріалів для сучасної техніки і приладобудування, оптики та електроніки нового покоління.

У весь час діяльності М.В. Новіков активно сприяє використанню наукових досягнень та сучасних високих технологій в різних галузях виробництва. Спільна науково-дослідницька робота за договорами про співдружність з ініціативи і при активній участі М.В. Новікова була організована з Інститутом машинознавства та Інститутом фізичної хімії Російської академії наук, Центральним інститутом металургійного устаткування і Науково-дослідним інститутом алмазів у Москві, Будапештським інститутом фізики, Берлінським інститутом геофізики і високих тисків, Дослідницьким центром компанії Монсанто (США) і компанією ЦВІК та Ф. Діамант (Німеччина), Японською компанією Глобал Даймонд, Корейським інститутом науки і технології (Сеул), американською компанією ЗМ, багатьма китайськими університетами та іншими інститутами і компаніями.

М.В. Новіков організував роботу і керував дослідженнями спільних лабораторій із болгарською фірмою «Стіма», (компанія «Г. Попов») (Казанлик), угорською компанією «Тридіал» (Будапешт). Тепер організується робота су-

місного китайсько-українського інституту та за європейським грантом з центрами науки і освіти у Польщі та Франції.

Одним з важливіших напрямів діяльності М.В. Новіков вважає постійну увагу і роботу з молодим поколінням науковців. Свій великий науковий досвід і творчу енергію він активно використовує в підготовці наукових кадрів. За 35 років його роботи в інституті підготовлено 54 докторських і 304 кандидатських дисертацій, з яких 15 докторів і 39 кандидатів наук є безпосередньо його учнями. Творча атмосфера, яка склалася в колективі інституту, сприяла створенню широко визнаної зараз наукової школи Бакуля – Новікова, яка включає значне коло знаних науковців в галузі матеріалознавства та високих технологій обробки матеріалів.

Наукові здобутки М.В. Новікова та широке застосування їх результатів в різних галузях виробництва відзначені Державними преміями в галузі науки і техніки УРСР, СРСР, України, преміями НАН України ім. Є.О. Патона та ім. І.М. Францевича.

Велику увагу Микола Васильович приділяє науковим виданням. У 1971 р. він виступає ініціатором і організатором регулярного виходу періодичного наукового збірника «Космічні технології в Україні», бере участь як член редколегії у виданнях журналу «Проблемы прочности» (Київ), періодичних збірників «Физика и техника высоких давлений» (Донецьк) та «Адгезия расплавов и пайка материалов» (Київ), «Journal of Hard Materials» (Англія). В 1979 р. він очолив видання науково-теоретичного журналу АН СРСР і АН УРСР «Сверхтвердые материалы», який з 1983 р. перевидається англійською мовою під назвою «Journal Superhard Materials» видавництвом «Allerton Press Inc.» Шпрінгер у Нью-Йорку, США. У 2007 р. відкрито розповсюдження журналу через SpringerLink – одну з найбільших світових баз наукової інформації. Починаючи з 2008 р., за оцінкою авторитетної експертної комісії, журнал внесений до бази даних наукового цитування Web of Science компанії Thomson Reuters, а в 2010 р. отримав імпаکت-фактор 0,547, що становить шосте місце серед 17 академічних журналів, що мають зараз визнаний імпаکت-фактор, одне з перших вітчизняних – за матеріалознавчим напрямком.

За науковою редакцією та творчою участю М.В. Новікова були видані тритомна монографія «Синтетические сверхтвердые материалы», шеститомна монографія «Сверхтвердые материалы. Получение и применение». Остання відзначена Українською академією наук Премією і медаллю Платона. Був виданий перший у світі повний довідник «Физические свойства алмаза», який перекладено німецькою, японською і китайською мовами. Він науковий реда-

ктор і один із співавторів довідника «Алмаз» і монографії «Синтез алмазов», довідника «Полиморфные модификации углерода и нитрида бора» та ін. Всього М.В. Новіковим опубліковано 718 наукових праць, до яких входять 21 монографія, 192 авторських свідоцтв і патентів, в т.ч. 270 праць і 90 авторських свідоцтв з проблем синтезу і застосуванню НТМ, а також наукові статті, довідники, підручники. Його праці перевидавалися в США, Японії й багатьох європейських країнах.

М.В. Новіков веде активну науково-організаційну і громадську діяльність, представляє інститут і Україну у світових наукових товариствах. Більше 20 років працював головою і членом Секції Комітету з Державних премій і галузі науки і техніки, 8 років головував експертною Радою ВАК України з машинознавства та загального машинобудування, очолює Наукову Раду «Синтез надтвердих матеріалів і їх застосування в промисловості» НАН України. Довгі роки очолював Спеціалізовану раду з захисту докторських дисертацій в ІНМ та був членом в різні роки спеціалізованих рад ІПМ ім. Г.С. Писаренка, КПІ та ін. Постійно з 1977 року входить до Бюро Відділення фізико-технічних проблем матеріалознавства НАН України, багато років є членом Президії ТПП України. Він був одним із основних доповідачів і представляв вітчизняну науку на конференціях в різних країнах світу (США, Японії, Німеччини, Іспанії, Італії, ЮАР, Франції та ін.).

З 2008 року по цей час представляє Україну у Європейському парламенті підприємців в Брюсселі.

За значний особистий внесок і бездоганне служіння розвитку науки та промисловості України, соціально-економічну та культурно-освітню діяльність, утвердження міжнародного авторитету країни Микола Васильович Новіков відмічений вищими нагородами України – орденом «Князя Ярослава Мудрого» V ст. (2002), він повний кавалер орденів «За заслуги» (1, 2, 3 ступенів 2011, 2007, 1998 рр.). Одержав золотий орден I ступеня Болгарії «Кирило і Мефодій» (1985), Міжнародного фонду ЮНЕСКО «Святого Миколи Чудотворця» I ступеня «За примноження добра на землі» (1998). Він також нагороджений орденами, медалями і відзнаками СРСР та ряду зарубіжних країн. Відзначений срібною медаллю і дипломом «За видатні досягнення XX сторіччя» (1995, Кембрідж, Англія), медаллю Американською біографічною Асоціацією «За свободу» (2010), нагороджений пам'ятною медаллю «Лідери XXI століття» (2000, Кембрідж, Англія), та Кембриджським дипломом за досягнення в освітній діяльності (2011), золотою нагородою «За досягнення життя» від Американського біографічного інституту (Релейх, США), Дипло-

мом і премією «Одіссей» Міжнародної академії КОНТЕНАНТ за видатні досягнення в галузі високих технологій (2000, Росія, Франція), пам'ятними медалями Сократа, Платона, В.М. Глушкова, М.Ф. Семка, В.І. Моссаковського, багатьма державними медалями та нагородними знаками України та м. Києва.

Визнанням заслуг М.В. Новікова в галузі вищої освіти є обрання його Почесним доктором НТУ «Харківський політехнічний інститут», НТУУ «Київський політехнічний інститут» та ін. Він очолює програмні та організаційні комітети чисельних міжнародних конференцій, вже багато років являється співголовою міжнародної науково-технічної конференції «Interpartner» – Алушта та ін.

Під керівництвом М.В. Новікова Інститут надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України став одним з визнаних авторитетних в світі наукових центрів технологічного перевершення в галузі надвисоких тисків і температур, синтезу нових надтвердих та структурованих матеріалів, інструментів з них, конструкційних виробів для нової техніки в різних галузях індустрії, нової медичної техніки.

В даний час інститут проводить фундаментальні дослідження в області створення нових надтвердих, ультра твердих, керамічних і композиційних матеріалів, структурованих і старт-матеріалів – матеріалів, що знайшли своє застосування в промисловості і техніці і здатні змінювати свої фізико-механічні властивості при зміні зовнішніх впливів. Велика увага приділяється дослідженню матеріалів біологічного і медичного призначення, виробу з яких можуть бути отримані з використанням надтвердих матеріалів. Це елементи штучних суглобів з титану, сапфіра і кераміки. В інституті розвивається напрямок з отримання колоїдних антисептичних матеріалів на основі наносрібла, які володіють унікальними бактерицидними властивостями.

Інтелект і широкий кругозір Миколи Васильовича, його вміння стратегічно мислити і об'єднувати навколо себе відданих справі вчених і інженерів – це той потужний потенціал, який дає можливість Інституту надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля перебувати серед найбільш відомих і визнаних українських і світових наукових центрів.

Редакційна колегія науково-технічної збірки «Cutting and Tool in Technological System», наукова громадськість, чисельні колеги і учні щиро вітають Миколу Васильовича з ювілеєм, бажають здоров'я, творчої наснаги, нових вагомих наукових здобутків, подальшого виховання наукової молоді.

## СОДЕРЖАНИЕ

|                                                                                                                                                                                                     |     |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| <b>Алиев А.И.</b> Исследование влияния СОТС растительного происхождения на составляющие силы резания при свободном точении .....                                                                    | 3   |
| <b>Балайти Ж.</b> Потенциал применения проективной геометрии в разработке червячной передачи .....                                                                                                  | 10  |
| <b>Бахарев В.П.</b> Характеристики физико-механического взаимодействия инструментов с керамическими материалами при доводке связанным и свободным абразивом .....                                   | 18  |
| <b>Варга Д.</b> 3D исследование шероховатости поверхности при экологически чистом способе фрезерования поверхности .....                                                                            | 24  |
| <b>Верещак А.С., Клауч Д.Н., Кущева М.Е., Верещак А.А., Козлов А.А., Лыткин Д.Н., Крючков К.В.</b> Высокоэффективные инструментальные материалы для резания труднообрабатываемых материалов.....    | 34  |
| <b>Верещак А.С., Мигранов М.Ш.</b> Исследование износостойкости спеченных порошковых инструментальных материалов .....                                                                              | 49  |
| <b>Возный В.В., Новиков Н.В., Мельник В.Е.</b> Современные подходы управления процессом обработки сопрягаемых поверхностей бедренного элемента эндопротеза коленного сустава человека .....         | 56  |
| <b>Грабченко А.И., Пыжов И.Н., Клименко В.Г.</b> Расширение технологических возможностей процесса плоского торцового шлифования .....                                                               | 64  |
| <b>Гусев В.В., Калафатова Л.П., Поколенко Д.В.</b> Влияние динамического воздействия на формирование структуры дефектного слоя ситалла .....                                                        | 76  |
| <b>Гуцаленко Ю.Г.</b> Основные предпосылки разработки инструментальных твердых сплавов на бимодальной вольфрамкарбидной основе .....                                                                | 83  |
| <b>Деревянченко А.Г., Оборский Г.А., Гнатюк Г.П., Волков С.К.</b> Контроль состояний элементов режущей части инструментов для глубокого сверления с использованием системы технического зрения..... | 88  |
| <b>Деревянченко А.Г., Волков С.К., Марченко Е.Н.</b> Разработка стендов для формирования 2D и 3D образов режущей части изношенных и отказавших инструментов .....                                   | 95  |
| <b>Джугурян Т.Г., Голобородько А.М., Перпери Л.М.</b> Выбор параметров и геометрии абразивных элементов конической абразивно-выглаживающей развертки с учетом припуска на обработку .....           | 101 |
| <b>Иззетов Н.А.</b> Способ притирания конических герметично сопряженных поверхностей .....                                                                                                          | 106 |

|                                                                                                                                                                                                        |     |
|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| <b>Калмар Л., Янига Г., Солтез Л.</b> Характеристика различных конфигураций одноступенчатого вентилятора с использованием 3D нестационарного численного моделирования потока .....                     | 112 |
| <b>Кириллов А.К., Лазарева М.Н.</b> Анализ экологического состояния процесса резания .....                                                                                                             | 120 |
| <b>Колесник М.Э.</b> Модель и применение метода оптимизации содержания проекта по критерию стоимость .....                                                                                             | 126 |
| <b>Кравченко Ю.Г.</b> Температурное поле заготовки от ШРД теплоты деформации в плоскости сдвига .....                                                                                                  | 131 |
| <b>Кундрак Я., Дьяни К., Дезпот И.</b> Эффективность комбинированной обработки .....                                                                                                                   | 140 |
| <b>Кундрак Я., Дьяни К, Забо Д.</b> Исследование взаимосвязи между остаточными напряжениями и углами резца при точении деталей высокой твердости .....                                                 | 152 |
| <b>Лавриненко В.И., Петасюк Г.А., Сухарев Д.В.</b> Морфометрические характеристики монокристаллов синтетического алмаза как критерий равномерности износа прецизионных алмазных правящих роликов ..... | 162 |
| <b>Лавриненко С.Н.</b> Особенности износа режущих инструментов при механической обработке биоинженерных термопластичных полимеров.....                                                                 | 170 |
| <b>Лебедева И.П., Хавин В.Л., Симонова А.А., Вереzub Н.В.</b> Выбор оптимальных параметров механической обработки металлов с нано- и субмикроструктурной структурой .....                              | 175 |
| <b>Лещенко А.И.</b> Особенности трансформации режимных параметров обработки сложно-профильных поверхностей, связанных с ее топологией .....                                                            | 183 |
| <b>Марос З.</b> Взаимосвязь энергетической нагрузки и конусности среза при абразивно-струйной резке .....                                                                                              | 189 |
| <b>Меметов С.Р., Джемилев Э.Ш., Шабдинов М.Л.</b> Исследование влияния экологически безопасных СОТС на качество обработанной поверхности при разворачивании отверстий.....                             | 195 |
| <b>Мироненко Е.В., Марчук Е.В.</b> Управление динамическими характеристиками прорезных резцов .....                                                                                                    | 201 |
| <b>Мовишович А.Я., Ищенко М.Г., Кобзев А.С.</b> Универсально-сборная переналаживаемая оснастка с унифицированными установочно-зажимными элементами.....                                                | 206 |

|                                                                                                                                                                               |     |
|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| <b>Набока Е.В., Приходько О.Ю.</b> Использование системного подхода при моделировании процесса управления качеством продукции машиностроения.....                             | 212 |
| <b>Надеин В.С.</b> Теоретические основы усовершенствования расчета дискового шевера .....                                                                                     | 216 |
| <b>Нечепанев В.Г., Мышов М.С.</b> Определение силовых факторов повторного взаимодействия режущего инструмента с отделенной стружкой при фрезеровании профильных пазов .....   | 222 |
| <b>Новоселов Ю.К., Богуцкий В.Б.</b> Анализ связи износа инструмента с износом абразивных зерен .....                                                                         | 228 |
| <b>Посвятенко Э.К., Посвятенко Н.И., Будяк Р.В.</b> Особенности механики резания материалов, упрочненных холодной деформацией .....                                           | 238 |
| <b>Равская Н.С., Ковалева Л.И., Родин Р.П.</b> Определение скорости результирующего движения резания при затыловании фасонных фрез и точении многогранных валов .....         | 249 |
| <b>Ромашов Д.В., Криворучко Д.В., Федорович В.А.</b> Динамическое 3D моделирование устойчивости процесса высокоскоростного шлифования... ..                                   | 256 |
| <b>Сизый Ю.А., Степанов М.С., Евтухов А.В., Скиба Ю.С.</b> Влияние скорости перемещения заготовки при шлифовании на ее нагрев.....                                            | 262 |
| <b>Узунян М.Д., Стрельчук Р.М.</b> Наноструктурные твердые сплавы – особенности шлифования, качество и его стоимостная оценка.....                                            | 273 |
| <b>Фадеев В.А., Федоренко Д.О., Ромашов Д.В., Федорович В.А.</b> Повышение эффективности алмазно-абразивной обработки путем управления процессом самозатачивания кругов ..... | 289 |
| <b>Флоров А.В.</b> Математическое моделирование температурного поля в материале при резании.....                                                                              | 296 |
| <b>Якубов Ф.Я., Джелялов С.И.</b> К вопросу о прецизионной токарной обработке изделий из цементированной стали 20 инструментом, оснащенным керамикой.....                     | 298 |
| <br><b>СЛОВО О ЮБИЛЯРАХ</b>                                                                                                                                                   |     |
| Новиков Николай Васильевич .....                                                                                                                                              | 306 |



Научное издание

**РЕЗАНИЕ И ИНСТРУМЕНТ  
в технологических системах**

СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

**Выпуск 81**

Составитель *проф. Грабченко А. И.*

Оригинал-макет *Балака Е. В.*

В авторской редакции

Підп. до друку 17.07.2012 .Формат 60×90 1/16 .

Папір Сору Рарег. Друк - ризографія. Гарнитура 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 —ХІ”.

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК № 116 від 10.07.2000  
61002, м. Харків, вул. Фрунзе, 21

---

Друкарня ДП ХМЗ "ФЕД", 61023, Харків, вул. Сумська, 132